

POLITECHNIKA KOSZALIŃSKA

WYDZIAŁ MECHANICZNY

KATEDRA MECHANIKI TECHNICZNEJ
I WYTRZYMAŁOŚCI MATERIAŁÓW

Mgr inż. Krzysztof KUKIEŁKA

Rozprawa doktorska



**MODELOWANIE I ANALIZA NUMERYCZNA STANÓW DEFORMACJI
I NAPRĘŻEŃ W WARSTWIE WIERZCHNIEJ GWINTÓW O ZARYSACH
TRAPEZOWYM I ŁUKOWYM WALCOWANYCH NA ZIMNO**

PROMOTOR: Prof. dr hab. inż. Leon KUKIEŁKA

KOSZALIN 2008

Wykaz ważniejszych oznaczeń	5
Rozdział I. WPROWADZENIE	
1. Wstęp	9
2. Geneza i uzasadnienie tematu rozprawy	13
3. Zakres rozprawy	15
4. Rodzaje i tolerancje wykonania gwintów	16
5. Metody wytwarzania gwintów	19
5.1. Rys historyczny technologii walcowania gwintów	19
5.2. Współczesne metody wytwarzania gwintów	20
5.3. Kształtowanie gwintów metodami obróbki ubytkowej	21
5.3.1. Toczenie gwintów	21
5.3.2. Frezowanie gwintów	21
5.3.3. Gwintowanie narzynkami	22
5.3.4. Gwintowanie gwintownikami	22
5.3.5. Wykonanie gwintów głowicami gwinciarскими	22
5.3.6. Szlifowanie gwintów	23
5.4. Plastyczne kształtowanie gwintów	24
Rozdział II. ANALIZA STANU ZAGADNIENIA W ŚWIELE LITERATURY	
6. Klasyfikacja sposobów walcowania gwintów	26
7. Charakterystyka kinematyczna sposobów walcowania gwintów zewnętrznych	29
8. Technologia i technika walcowania gwintów	32
8.1. Walcowanie gwintów przyrządami jednorolkowymi bez napędu	32
8.2. Walcowanie gwintów głowicami wielorolkowymi	32
8.2.1. Walcowanie głowicami dwurolkowymi metodą styczną	33
8.2.2. Walcowanie głowicami (gwintownicami) kątowymi trzyrolkowymi metodą osiową	34
8.2.3. Walcowanie głowicami kątowymi trzy-, cztero-, pięć lub sześciorolkowymi metodą osiową	35
8.2.4. Walcowanie gwintów głowicą trójrolkową metodą promieniową	37
8.3. Walcowanie gwintów na walcarkach rolkowych	38
8.4. Walcowanie gwintów na walcarkach specjalnych	40
8.5. Walcowanie gwintów na urządzeniach specjalnych	40
8.5.1. Urządzenie do walcowania długich gwintów ruchowych na tokarkach	40
8.5.2. Urządzenie do przelotowego walcowania długich gwintów o małych średnicach	41
9. Odształcenia plastyczne i własności mechaniczne stali walcowanej	42
10. Twardość i wytrzymałość na zginanie narzędzi walcujących gwinty	45
11. Jakość technologiczna gwintu walcowanego	45
11.1. Właściwości fizyczno – mechaniczne gwintu	45
11.2. Statyczna i dynamiczna wytrzymałość gwintu	50
11.3. Dokładność wymiarowo-kształtowa	52
11.4. Powiększenie średnicy zewnętrznej części	55
11.5. Osiowe płynięcie materiału podczas walcowania gwintu	57
12. Modelowanie procesu walcowania gwintu	59
13. Modelowanie w mechanice ośrodków ciągłych	61
13.1. Modelowanie dynamicznych właściwości mechanicznych materiałów	61
13.2. Numeryczne metody rozwiązywania zagadnień ciągłych	63
13.3. Metoda elementów skończonych	64
13.4. Jawne i niejawne metody całkowania względem czasu	66
13.5. Stabilność schematu całkowania równań ruchu	67
13.6. Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu	67

13.7. Modelowanie zagadnienia kontaktowego	69
14. Wnioski z dotychczasowego stanu badań	70
15. Hipoteza, teza i cele pracy	71

Rozdział III. RÓWNANIA KONSTITUTYWNE DLA MATERIAŁU SPRĘŻYSTO/LEPKO-PLASTYCZNEGO Z UMOCNINIEM MIESZANYM

16. Modele matematyczne ciała sprężysto/lepkoplastycznego z umocnieniem mieszanym.	75
16.1. Model matematyczny przyrostu odkształceń całkowitych.....	75
16.2. Model matematyczny składowych tensora przyrostu naprężeń.....	78
16.3. Model matematyczny składowych tensora przyrostu translacji.....	79
17. Model matematyczny dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe.....	79
17.1. Model matematyczny przyrostu dynamicznych naprężeń uplastyczniających.....	81
17.2. Model matematyczny chwilowych dynamicznych naprężeń uplastyczniających	82
17.2.1. Ogólny model naprężeń uplastyczniających materiały metalowe	82
18. Estymacja parametrów modelu materiałowego na podstawie wyników badań eksperymentalnych	83
18.1. Metodyka wyznaczania krzywych umocnienia na podstawie badań nad jednoosiowym rozciąganiem lub ściskaniem.....	84
18.1.1. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej na podstawie normy	87
18.1.2. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej metodą N.N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej	87
18.1.3. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej metodą P.W. Bridgmana	88
18.1.4. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodą MES-1.....	89
18.1.5. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodą MES-2.....	90
18.1.6. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodą MES-3 i MES-4.....	91
18.2. Porównanie metod wyznaczania krzywych umocnienia	92
19. Wyznaczanie krzywych umocnienia dla wybranych materiałów.....	95
19.1. Krzywa umocnienia dla plasteliny jako tworzywa modelowego	95
19.2. Krzywe umocnienia dla stali C45, S235JR i 11SMn30	98
19.2.1. Wpływ odkształceń na naprężenia uplastyczniające.....	98
19.2.2. Wpływ prędkości odkształceń na naprężenia uplastyczniające	103
19.2.3. Model naprężeń uplastyczniających dla stali C45, S235JR i 11SMn30	104
19.3. Porównanie właściwości mechanicznych stali i plasteliny.....	106
20. Implementacja numeryczna modeli materiałowych	107
20.1. Zasady akumulacji wielkości przyrostowych	108
20.2. Korekcja naprężeń	110
21. Podsumowanie i wnioski	111

Rozdział IV. BADANIA ROZPOZNAWCZE

22. Badania możliwości walcowania na typowych walcarkach gwintów o zarysie łukowym na rurach	113
22.1. Opis stanowiska badawczego	114
22.1.1. Przystosowanie walcarki WGH-80 do walcowania gwintów o zarysie łukowym	114
22.1.2. Opis próbek i plan eksperymentu	115
22.1.3. Wyniki badań	116
22.1.4. Wpływ grubości ścianki rury na jakość gwintu oraz stabilność i wydajność procesu walcowania	119
22.1.5. Wnioski z walcowania gwintu o zarysie łukowym na walcarce WGH-80	120
22.2. Badanie stanów przemieszczeń i odkształceń materiału podczas walcowania gwintów	120
22.3. Badanie istotności wpływu czynników (warunków walcowania) na jakość gwintu	123
22.3.1. Analiza wrażliwości procesu walcowania na wybrane czynniki materiałowe	124
22.3.2. Analiza istotności wpływu parametrów materiałowych na stan odkształceń i naprężeń	129
22.4. Podsumowanie i wnioski z badań rozpoznawczych	132

Rozdział V. MODEL MATEMATYCZNY PROCESU WALCOWANIA GWINTÓW Z UWZGLĘDNIENIEM NIELINIOWOŚCI GEOMETRYCZNEJ I FIZYCZNEJ

23. Przyrostowy opis zjawisk fizycznych w procesie walcowania gwintów	135
23.1. Układy współrzędnych	137
23.2. Miary przyrostów przemieszczenia, odkształcenia, prędkości odkształcenia oraz naprężenia w procesie plastycznego kształtowania nierówności	137
23.3. Algorytm modelowania i analizy procesu walcowania gwintów	139
23.4. Model fizyczny procesu walcowania gwintów	141
24. Założenia do modelowania procesu walcowania gwintów	141
25. Model matematyczny procesu walcowania gwintów	146
25.1. Model kontaktu elementu walcującego z przedmiotem obrabianym	147
25.1.1. Dotychczasowy stan badań zagadnienia kontaktowego	147
25.1.2. Siły kontaktowe	148
25.1.3. Sztywność kontaktowa	149
25.1.4. Kontaktowe warunki brzegowe	150
25.1.5. Warunki tarcia w obszarze styku ciał	151
25.1.6. Implementacja numeryczna modelu kontaktu	152
26. Równanie ruchu i deformacji obiektu	154
26.1. Wariacyjne sformułowanie równania ruchu	154
26.2. Przyrostowy funkcjonal i warunek jego stacjonarności dla przypadku walcowania gwintów	155
26.3. Ogólna postać równania ruchu obiektu dyskretnego	157
26.4. Rozwiązywanie dyskretyzowanych równań ruchu i deformacji	157
26.4.1. Całkowanie jawne równań ruchu i deformacji	158
26.4.2. Całkowanie niejawne równań ruchu i deformacji	161
26.5. Implementacja numeryczna rozwiązywania dyskretyzowanych równań ruchu	162
27. Podsumowanie i wnioski z modelowania procesu walcowania gwintów	165

Rozdział VI. BADANIA MODELOWE PROCESU KSZTAŁTOWANIA GWINTÓW O ZARYSACH TRAPEZOWYM I ŁUKOWYM

28. Modelowanie fizyczne	167
29. Stanowisko do badań modelowych	169
29.1. Redukcja rzeczywistego obiektu przestrzennego do modelu płaskiego	169
30. Przyrostowa metoda analizy siatek w badaniach procesów walcowania gwintów	173
30.1. Technika eksperymentu	173
30.2. Pomiary siatek	174
30.3. Kinematyka procesu wyciskania gwintu	175
30.3.1. Równanie linii prądu	175
30.3.2. Pole przemieszczeń i prędkości przemieszczeń	175
30.3.3. Wyznaczenie składowych gradientu przyrostów przemieszczania	176
31. Badania modelowe mechanizmu plastycznego płynięcia tworzywa modelowego w procesie kształtowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym	178
31.1. Badania wpływu współczynnika tarcia na stan przemieszczenia tworzywa modelowego	178
32. Warunki brzegowe dla przemieszczeń	180
34. Symulacje numeryczne procesu kształtowania zarysu gwintów na tworzywie modelowym	186
33.1. Opis aplikacji w systemie ANSYS	187
33.2. Walidacja modelu komputerowego	188
33.3. Wyniki obliczeń numerycznych	189
33.3.1. Pierwsza metoda obliczeń	189
33.3.2. Druga metodyka obliczeń	190
34. Wnioski z badań modelowych	191

Rozdział VII. ANALIZA NUMERYCZNA PROCESU WALCOWANIA GWINTÓW O ZARYSACH TRAPEZOWYM I ŁUKOWYM

35. Zastosowanie programu ANSYS do nieliniowej analizy dynamicznej	193
35.1. Opis aplikacji WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS	195
35.2. Analiza wrażliwości	196

35.2.1. Wpływ współczynnika kształtu elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie	197
35.2.2. Wpływ zagęszczenia siatki elementów skończonych na stany maksymalnych i naprężeń i odkształceń w gwincie	198
35.2.3. Wpływ funkcji kształtu elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie	201
36. Wpływ warunków walcowania gwintów trapezowych na stany odkształceń i naprężeń w gwincie	201
37. Wpływ warunków walcowania gwintów łukowych na stany odkształceń i naprężeń w gwincie.....	203
38. Podsumowanie i wnioski z analiz numerycznych	204

Rozdział VIII. WERYFIKACJA EKSPERYMENTALNA WALCOWANIA GWINTÓW O ZARYSIE ŁUKOWYM NA RURACH

39. Obiekt i stanowisko badań	208
40. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków walcowania na jakość gwintu	211
40.1. Określenie zbiorów czynników badanych, stałych, zakłócających i wynikowych	211
40.2. Ustalenie przedziału zmienności czynników badanych	213
40.3. Przyjęcie klasy modelu matematycznego	213
40.4. Kodowanie czynników badanych	213
40.5. Realizacja badań właściwych	214
40.5.1. Plan eksperymentu	214
40.5.2. Przygotowanie próbek	215
40.5.3. Walcowanie gwintów o zarysie łukowym	217
40.5.4. Próbki po walcowaniu gwintów	217
40.6. Analiza statystyczna wyników badań	219
40.6.1. Eliminacja wyników obciążonych błędem grubym	220
40.6.2. Wariancja międzywierszowa i odchylenie standardowe	221
40.6.3. Sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie	221
40.6.4. Obliczenie współczynników funkcji regresji	221
40.6.5. Analiza statystyczna funkcji regresji	222
40.6.6. Badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej	223
40.6.7. Sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego	225
40.7. Odkodowanie funkcji regresji	225
40.8. Funkcje regresji czynników wyjściowych.....	225
40.9. Analiza wyników badań	229
41. Wnioski z badań eksperymentalnych	230

Rozdział IX. ZAKOŃCZENIE

42. Podsumowanie	232
43. Elementy oryginalne pracy	233
44. Wnioski	235
44.1. Wnioski poznawcze oraz dotyczące hipotezy i tezy pracy	235
44.2. Wnioski utylitarne	237
44.3. Wnioski do dalszych badań	237
Literatura	239

ZAŁĄCZNIK

Z1. Właściwości próbek	250
Z.1.1. Twardość materiału – metoda Vickers’a	250
Z.1.2. Skład chemiczny	251
Z.1.3. Struktura metalograficzna	251
Z2. Aplikacje WALCOWANIE GWINTÓW – makra w języku APDL w systemie ANSYS	253
Z.2.1. Walcowanie gwintów o zarysie trapezowym	253
Z.2.2. Walcowanie gwintów o zarysie łukowym	256
Streszczenie	259
Summary	261
Zusammenfassung	263

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

- $\mathbf{B}^{(e)}$ – macierz odkształceń elementu skończonego
 $\bar{\mathbf{B}}^{(e)}$ – macierz liniowej zależności przyrostu odkształceń od przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych elementu
 $\tilde{\mathbf{B}}^{(e)}$ – macierz nieliniowej zależności przyrostu odkształceń od przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych elementu
 ${}^0\mathbf{C}, {}^t\mathbf{C}, {}^\tau\mathbf{C}$ – konfiguracje: początkowa, aktualna i poszukiwana
 $\tilde{\mathbf{C}}$ – parametr materiałowy określający umocnienie translacyjne
 $\mathbf{C}_{ijkl}^{(E)}$ – składowe tensora Hooke'a $\mathbf{C}^{(E)}$ charakteryzującego właściwości sprężyste materiału
 \mathbf{C}_T – globalna macierz tłumienia układu w chwili t
 $\mathbf{C}^{(E)}$ – macierz Hooke'a charakteryzująca ośrodek sprężysty w chwili t
 $\mathbf{C}^{(E)(e)}$ – macierz Hooke'a elementu skończonego
 d [mm] – średnica próbki, średnica zewnętrzna gwintu zewnętrznego
 d_x [mm] – średnica walca lub dowolna średnica stożka, na którym opisano linię śrubową
 d_1 [mm] – średnica wewnętrzna gwintu zewnętrznego
 d_2 [mm] – średnica podziałowa gwintu zewnętrznego
 d_3 [mm] – średnica wewnętrzna gwintu zewnętrznego określanego zarysem nominalnym (różnym od zarysu podstawowego)
 D [mm] – średnica wewnętrzna gwintu wewnętrznego
 D_1 [mm] – średnica zewnętrzna gwintu wewnętrznego
 D_2 [mm] – średnica podziałowa gwintu wewnętrznego
 D_4 [mm] – średnica zewnętrzna gwintu wewnętrznego określonego zarysem nominalnym (różnym od zarysu podstawowego)
 \mathbf{D}_ε – dewiator tensora odkształceń względnych
 $\mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ – dewiator tensora prędkości odkształceń względnych
 \mathbf{D}_σ – dewiator tensora naprężeń
 $\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$ – dewiator tensora naprężeń wypadkowych
 $\mathbf{D}_{ijkl}^{(E)}$ – składowe tensora $\mathbf{D}^{(E)}$, będącego odwrotnością tensora Hooke'a $\mathbf{C}^{(E)}$
 E [MPa] – współczynnik sprężystości wzdłużnej (moduł Younga)
 E_c [J] – energia całkowita
 E_d [J] – energia dyssypacji (rozpraszania)
 E_f [J] – energia potencjalna sił masowych
 E_k [J] – energia kinetyczna
 E_o [J] – energia potencjalna odkształcenia
 E_p [J] – energia potencjalna sił powierzchniowych
 $E_T = \partial\sigma_p / \partial\varepsilon_z^{(VP)}$ [MPa] – chwilowy moduł wzmocnienia zależny od odkształceń
 $\dot{E}_T = \partial\sigma_p / \partial\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ [MPa·s] – chwilowy moduł wzmocnienia zależny od prędkości odkształceń
 $\dot{f} = \frac{df}{dt}$, $\ddot{f} = \frac{d^2f}{dt^2}$ – pierwsza i druga pochodna funkcji f względem czasu
 \mathbf{F}_T [N] – globalny wektor obciążenia obiektu
 G [MPa] – moduł sprężystości poprzecznej (moduł styczny, Kirchhoffa)
 h [μm] – głębokość warstwy wierzchniej
 h_3 [mm] – wysokość zarysu gwintu zewnętrznego
HRC, HV, HB – twardość w skali Rockwela, Vickersa, Brinella
 H [mm] – wysokość trójkąta podstawowego
 H_4 [mm] – wysokość zarysu gwintu wewnętrznego

- $I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma)$ [MPa] – drugi niezmiennik zredukowanego dewiatora naprężeń
- J** – funkcjonal
- K** [MPa] – moduł odkształcenia objętościowego
- \mathbf{K}_T** – globalna macierz sztywności układu w chwili t
- \mathbf{M}** – globalna macierz mas układu w chwili t
- \mathbf{N}** – chwilowa macierz kształtu układu
- $\mathbf{N}^{(e)}$** – chwilowa macierz kształtu elementu skończonego
- P** [mm] – podziałka gwintu
- P_h** [mm] – skok (gwintu)
- P_{hx}** [mm] – skok linii śrubowej
- r_1** [mm] – promień zaokrąglenia wierzchołka gwintu zewnętrznego
- r_2** [mm] – promień zaokrąglenia dna gwintu zewnętrznego
- $\mathbf{r}^{(e)}$** [mm] – wektor wodzący elementu skończonego
- R_e** [MPa] – początkowa granica plastyczności
- R_1** [mm] – promień zaokrąglenia dna gwintu wewnętrznego
- R_2** [mm] – promień zaokrąglenia wierzchołka gwintu wewnętrznego
- R_a** [μm] – średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości od linii średniej
- R_{\max}** – maksymalna wysokość chropowatości
- R_z** – wysokość chropowatości według 10 punktów profilu
- S_{ij}** [MPa] – składowe dewiatora **\mathbf{D}_σ** tensora naprężenia w chwili t
- t** [s, ms] – czas
- T_d** – tolerancja średnicy zewnętrznej gwintu zewnętrznego
- T_{d1}** – tolerancja średnicy wewnętrznej gwintu zewnętrznego
- T_{d2}** – tolerancja średnicy podziałowej gwintu zewnętrznego
- T_{D2}** – tolerancja średnicy podziałowej gwintu wewnętrznego
- \mathbf{T}_α** [MPa] – tensor przesunięć środka aktualnej powierzchni płynięcia
- \mathbf{T}_σ** [MPa] – tensor naprężenia Pioli–Kirchhoffa
- \mathbf{T}_c** [MPa] – tensor naprężenia Cauchy’ego
- \mathbf{T}_ε** [MPa] – tensor odkształceń względnych
- $\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$** [MPa] – tensor prędkości odkształceń względnych
- $\tilde{\mathbf{T}}_\sigma$** [MPa] – tensor naprężeń wypadkowych
- \mathbf{u}, \mathbf{u}_i** [m] – wektor przemieszczenia i jego składowe
- U_{im}** – składowe tensora rozciągnięcia **\mathbf{U}** w nowej konfiguracji odniesienia ${}^T\mathbf{C}$
- w** – zagłębienie walca w przedmiot w przekroju osiowym
- w_x** – zagłębienie walca w przedmiot w przekroju x_1
- v_f** [m/min] – prędkość posuwu wzdłużnego (osiowego) przedmiotu obrabianego
- v_r** [m/s] – prędkość obwodowa rolek (walców) roboczych
- v_g** [m/s] – prędkość obwodowa głowicy
- v** [m/s] – prędkość walcowania
- V** [m^3] – objętość obiektu
- α** – kąt gwintu (kąt zarysu)
- $\alpha/2$** – kąt pochylenia boku gwintu o zarysie symetrycznym
- δ** – wariacja
- δ_{ij}** – delta Kroneckera
- $\Delta\mathbf{K}_T$** – globalna macierz przyrostu sztywności obiektu
- $\Delta\mathbf{r}$** [m] – wektor kolumnowy przyrostu przemieszczeń węzłów obiektu
- $\Delta\dot{\mathbf{r}}$** [m/s] – wektor kolumnowy przyrostu prędkości węzłów obiektu
- $\Delta\ddot{\mathbf{r}}$** [m/s^2] – wektor kolumnowy przyrostu przyspieszeń węzłów obiektu
- $\Delta\mathbf{R}_T$** [N] – globalny wektor przyrostu obciążeń zewnętrznych obiektu

- ε_z [-] – zastępcze odkształcenie względne
 ε_{ij} [-] – składowe tensora \mathbf{T}_ε odkształcenia Greena–Lagrange’a
 $\varepsilon_z^{(VP)}$ [-] – zastępcze względne odkształcenie lepko-plastyczne
 $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ [s^{-1}] – zastępcza prędkość względnych odkształceń lepko-plastycznych
 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ [s^{-1}] – składowe tensora \mathbf{T}_ε prędkości odkształceń względnych
 $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ [-] – wektor kolumnowy odkształceń względnych i jego przyrost
 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$, $\Delta\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ [s^{-1}] – wektor kolumnowy prędkości odkształceń i jego przyrost
 $\Delta\mathbf{q}$, Δq_i [MPa] – przyrost wypadkowej siły jednostkowej w obszarze kontaktu i jej składowe
 $\Delta\lambda$ – funkcja (mnożnik) Lagrange’a
 ψ – kąt wzniosu (gwintu walcowego)
 σ_z [MPa] – chwilowe naprężenia zastępcze
 σ_p [MPa] – chwilowe termodynamiczne naprężenie uplastyczniające materiał
 σ_{ij} [MPa] – składowe drugiego tensora naprężenia Pioli–Kirchhoffa \mathbf{T}_σ zdefiniowane na konfiguracji aktualnej tC na początku kroku
 $\boldsymbol{\sigma}$ [MPa] – chwilowy wektor kolumnowy naprężeń Pioli–Kirchhoffa
 $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ – wektor kolumnowy przyrostu naprężeń Pioli–Kirchhoffa
 φ [$^\circ$] – kąt pochylenia linii śrubowej na średnicy podziałowej
 φ_z [-] – zastępcze odkształcenie logarytmiczne (rzeczywiste)
 φ_{ij} [-] – składowe tensora \mathbf{T}_φ odkształceń logarytmicznych
 $\varphi_z^{(VP)}$ [-] – zastępcze logarytmiczne odkształcenie lepko-plastyczne
 $\dot{\varphi}_z^{(VP)}$ [s^{-1}] – zastępcza prędkość logarytmicznych odkształceń lepko-plastycznych
 $\dot{\varphi}_{ij}$ [s^{-1}] – składowe tensora \mathbf{T}_φ prędkości odkształceń logarytmicznych

Skróty:

- MES (*ang.* FEM) – metoda elementów skończonych,
 ES – element skończony
 LE – liczba elementów skończonych
 LSS – liczba stopni swobody
 LW – liczba węzłów obiektu
 HMH – hipoteza Hubera-Misesa-Hencky’ego

Oznaczenia gwintów są zgodne z normą PN-85/M-02001.

Niektóre oznaczenia użyte jednorazowo objaśnione zostały w miejscu ich występowania.

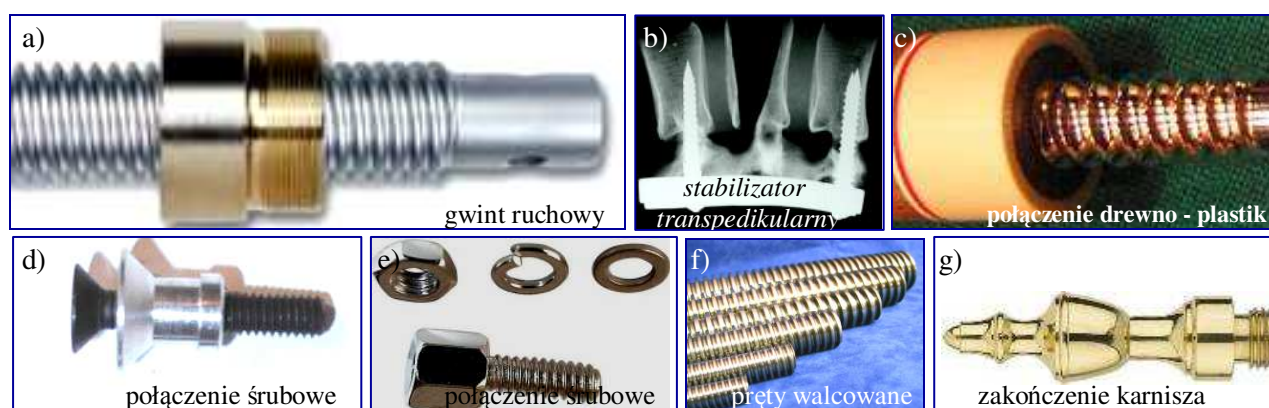
Rozdział I

WPROWADZENIE

1. Wstęp

Jednym z najważniejszych problemów współczesnych technik wytwarzania jest zapewnienie odpowiedniej jakości wytwarzanych wyrobów przy jednoczesnej minimalizacji kosztów ich produkcji i wzroście wydajności procesu. Problemy te są ściśle ze sobą związane, a ich wzajemne proporcje zależą od stopnia doskonałości konstrukcji, rodzaju i jakości zastosowanych materiałów, a także w dużym stopniu od stosowanej technologii. Odpowiednia jakość części maszyn zależy od rodzaju i warunków realizacji obróbki wykańczającej, podczas której osiąga się określone właściwości warstwy wierzchniej wyrobu. Właściwości te mają później decydujący wpływ na niezawodność i trwałość maszyn [Prz1979, Prz1987].

Ponad 60% części większości współczesnych maszyn, urządzeń i mechanizmów ma powierzchnie gwintowane. Części gwintowane znajdują szerokie zastosowanie w przemyśle lotniczym, samochodowym, maszynowym [Cza1988, Łyc1999, Żur1962], drzewnym [Żur1962], galanteryjnym, budownictwie [Kuki2005b, Kuki2005d, Kuki2006, Kuki2006b, Kuki2006c, Kuki2006d, Kuki2007, Kuki2007b] i medycynie [Ande1996, Gef2002, Zha2004] (rys. 1.1). Wykonanie gwintów gwintownikami (otwory) lub narzynkami skrawającymi (czopy) w wysokoplastycznych stalach oraz niektórych metalach nieżelaznych i stopach stanowi złożone pod względem technologicznym zadanie. Trudności przy gwintowaniu materiałów trudno skrawalnych, odznaczających się dużą ciągliwością i wysoką granicą sprężystości, wynikają zwłaszcza z tendencji do zakleszczania się gwintownika skrawającego w gwintowanym otworze.



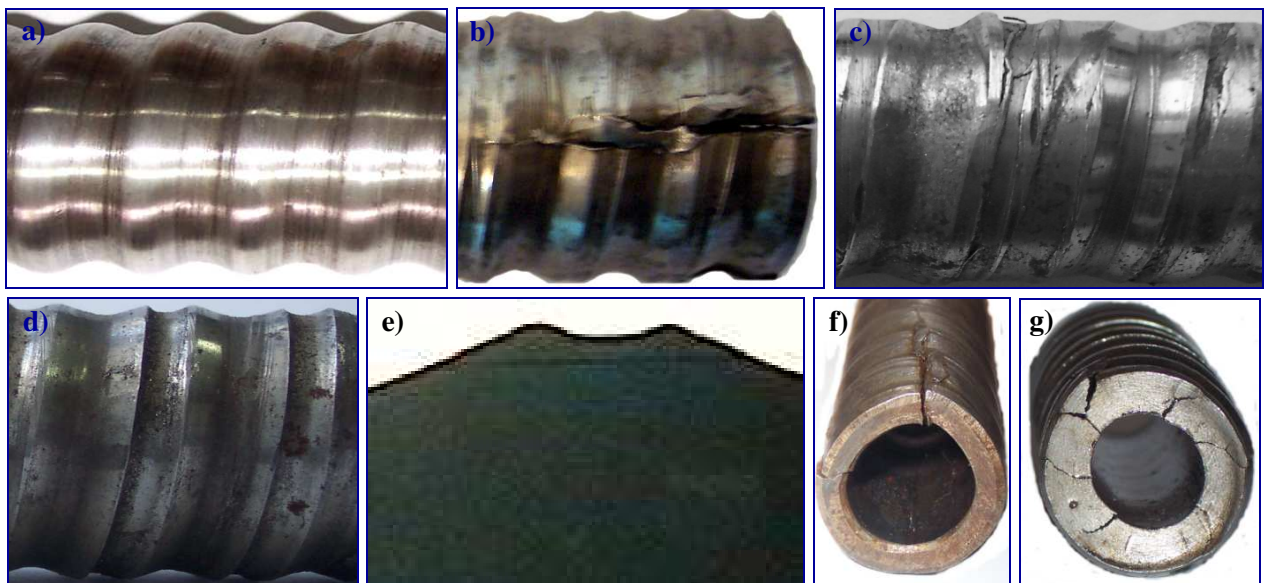
Rys. 1.1. Przykłady zastosowań gwintów w budowie maszyn (a, d-f), medycynie (b), przemyśle drzewnym (c), przemyśle galanteryjnym (g)

W ostatnim piętnastolecu coraz szersze zastosowanie w procesach technologicznych znajdują metody obróbki polegające na plastycznym kształtowaniu metali na zimno. Wykorzystanie do tego celu odpowiedniej konstrukcji narzędzi pozwala na wykonywanie złożonych pod względem kształtu powierzchni: kół zębatach [Och1976], wałków wielowypustowych [Kuki2005] i gwintów [Cza1988, Cza1992, Cza1998, Dom2002, Dom2002a, Iva1992, Iva1992a, Iva1992b, Iva1995, Iva1997, Iva1997a, Kow2004, Łyc1996, Łyc1999, Mak1992, Mus1988, Ols1986, Ols1988, Ols1988a, Ols1988b, Ols1988c, Ols1990, Ols1991, Ols1992, Ols1992a, Pat2004, Pat2006,

Tub1988a, Żur1962]. Szybki rozwój i coraz większy udział w procesach produkcyjnych metod plastycznego kształtowania metali na zimno nie zastąpi dotychczas stosowanych technologii obróbki skrawaniem, lecz stanowi ważne ich uzupełnienie.

Niniejsza praca dotyczy nowego sposobu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym na powierzchni zewnętrznych prętów i rur o długości do 6 mb, opracowanego w Katedrze Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości Materiałów na Wydziale Mechanicznym Politechniki Koszalińskiej. Walcowanie jest jedną z metod obróbki plastycznej (kształtująco-wykańczającej), której istota polega na wykorzystaniu efektu powierzchniowych, miejscowych odkształceń plastycznych na zimno [Żur1962, Kuki2004, Kuki2004a, Kuki2004b]. Ta nowoczesna metoda obróbki umożliwia uzyskanie wysokiej gładkości powierzchni przedmiotu ($R_a < 0,1 \mu\text{m}$) [Ols1988a], a zarazem umocnienia mechanicznego warstwy wierzchniej [Kuki2005, Ols1988a], natomiast przy zastosowaniu odpowiedniego oprzyrządowania – również zwiększenia dokładności wymiarowo – kształtowej [Kuki2005, Mus1988]. Poza tym stosowanie obróbki walcowaniem zmniejsza koszt produkcji części maszyn, ponieważ w jednej operacji możliwe jest uzyskanie wymaganego zarysu gwintu oraz ukształtowanie narzuconych z góry właściwości warstwy wierzchniej [Paty2005, Paty2006, Żur1962].

Zastosowanie walcowania gwintów na zimno na powierzchniach zewnętrznych rur jest problemem bardzo złożonym, gdyż w celu uzyskania wymaganego stanu odkształceń powierzchniowych, konieczne jest wywieranie dużych sił nacisku, które w przypadku małej sztywności postaciowej rury powodują jej uszkodzenie – łuszczenie, spłaszczenie, owalizację, skrzywienie, rozwarstwienie wzdłużne i/lub obwodowe oraz pęknięcie wzdłuż zgrzeiny (rys. 1.2).



Rys. 1.2. Poprawny gwintu o zarysie łukowym (a) oraz przykładowe błędy powstałe w wyniku walcowania gwintów: łuszczenie (b), nieregularny zarys (c), zawalcowywanie (d), niepełny zarys (e), owalizacja i pęknięcie (f), pęknięcia (g)

Częściowo wady te można wyeliminować stosując metodę walcowania z dodatkowym podgrzewaniem półwyrobu np. w piecu, płomieniem acetylenowo-tlenowym [Azr1980] lub za pomocą prądu elektrycznego przepływającego przez pola powierzchni styku narzędzia z przedmiotem [Kuk1994]. Lokalny wzrost temperatury w strefie obróbki obniża granicę plastyczności materiału a zatem obniża również wartości sił nagniatania. Stosowanie tych metod obróbek jest jednak droższe od walcowania na zimno.

Przystosowanie typowych walcarek do gwintów z nieruchomą podtrzymałą, np. WGH 80 do walcowania gwintów na rurach o dużej długości (do 6 mb) jest niemożliwe ze względu na konstrukcję walcarki, która ogranicza zakres działania obrabiarki do walcowania gwintów o długości do 125 mm [Żur1962, Ins1968, Ols1988b]. Ponadto, proces walcowania odznacza się dużą niesta-

bilnością, a obciążenie rury, o małej sztywności postaciowej, dużymi siłami obróbki powoduje, że otrzymanie śruby o wymaganej jakości jest zadaniem niezwykle złożonym. Powyższych wad nie posiada, zaproponowany w niniejszej pracy, nowy sposób walcowania bezkłowego przelotowego [Kuki2006d]. Istotą tego rozwiązania jest wyeliminowanie nieruchomej podtrzymki i wprowadzenie układu zawierającego cztery rolki walcujące.

Z przeprowadzonej analizy literatury, własnych badań eksperymentalnych i symulacji komputerowych wynika, że kształtowanie jakości technologicznej gwintu w procesie walcowania jest bardzo złożone, gdyż istotnie zależy ona od wielu czynników, które można podzielić na cztery grupy: **czynniki materiałowe** (moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowa granica plastyczności, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, anizotropia plastyczna, wartość odkształcenia granicznego, zależność naprężenia uplastyczniającego od temperatury, skłonność do kruchego pęknięcia), **czynniki geometryczne gwintu i narzędzi** (wymiary gwintu, grubość ścianki rury, stan powierzchni i stan fizyczny stref warstwy wierzchniej (stan naprężeń) rury po obróbkach poprzedzających, geometria walców, liczba i rozmieszczenie walców, rodzaj zarysu narzędzia (w kształcie linii śrubowej lub pierścieniowy), materiał i ustawienie podtrzymki, gwint jedno lub wielozwojowy), **parametry technologiczne** (zależne od typu walcarki lub głowicy specjalnej) (prędkość dosuwu walców, prędkość walcowania, siła docisku, moment i siły tarcia (rodzaj czynnika smarującego)) [Żur1962]. Dlatego też dla kompleksowej analizy procesu konieczne jest opracowanie adekwatnego modelu matematycznego i numerycznych metod jego rozwiązywania.

Natura i stopień skomplikowania zjawisk występujących w procesie walcowania gwintów powoduje, że najczęściej stosowaną metodą ich poznania są badania doświadczalne. Takie podejście jest możliwe i opłacalne w przypadku produkcji masowej, w której wysokie koszty badań empirycznych rozkładają się na bardzo dużą liczbę wyprodukowanych egzemplarzy wyrobu.

Współczesna metodyka i praktyka projektowania (w tym m. in. projektowanie współbieżne) wykorzystują w bardzo dużym stopniu komputerowe techniki wspomagania projektowania. Podstawą tych technik jest stosowanie na szeroką skalę modeli procesu, jego stateczności, zachowań kinematycznych, analiz zjawisk termicznych, stanów deformacji, naprężeń, reologicznych i innych.

Oddziaływanie kontaktowe między przedmiotem a narzędziami odgrywa kluczową rolę w procesie walcowania. W trakcie procesu zmieniają się warunki geometryczne kontaktu. Algorytm kontaktu powinien efektywnie wykrywać kontakt oraz określać wartość sił oddziaływania kontaktowego w kierunku stycznym i normalnym.

Rozwój w dziedzinie procesów walcowania oraz znaczna liczba zastosowań tej technologii kształtowania części w różnych gałęziach przemysłowych a także konkurencja i coraz większe wymagania techniczne i ekonomiczne narzucają konieczność rozwijania i doskonalenia metod modelowania i obliczeń tego procesu. Większość publikacji na temat procesów walcowania gwintów, pomija badania symulacyjne, koncentrując się tylko na metodach eksperymentalnych. Tymczasem symulacja numeryczna procesów technologicznych, pozwala ograniczyć liczbę prototypów kosztownych narzędzi. Ułatwia i skraca czas potrzebny do ich zaprojektowania. Może więc przynieść znaczne oszczędności na etapie przygotowania produkcji nowych wyrobów. Duże komercyjne programy numeryczne do symulacji procesów, takie jak DYNA3D, MARC, ABAQUS, ANSYS i inne są od dawna niezbędne w nowoczesnych zakładach. Dzięki symulacji numerycznej procesu technologicznego uzyskuje się informację o zmianach obciążeń, naprężeń, rozkładów odkształceń i wymiarów zewnętrznych w kolejnych fazach procesu deformacji. Sama symulacja numeryczna nie odpowiada na pytanie, jak zmienić kształt narzędzia, aby uzyskać zamierzone cechy, np. zarys gwintu w procesie walcowania. Trzeba modyfikować generowany kształt narzędzia wiele razy metodą prób i błędów oraz powtarzać symulacje numeryczne aż do uzyskania zadowalających wyników.

Analiza wrażliwości i oparta na niej optymalizacja należą do stosunkowo nowych dziedzin metod komputerowych. Panuje coraz powszechniejsze przekonanie, że dzięki ścisłym algorytmom analizy wrażliwości, wbudowanym w programy metody elementów skończonych, techniki optymalizacyjne uzyskują zupełnie nową jakość [Sos2003].

Trudności związane z silnie nieliniowym charakterem procesów technologicznych przez długi czas nie pozwalały na uzyskanie miarodajnych oraz możliwie uniwersalnych metod analizy. Niezwykle szybki w ostatnich latach rozwój w zakresie teorii ośrodków ciągłych, teorii plastyczności oraz metod numerycznych w mechanice, a zwłaszcza metody elementów skończonych, wsparty postępującymi systemami obliczeniowymi, stworzył warunki, w których analizowanie tak złożonych problemów stało się możliwe. Również wymagania stawiane wobec jakości uzyskiwanych rozwiązań są coraz ostrzejsze. Konieczna jest wysoka wiarygodność pozwalająca na projektowanie procesu nie tylko z odpowiednim stopniem niezawodności, ale również spełniających wymagania dotyczące racjonalnego kształtowania, ekonomiki itd. Dlatego analiza tego typu zagadnień nieliniowych, nawet przy zastosowaniu zaawansowanych systemów komputerowych, nadal stanowi wyzwanie dla współczesnej mechaniki.

Zastosowanie walcowania na zimno jest problemem bardzo złożonym, gdyż w celu uzyskania wymaganej jakości wyrobu oraz minimalizacji kosztów produkcji konieczne jest optymalne sterowanie procesem we wszystkich fazach jego realizacji. Natomiast niewłaściwy dobór warunków realizacji procesu jest przyczyną powstawania wielu wad. Rozwiązanie takiego problemu wymaga interdyscyplinarnej wiedzy z następujących dziedzin: **podstaw mechaniki** (nieliniowa mechanika ośrodków ciągłych, badania eksperymentalne), **podstaw informatyki** (komputery, sprzęt i urządzenia zewnętrzne, oprogramowanie specjalistyczne np. ANSYS), **matematyki** (rachunek wariacyjny i tensorowy) i **metod numerycznych** rozwiązywania problemów techniki (metoda elementów skończonych, analiza wrażliwości, algorytmy optymalizacyjne).

W związku z tym, niniejsza praca w znacznej części dotyczy opracowania modelu fizycznego procesu walcowania, a następnie opracowania modelu matematycznego oraz algorytmów rozwiązań otrzymanych układów równań dyskretnych wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi.

Proces walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym na zimno rozpatrzono jako geometrycznie i fizycznie nieliniowe zagadnienie brzegowo – początkowe, w którym występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe. Przy czym warunki brzegowe w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem są nieznane. Opracowano algorytm i aplikację w środowisku ANSYS do symulacji procesu walcowania. Symulacja numeryczna pozwala przewidzieć zachowanie walcowanego gwintu w trakcie całego wieloetapowego procesu technologicznego. Do najważniejszych możliwości analizy numerycznej w zastosowaniu do walcowania gwintów należą:

- określenie wymiarów rury (głównie średnicy zewnętrznej i minimalnej grubości ścianki),
- określenie geometrii i zarysu gwintu w czasie trwania procesu i po odciążeniu sprężystym,
- określenie stanów naprężeń i odkształceń lokalnych w gwincie,
- lokalizacja odkształceń maksymalnych – możliwość pęknięcia gwintu,
- określenie wymaganej siły walcowania,
- określenie liczby i geometrii walców, w tym zarysu powierzchni czynnej walców w strefie wejściowej, kształtującej, kalibrującej i wyjściowej,
- określenie wpływu współczynnika tarcia na przebieg procesu i jakość gwintu,
- określenie stanów obciążenia, naprężeń i odkształceń narzędzi,
- określenie obszarów kontaktu, poślizgu i przylegania.

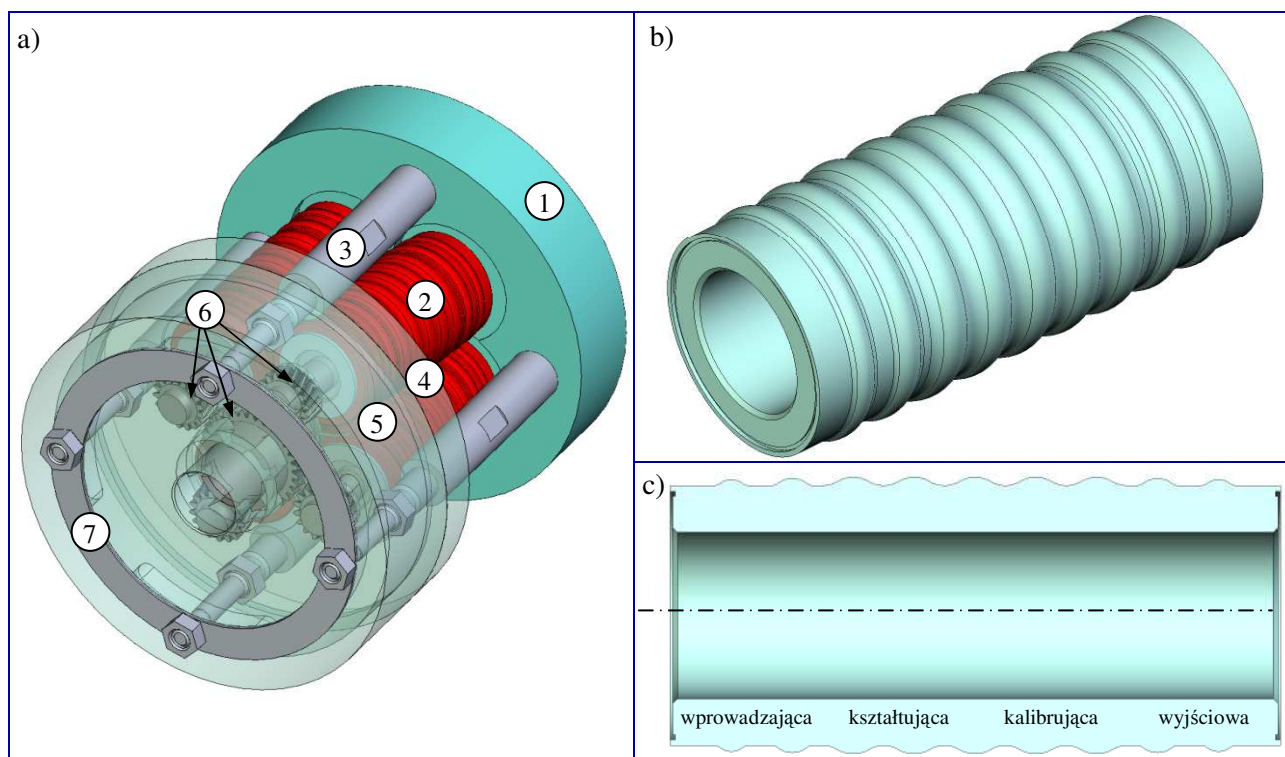
Dzięki wynikom uzyskanym w symulacji można zoptymalizować projektowany proces walcowania gwintów, skrócić cykl projektowania oraz zmniejszyć koszty związane z uruchomieniem produkcji, obniżyć koszty procesu i zwiększyć jakość wyrobu. Są to zagadnienia niezbędne dla właściwego projektowania i sterowania tym złożonym procesem obróbki plastycznej.

2. Geneza i uzasadnienie tematu rozprawy

Mimo dużej liczby publikacji na temat walcowania gwintów ciągle występują problemy przy opracowywaniu warunków procesu takich jak: geometria narzędzi, geometria półwyrobu, siły docisku (lub wcisk), prędkość walcowania, rodzaj czynnika smarującego itp. W wielu firmach dobierane są one kosztowną metodą prób i błędów. Niniejsza rozprawa doktorska jest odpowiedzią na zapotrzebowanie przemysłu w zakresie doboru warunków walcowania. Dotychczas nie wyjaśniono również przebiegu wielu istotnych zjawisk występujących podczas walcowania gwintu i ich wpływu na jakość wyrobu i energochłonność procesu. Istniejące wzory nie pozwalają na dokonywanie różnorodnych analiz zjawisk towarzyszących temu procesowi. Brakuje także opracowań i algorytmów do symulacji w komercyjnych programach numerycznych. Dlatego też, praca dotyczy głównie: opracowania uniwersalnego modelu matematycznego procesu walcowania gwintów, opracowania aplikacji w programie ANSYS i jego walidacji, symulacji numerycznych z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i materiałowej, analizy wrażliwości układu na czynniki geometryczne i materiałowe oraz analiz stanów naprężeń i odkształceń w wyrobie oraz narzędziu.

Prace naukowo-badawcze dotyczące walcowania gwintów trapezowych i łukowych na prętach i rurach (również cienkościennych bez szwu i ze szwem) prowadzone są w Katedrze Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości Materiałów Politechniki Koszalińskiej od 2002 roku pod kierownictwem prof. dr hab. inż. Leona Kukielki. W tych pracach od początku uczestniczył również autor niniejszej rozprawy. Zdobyte wiedza i doświadczenie pozwoliły podjąć się rozwiązanie wielu skomplikowanych problemów takich jak: określenia mechanizmu plastycznego płynięcia materiału w procesie walcowania gwintów, stanów odkształceń i naprężeń w gwincie, automatyczne określanie obszaru kontaktu, itp.

Efektom tych prac było między innymi opracowanie konstrukcji specjalnej głowicy do walcowania długich gwintów o zarysie trapezowym i łukowym na powierzchni zewnętrznej prętów i rur. Zaletą głowicy jest możliwość jej zamontowania na tokarkach konwencjonalnych, w miejsce uchwyty trójszczękowego. Widok zaprojektowanej głowicy do walcowania gwintów o zarysie łukowym przedstawia rysunek 1.3.



Rys. 1.3. Widok głowicy do walcowania gwintów o zarysie łukowym (a), widok rolki (b) i przekrój osiowy rolki z zaznaczonymi strefami (c): 1 - korpus, 2 - rolka walcująca (złożenie), 3 - szpilka, 4 - tarcza górna, 5 - pokrywa górna zamykająco-regulacyjna, 6 - układ regulacji (przekładnia zębata promieniowego położenia rolek, 7 - podkładka

Waga tego problemu została doceniona przez Komitet Badań Naukowych, które sfinansowało badania w ramach rozprawy doktorskiej nt. *Modelowanie i analiza numeryczna stanów deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej gwintów o zarysach trapezowym i łukowym walcowanych na zimno* [Kuki2006].

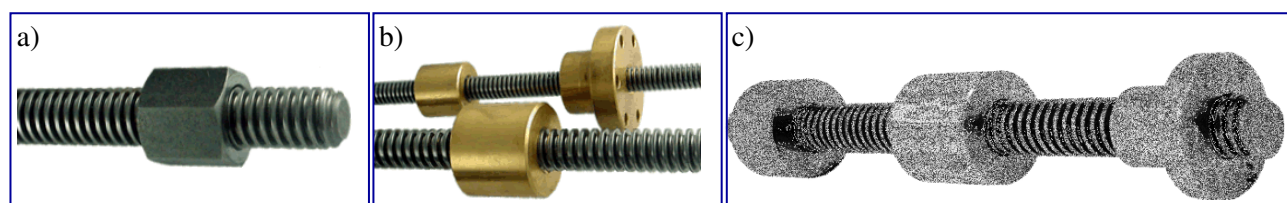
Rozwój przemysłu zwłaszcza lotniczego, maszynowego, motoryzacyjnego i budownictwa, stawia wyrobom gwintowanym nowe, coraz wyższe wymagania. Dotyczą one, przede wszystkim, poprawy jakości technologicznej i zwiększenia odporności na korozję.

Specyficzną grupę stanowią gwinty o zarysie trapezowym i łukowym o dużym skoku. Połączenia z gwintem o zarysie łukowym, składające się z nakrętki i śruby (rys. 1.4) wykorzystuje się głównie w budowie tuneli komunikacyjnych, w budownictwie do podpierania stropów i w pracach ziemnych do zabezpieczania wykopów. Najczęściej stosowane są gwinty o typowych długościach $l = 6000$ mm. Natomiast wymaganą długość, dla danego zastosowania, uzyskuje się przez skrócenie śruby lub łączenie dwóch lub więcej odcinków śrub za pomocą specjalnych tulei gwintowanych.



Rys. 1.4. Widok połączenia śrubowego o zarysie łukowym (a) oraz zastosowanie do podpierania stropów (b) i zabezpieczania wykopów (c)

Wysokie wymagania stawiane są gwintom trapezowym stosowanym w mechanizmach napędowych obrabiarek oraz urządzeń precyzyjnych i maszyn roboczych (rys. 1.5). Wymaga się od nich dużej dokładności wymiarowo-kształtowej oraz ukształtowania warstwy wierzchniej o korzystnych właściwościach eksploatacyjnych.



Rys. 1.5. Połączenie śrubowe (a) oraz przykładowe mechanizmy napędowe (b, c) z gwintem trapezowym

Podstawowym problemem w projektowaniu procesu walcowania zewnętrznych gwintów o zarysach trapezowym i łukowym jest opracowanie odpowiedniej konstrukcji narzędzi (głowic) i dobór warunków obróbki w celu zapewnienia wymagań technicznych oraz jakości śrub, przy jednocze-

snym wzroście trwałości narzędzia i wydajności obróbki. Obecnie technologia ta nie jest stosowana w przemyśle krajowym. Brak jest również podstaw naukowych tego procesu i wytycznych doboru warunków obróbki.

Dlatego też prowadzenie badań nad opracowaniem metody walcowania gwintów na prętach i rurach o długości do 6 mb jest uzasadnione. Zastosowanie w przemyśle tej nowoczesnej technologii obróbki przyczyni się do wytwarzania części o wysokiej jakości, przy znacznie niższych kosztach obróbki.

Niniejsza rozprawa jest wynikiem badań autora w ramach realizacji projektu badawczego promotorskiego [Kuki2006], grantów z Unii Europejskiej [Kuki2008e], badań własnych prowadzonych w ramach studiów doktoranckich oraz pracy dyplomowej magisterskiej [Kuki2004].

3. Zakres pracy

Rozprawa składa się z dziewięciu rozdziałów. Pierwszy obejmuje wprowadzenie do rozpatrywanej tematyki, genezę pracy i metody wytwarzania.

W rozdziale drugim przedstawiono analizę aktualnego stanu wiedzy dotyczącego walcowania gwintów na podstawie dostępnego piśmiennictwa technicznego, postawioną tezę, hipotezę i cele pracy oraz etapy prowadzące do jej udowodnienia.

W rozdziale trzecim przedstawiono modele konstytutywne oraz wyznaczono nieliniowe charakterystyki obrabianych materiałów.

Kolejny rozdział dotyczy badań rozpoznawczych, które podzielono na trzy części. Pierwsza dotyczy określenia stanów naprężeń i odkształceń w gwincie. Druga analizy wrażliwości, a trzecia możliwości walcowania długich gwintów na typowych walcarkach.

W części piątej przedstawiono proces walcowania gwintów jako obiekt rzeczywisty oraz jego modelowanie fizyczne i matematyczne. Do opisu zjawisk na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a, przyjmując skokowo-współbrotowy układ współrzędnych. Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi bez żadnych linearyzacji. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena-Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli-Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych. Opisu nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (pręt lub rurę) traktuje się, jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego, stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo-kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości. Opracowany przyrostowy model kontaktowy obejmuje siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności. Następnie, wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równania ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesie walcowania gwintów.

W rozdziale szóstym przeprowadzono badania modelowe, które wstępnie potwierdziły wpływ parametrów (zarysu narzędzia i warunków tarcia) na stan przemieszczenia i odkształcenia warstwy wierzchniej wyrobu. Badania modelowe umożliwiły również określenie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Określenie tych warunków było niezbędne do przeprowadzenia obliczeń numerycznych procesu walcowania gwintów o zarysie trapezowym i łukowym.

W następnym rozdziale przedstawiono rozwiązanie dyskretnych równań ruchu i deformacji obiektu w procesie walcowania gwintów z wykorzystaniem jawnych i niejawnych metod całkowania. Wykazano, że dla przyrostów kroków czasowych mniejszych od wartości krytycznych możliwa jest linearyzacja równań pozwalająca na zastosowanie jawnej metody różnic centralnych (explicit), która polega na obliczaniu wektorów przemieszczeń na końcu danego kroku na podstawie wartości dotyczących poprzedniego kroku. Dla tej metody opracowano adekwatny algorytm rozwiązania równań ruchu i deformacji przy założeniu tłumienia proporcjonalnego Rayleigh'a. Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwi kompleksową analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń występujących w obiekcie, składającym się z przedmiotu (pręt lub rura) i narzędzia (walce) dla stanów płaskich. Obliczenia numeryczne procesu odkształcania materiału przedmiotu dokonano stosując dwie metodyki. Pierwsza metodyka wymaga wprowadzenia warunków brzegowych dla przemieszczeń w obszarze kontaktu wyznaczonych w badaniach modelowych, natomiast druga – wymaga odpowiedniego zdefiniowania strefy kontaktu bez konieczności wprowadzania warunków brzegowych.

W rozdziale ósmym opisano konstrukcję oryginalnej głowicy do walcowania długich gwintów o zarysach trapezowym i łukowym. Opisano wyniki badań eksperymentalnych, weryfikujących wyniki obliczeń symulacyjnych i poprawność modelu obliczeniowego.

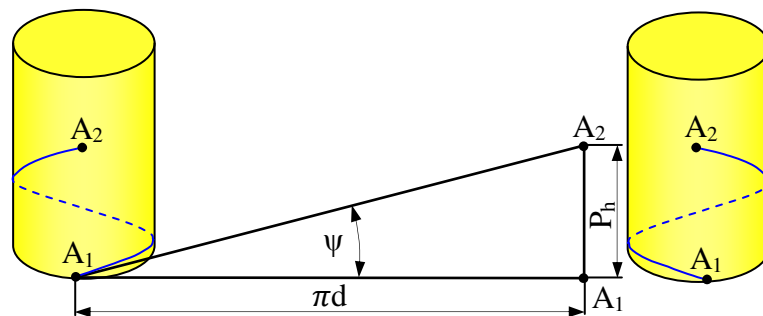
Pracę kończą wnioski stwierdzające prawdziwość postawionej hipotezy i tezy, wnioski poznawcze, utylitarne i dotyczące kierunków dalszych prac naukowo-badawczych.

Wykorzystując opracowane w niniejszej pracy modele matematyczne procesu walcowania gwintów, algorytmy rozwiązań dyskretnych równań ruchu oraz aplikacje w systemie ANSYS można istotnie rozszerzyć i ulepszyć proces projektowania technologii walcowania gwintów, co istotnie przyczyni się do wzrostu jakości gwintu oraz zmniejszenia kosztów wykonania operacji (mniejsze zużycie energii, większa trwałość narzędzi itp.).

4. Rodzaje gwintów i tolerancje wykonania

Gwint to występ o stałym zarysie utworzony na powierzchni obrotowej w wyniku przesunięcia zarysu wzdłuż linii śrubowej. Bliższe określenie gwintu zależy od: **kształtu powierzchni obrotowej**, na której następuje przesunięcie zarysu, **kształtu zarysu** w przekroju osiowym, usytuowania występu względem powierzchni obrotowej, **kierunku linii śrubowej** oraz **zazębienie, wartości skoku zarysu i podziałki gwintu** w przekroju osiowym [Górn1991].

Gwinty wykonuje się na powierzchniach obrotowych walcowych lub stożkowych. Jeżeli w nazwie gwintu nie wyróżnia się kształtu powierzchni, na której jest wykonany gwint, przyjmuje się, że jest to powierzchnia walcowa (rys. 1.6) [Bia1973, PN1985].



Rys. 1.6. Schemat powstawania linii śrubowej: gwint prawy (a) i lewy (b)

Gwinty można podzielić ze względu na różne kryteria (tabl. 1.1). Ze względu na **kształt zarysu** wyróżnia się gwinty: **trójkątne** (stosowane we wszystkich śrubach, nakrętkach i wkrętach w połączeniach gwintowych), **trapezowe symetryczne** (używane w przekładniach śrubowych), **trapezowe niesymetryczne**, **rurowe** (trójniki, kolanka, mufy), **okrągłe** (inaczej zwane gwintami Edisona,

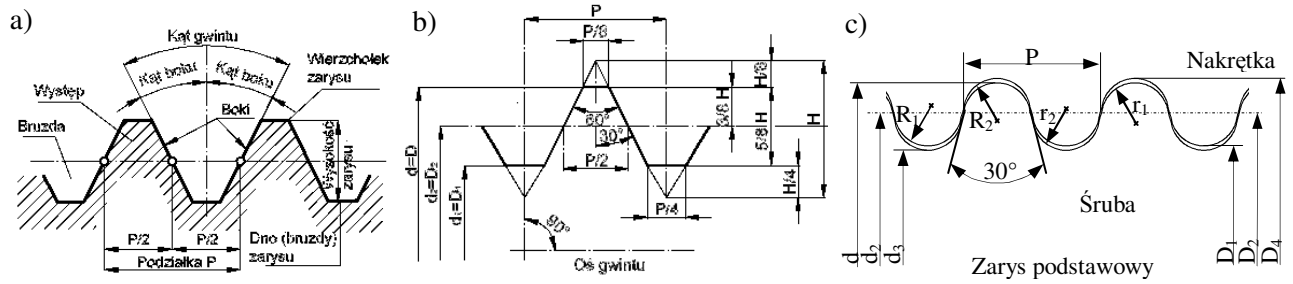
stosowane do osadzania żarówek w gniazdach) i **stożkowe** (trójniki, kolanka, mufy). Ze względu na ząbienie rozróżnia się gwinty: **zewnętrzne** (tzw. gwint śruby) i **wewnętrzne** (gwint nakrętka). Ze względu na kierunek obrotu: **prawe** i **lewe**. Ze względu na jednostkę miary skoku: **calowe** i **metryczne**. Ze względu na stosunek podziałki do średnicy: **zwykłe** (o wartości skoku dla danej średnicy zgodnej z Polską Normą), **drobne** (o wartości skoku dla danej średnicy mniejszej niż dla gwintu zwykłego) i **grube** (o wartości skoku dla danej średnicy większej niż dla gwintu zwykłego). Ze względu na wielkość skoku: gwinty **normalne**, **drobnozwojowe** i **grubozwojowe** [Koć1968]. Gwint może być **jednokrotny** (gdy podziałka P gwintu jest równa skokowi P_h gwintu) lub **wielokrotny** (z - krotny), zwany także wielozwojnym, gdy $P < P_h = zP$.

Podstawowymi wymiarami znamionowymi gwintu są **średnica znamionowa** i **skok**. W gwintach metrycznych wymiar znamionowy równa się zewnętrznej średnicy nominalnej gwintu zewnętrznego lub wewnętrznej średnicy nominalnej gwintu wewnętrznego, tzn. $d = D$. Przy wyznaczeniu średnic gwintu wynik zaokrągla się do trzech miejsc po przecinku. Do średnicy 68 mm występują gwinty zwykłe i drobnozwojne, powyżej średnicy 68 mm tylko drobnozwojne.

Tablica 1.1. Rodzaje, schematy i wymiary gwintów

Nazwa gwintu	Schemat	Nazwa gwintu	Schemat
Gwint metryczny [PN2000a]	<p>Zarys nominalny</p>	Gwint trapezowy symetryczny [PN1996]	<p>Zarys nominalny</p>
Gwint trapezowy niesymetryczny [PN1988]	<p>Zarys podstawowy</p>	Gwint calowy [PN2000]	<p>Zarys podstawowy</p>
Gwint rurowy walcowy [PN1995a]	<p>Zarys podstawowy</p>	Gwint rurowy stożkowy [PN2006]	<p>Zarys podstawowy</p>
Gwint okrągły [PN1984]	<p>Zarys podstawowy</p>	Gwint o zarysie łukowym grubozwojowy	<p>Zarys podstawowy</p>

Zarys podstawowy i jego wymiary dla gwintów metrycznych przedstawiono na rysunku 1.7.

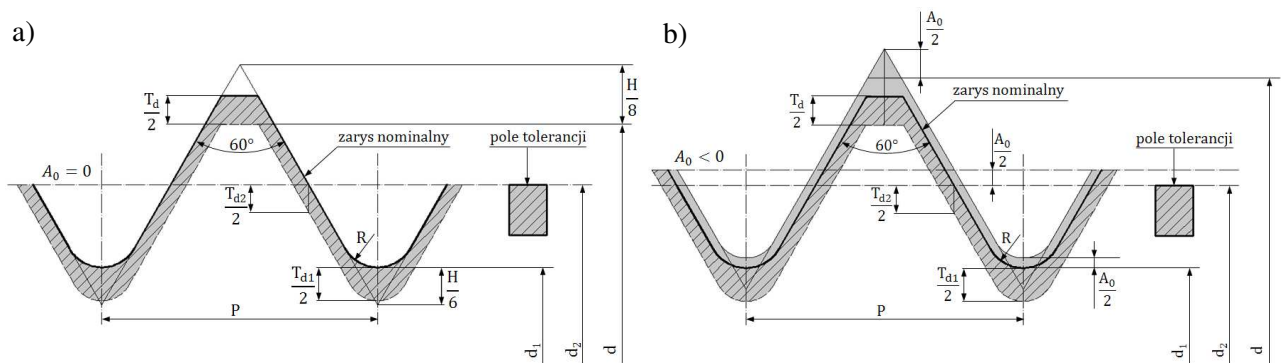


Rys. 1.7. Cechy zarysu gwintu [Górn1991, PN1985] (a), wymiary zarysu nominalnego gwintu metrycznego według normy (b) oraz wymiary zarysu nominalnego gwintu okrągłego walcowanego (c): H - wysokość trójkąta podstawowego, P - podziałka ($P=P_h$), D - średnica wewnętrzna gwintu wewnętrznego, d - średnica zewnętrzna gwintu zewnętrznego, D_2 - średnica podziałowa gwintu wewnętrznego, d_2 - średnica podziałowa gwintu zewnętrznego, D_1 - średnica zewnętrzna gwintu wewnętrznego, d_1 - średnica wewnętrzna gwintu zewnętrznego, d_3 - średnica wewnętrzna gwintu zewnętrznego określonego zarysem nominalnym (różnym od zarysu podstawowego), D_4 - średnica zewnętrzna gwintu wewnętrznego określonego zarysem nominalnym (różnym od zarysu podstawowego)

Gwinty normalne mają odpowiednie zarysy nominalne, względem których określa się odchyłki ich wymiarów. Wartości odchyłek zależą od odmiany gwintu, jego średnicy i długości skręcenia oraz od dokładności wykonania gwintu. Tolerancję gwintu, podaje się, jako tolerancję średnicy podziałowej i zewnętrznej dla gwintów zewnętrznych oraz jako tolerancję średnicy podziałowej i wewnętrznej dla gwintów wewnętrznych. Tolerancje gwintów metrycznych walcowych z pasowaniem luźnym są określone w normie [PN1995]. Tolerancja średnicy podziałowej zawiera odchyłki średnicy, podziałki i kąta zarysu (kąta gwintu). Przyjmuje się, że odchyłka dolna średnicy D jest równa odchyłce podstawowej średnicy D_2 oraz że odchyłka górna średnicy d_1 jest równa odchyłce podstawowej średnicy d_2 [Górn1991].

Specyficzną grupę stanowią gwinty grubozwojowe o zarysie łukowym. Najczęściej stosowane są gwinty o średnicach zewnętrznych $d = 31$ mm (o wymiarach: $d_3 = 27,765$ mm, $r_1 = 5,84$ mm, $r_2 = 6,50$ mm, $h_3 = 0,5 \times (d - d_3) = 1,618$ mm, $P = 12,56$ mm) oraz $d = 38$ mm (o wymiarach: $d_3 = 34,677$ mm, $r_1 = 5,91$ mm, $r_2 = 6,56$ mm, $h_3 = 1,662$ mm, $P = 12,78$ mm) i typowych długościach $l = 6000$ mm (rys. 1.4a).

W przypadku gwintów walcowanych stosuje się klasy e, f, g, oraz h (rys. 1.8, tablica 1.2).



Rys. 1.8. Położenie pól tolerancji metrycznego gwintu zewnętrznego z zerowym podstawowym wymiarem A_0 (dla klasy tolerancji h) (a) oraz z ujemnym podstawowym wymiarem A_0 (dla klas tolerancji e, f, g) (b): T_d - tolerancja średnicy zewnętrznej gwintu zewnętrznego, T_{d2} - tolerancja średnicy podziałowej gwintu zewnętrznego, T_{d1} - tolerancja średnicy wewnętrznej

Tablica 1.2. Podstawowe wymiary A_0 dla zalecanych klas tolerancji gwintu zewnętrznego walcowanego

Skok gwintu	Wymiar podstawowy A_0 dla klas tolerancji				Skok gwintu	Wymiar podstawowy A_0 dla klas tolerancji				Skok gwintu	Wymiar podstawowy A_0 dla klas tolerancji			
	P	e	f	g		h	P	e	f		g	h	P	e
0,20	-0,045	-0,032	-0,017	0	0,70	-0,056	-0,038	-0,022	0	2,5	-0,080	-0,058	-0,042	0
0,25	-0,045	-0,033	-0,018	0	0,75	-0,056	-0,038	-0,022	0	3,0	-0,085	-0,063	-0,048	0
0,30	-0,046	-0,033	-0,018	0	0,80	-0,060	-0,038	-0,024	0	3,5	-0,090	-0,070	-0,053	0
0,35	-0,046	-0,034	-0,019	0	1,00	-0,060	-0,040	-0,026	0	4,0	-0,095	-0,075	-0,060	0
0,40	-0,048	-0,034	-0,019	0	1,25	-0,063	-0,042	-0,028	0	4,5	-0,100	-0,080	-0,063	0
0,45	-0,048	-0,035	-0,020	0	1,50	-0,067	-0,045	-0,032	0	5,0	-0,106	-0,085	-0,071	0
0,50	-0,050	-0,036	-0,020	0	1,75	-0,071	-0,048	-0,034	0	5,5	-0,112	-0,090	-0,075	0
0,60	-0,053	-0,036	-0,021	0	2,00	-0,071	-0,052	-0,038	0	6,0	-0,118	-0,095	-0,080	0
										8,0	-0,140	-0,118	-0,100	0

5. Metody wytwarzania gwintów

5.1. Rys historyczny technologii walcowania gwintów

Pierwsze gwinty wykonywano przez wycinanie w drewnie. Technologię wytwarzania takich śrub opisał *Pappus* w 300 roku n.e. Pierwszą obrabiarkę do nacinania gwintów oraz narzędzie do wykonywania gwintów w otworach (narzędzie o kształcie zbliżonym do gwintownika) opisał około 1500 roku n.e. *Leonardo da Vinci*. Pierwsze śruby metalowe wykonano obróbką plastyczną przez skręcanie sztabek metalowych. Również pierwsze narzędzia do wytwarzania gwintów na śrubach i nakrętkach pracowały na zasadzie obróbki plastycznej. Pierwsze pseudonarzynki wykonywane były jako zahartowane nakrętki (bez rowków wiórowych) a gwintowniki jako śruby (również bez rowków); narzędzia te nie nacinały gwintu, lecz go wygniatały [Żur1962].

Pierwszą prawidłowo skrawającą narzynkę (o trzech ostrzach) wykonał i zastosował w 1834 roku *Joseph Witworth*, a gwintownik z rowkami opracował i opatentował w 1841 roku *Johann Georg Bodmer*. Do gwintowników bezrowkowych i narzynek bezrowkowych wrócono na przełomie lat 60-tych, kiedy narzędzie takie stosowano do wygniatań gwintów o małej średnicy ($d = 1$ mm). Również, na wystawie obrabiarek „Olimpiada 1960” w Anglii firmy *Lehmann, Archer & Lane LTD* zademonstrowały gwintownik bezrowkowy do wygniatań gwintów w otworze [Żur1962].

Pierwszą walcarkę do gwintów skonstruował w 1851 roku *Broomann* z Anglii. Walcarka ta znajduje się obecnie w South-Kensington Museum w Londynie. Metodą obróbki plastycznej walcowano gwint na szprychach rowerowych. Walcowanie gwintów na gorąco zastosował *C. H. Hausenclever* z Düseldorfu do wytwarzania dużych śrub do drewna. W metodzie tej nagrzewano sworzeń do temperatury walcowania i następnie przepuszczano między 3-ma rolkami. Przy stosowaniu tej metody uzyskiwano oszczędność materiału dochodzącą do 45% w porównaniu z obróbką skrawaniem. Wydajność walcarki wynosiła 500÷600 szt./10 godz. Metoda ta nie rozpoznała się i obecnie stosuje się ją głównie do walcowania wkrętów do podkładów kolejowych oraz haków na izolatory telefoniczne.

Nową erę w produkcji masowej i wielkoseryjnej dokładnych gwintów rozpoczęło wprowadzanie walcowania gwintów na skalę przemysłową. Do 1937 roku walcowanie gwintów rolkami stosowano sporadycznie i jedynie na małych obrabiarkach ręcznych. Walcowanie napędzanymi rolkami oraz obrabiarkę do walcowania gwintów zademonstrowała po raz pierwszy firma *Pee-Wee* (Berlin) na Międzynarodowych Targach w Lipsku w 1938 roku. Od tego czasu rozpoczęto w Niemczech produkcję na szeroką skalę walcarek rolkowych oraz walcowania gwintów dokładnych w stalach o wysokiej wytrzymałości.

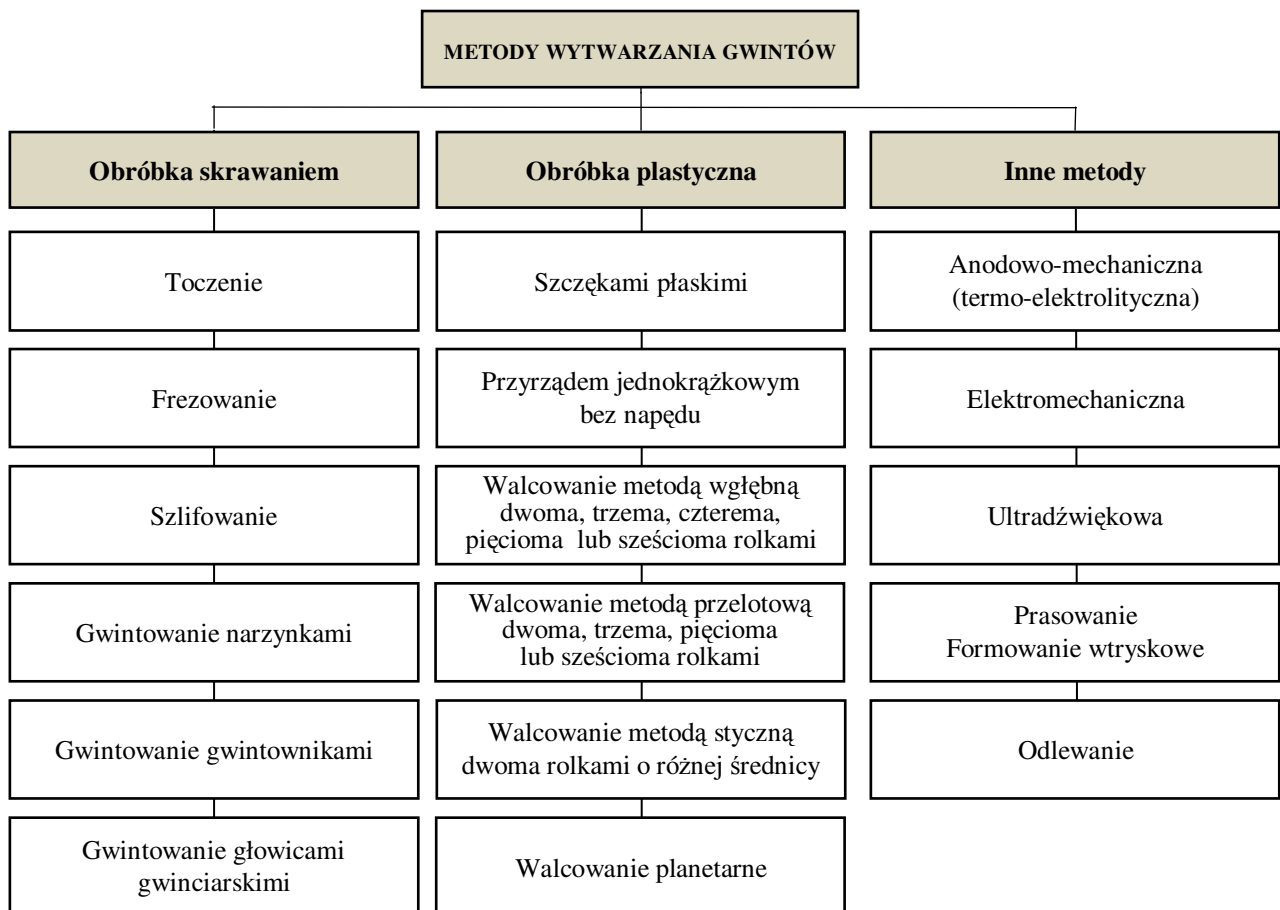
Produkcję walcarek rolkowych oraz walcowanie gwintów rolkami w Anglii, ZSRR i USA rozpoczęto około 1939 roku. W Polsce pierwszą walcarkę do gwintów konstrukcji inż. *Zienkiewicza* zastosowano w 1947 roku.

Dalszym postępowaniem w dziedzinie zwiększania zakresu i możliwości zastosowania walcowania gwintów było wprowadzenie w 1950 roku głowic do walcowania gwintów. Głowicami tymi można walcować gwinty na normalnych obrabiarkach skrawających, dzięki temu metoda ta stała się ekonomiczna również w produkcji małoseryjnej [Żur1962, Ols1988, Ols1988a].

5.2. Współczesne metody wytwarzania gwintów

Istnieją dwa podstawowe sposoby wykonywania gwintów. Pierwsza z nich polega na kształtowaniu gwintów przez usuwanie materiału z obszaru bruzdy, a druga – przez plastyczne odkształcenie materiału [Górs1974, Ols2008].

Usuwanie materiału z obszaru bruzdy gwintu może być dokonywane różnymi sposobami: toczeniem, nacinaniem gwintownikami lub narzynkami, frezowaniem lub szlifowaniem. Wybór sposobu obróbki zależy od wymiarów i zarysu gwintu, wymagań dokładności jego wykonania, właściwości materiału i konstrukcji przedmiotu obrabianego oraz wielkości produkcji. Każdy ze sposobów obróbki dzieli się na odmiany w zależności od typu zastosowanego narzędzia (np. toczenie gwintu nożami pojedynczymi lub wielokrotnymi) (rys. 1.9).



Rys. 1.9. Klasyfikacja metod wytwarzania gwintów (na podstawie [Żur1962])

Walcowanie (wygniatanie) gwintów drogą plastycznego odkształcenia materiału stosowane jest głównie w przypadku produkcji wielkoseryjnej i masowej, ponieważ wymaga ona zastosowania specjalnych urządzeń. Zaletami tej metody obróbki gwintów jest bardzo duża wydajność, tzn. krótki czas wykonania gwintu oraz większa wytrzymałość wykonanego gwintu z uwagi na uniknięcie przecinania włókien materiału obrabianego. Metoda ta jest obecnie powszechnie stosowana.

Narzędzia do obróbki gwintów dzielą się na trzy grupy:

- Narzędzia jedno- lub wieloostrzowe, jak np. noże, gwintowniki, frezy itp., dla których określona jest liczba ostrzy biorących udział w skrawaniu materiału bruzdy gwintu i dla których można scharakteryzować pracę każdego ostrza.
- Narzędzia o nieokreślonej liczbie ostrzy, tzn. ściernice.
- Narzędzia „bezostrzowe”, obrabiające gwint przez wygniatanie materiału z obszaru dna bruzdy i spiętrzenia go do obszaru wierzchołka.

Istnieje również możliwość wykonywania gwintów na przedmiotach ze stali hartowanej lub trudno obarbialnej metodą anodowo-mechaniczną (termoelektrolityczną), elektromechaniczną i ultradźwiękową [Żur1962].

Gwinty z tworzyw sztucznych wytwarza się najczęściej przez prasowanie lub formowanie wtryskowe [Żur1962].

5.3. Kształtowanie gwintów metodami obróbki ubytkowej

Gwinty są wykonywane w przedmiotach o różnych kształtach i wymiarach z różnych materiałów konstrukcyjnych, więc metody obróbki gwintów są zróżnicowane [Ols2008]. Na obrabirakach skrawających gwinty wykonuje się za pomocą: toczenie, frezowanie i obróbki głowicami gwinciarskimi gwintownikami (lub narzynkami).

5.3.1. Toczenie gwintów

Noże do toczenia gwintów są szeroko stosowane, zarówno w produkcji jednostkowej jak i seryjnej, przy obróbce różnych odmian gwintów zgrubnych i średnio dokładnych, a wyjątkowo nawet dokładnych [Górs1974, Ols2008].

Ze względu na sposób zamocowania noże do gwintów dzielą się na noże imakowe i oprawkowe. Zarówno jedne jak i drugie służą do gwintów zewnętrznych jak i wewnętrznych.

Ze względu na liczbę przejść niezbędnych dla nacięcia pełnego zarysu rozróżnia się: noże pojedyncze oraz wielokrotne. Nożami pojedynczymi nacinane są gwinty przy kilku przejściach noża, a nożami wielokrotnymi – za jednym przejściem. Noże wielokrotne są z reguły nożami oprawkowymi.

Dalszy podział noży do gwintów przewiduje przeznaczenie noża ze względu na rodzaj gwintu. Rozróżnia się noże do gwintów metrycznych, trapezowych i innych.

Noże wykonywane są ze stali szybko tnących lub z płytkami z węglików spiekanych.

5.3.2. Frezowanie gwintów

Wśród frezów do gwintu wyróżnia się trzy grupy: frezy wielokrotne (grzebieniowe) stosowane do obróbki gwintów krótkich, frezy pojedyncze (krążkowe) używane do obróbki gwintów długich oraz głowice frezowe, zwane również głowicami wirowymi [Kun1969].

Dwie pierwsze grupy frezów używa się na specjalnych frezarkach do gwintu. Głowice zastosować można na różnych obrabiarkach zaopartych w śrubę pociągową (tokarki, frezarki do gwintów długich). Spotyka się również specjalne frezarki, przeznaczone do pracy z użyciem głowic frezowych.

Frezy wielokrotne dzieli się przede wszystkim ze względu na rodzaj obrabianego gwintu. Najczęściej spotyka się frezy wielokrotne do gwintów złącznych (metrycznych i calowych), frezy do gwintów stożkowych i o innych zarysach [Kun1969, Górs1974].

Ze względu na sposób zamocowania rozróżnia się: frezy trzpieniowe i nasadzane.

Frezy do gwintów w przeważającej liczbie przypadków wykonywane są jako jednolite (frezy trzpieniowe – zgrzewane). Rzadko spotyka się, na przykład w przypadku dużych wymiarów, frezy z zębami wstawianymi.

Frezy pojedyncze stosuje się przede wszystkim do nacinania gwintów trapezowych oraz wyjątkowo do gwintów o zarysie trójkątnym.

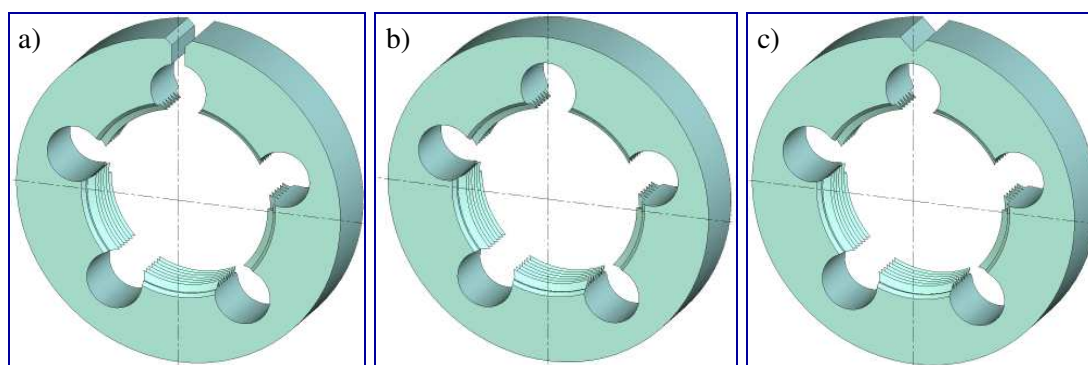
Ponieważ przy frezowaniu występuje pewne skażenie zarysu, przeto metoda ta znajduje zastosowanie przy obróbce gwintów mniej dokładnych lub jako obróbka zgrubna. Błędy zarysu są większe przy gwintach o małym kącie zarysu oraz przy dużym skoku gwintu, to też nie frezuje się gwintów o kącie gwintu $\alpha < 15^\circ$ oraz unika się obrabiania tą metodą gwintów wielokrotnych.

Do obróbki gwintu głowicą frezową obrabiarka (najczęściej tokarka lub frezarka do gwintów) powinna być wyposażona w specjalne urządzenie umieszczone w suporcie. Urządzenie to składa się z ułożyskowanego wrzeciona, na którym osadzona jest głowica frezowa, oraz z silnika napędzającego wrzeciono za pomocą pasków klinowych. W głowicy zamocowane są noże zazwyczaj z płytkami z węglików spiekanych.

Frezowanie za pomocą głowicy stosuje się do obróbki gwintów zewnętrznych o zarysie trójkątnym i trapezowym.

5.3.3. Gwintowanie narzynkami

Narzynki stosuje się przy wykonywaniu gwintów o małych średnicach (do ok. M20). Narzynki są wykonywane w postaci nakrętki z kiloma wybraniami, dzięki którym powstają powierzchnie natarcia, umożliwiające skrawanie [Górs1974]. W wybraniach tych zbierają się wióry. Na obu czółach narzynki jest wykonany tzw. *nakrój* w formie fazy stożkowej, której ostrza wykonują zasadniczą pracę skrawania, podczas gdy pozostała część narzynki ma jedynie ostrza kalibrujące.



Rys. 1.10. Narzynki otwarta (a) oraz zamknięte (kalibrujące) (b, c)

Rozróżnia się dwa rodzaje narzynek: *narzynkę otwartą* i *narzynkę zamkniętą* (zwaną również *kalibrującą*) (rys. 1.10).

Narzynka otwarta umożliwia nieznaczną zmianę wymiarów gwintu na średnicy. Regulacja taka może być potrzebna po pewnym czasie użytkowania narzynki, gdy nastąpi jej zużycie.

5.3.4. Gwintowanie gwintownikami

Gwintowniki są narzędziami przeznaczonymi do ręcznego lub maszynowego nacinania gwintów wewnętrznych.

Najbardziej rozpowszechnione są gwintowniki do nacinania gwintu metrycznego (zwykłego i drobnozwojnego) oraz, w krajach anglosaskich, do gwintu calowego. W drugiej grupie znajdują się gwintowniki do gwintu rurowego i trapezowego symetrycznego [Kun1969].

Pozostałe rodzaje gwintów, jak np. trapezowy niesymetryczny, okrągły stożkowy, spotyka się stosunkowo rzadko, przeważnie w zastosowaniu do określonych części maszyn.

Ze względu na szeroki zakres zastosowań i dużą liczbę odmian konstrukcyjnych gwintowników, istnieją odrębne wydawnictwa książkowe poświęcone w całości tej grupie narzędzi [Bia1973, Łyc1999].

5.3.5. Wykonanie gwintów głowicami gwinciarскими

Głowice gwinciarские są to narzędzia składane przeznaczone najczęściej do obróbki gwintów zewnętrznych i stosunkowo rzadko – wewnętrznych. Cechą charakterystyczną głowic jest ich

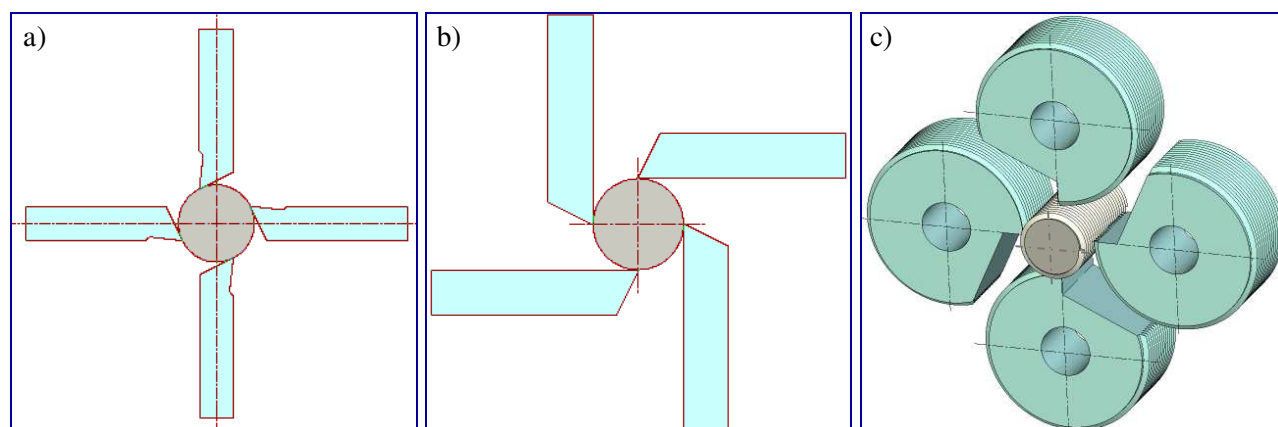
nastawność tzn. że jedna głowica może służyć do nacinania kilku wielkości gwintów [Kun1969, Ols2008].

Głowice gwinciarские stosuje się najczęściej do pracy na obrabiarkach, a niektóre ich rodzaje spotyka się również w obróbce ręcznej (ten rodzaj głowic nazywa się również gwintownicami). Istotną cechą głowic gwinciarских stanowi możliwość rozsunięcia noży po zakończonym cyklu pracy, dzięki temu po nacięciu gwintu głowicę można wycofać bez potrzeby wykręcania.

Wśród głowic maszynowych rozróżnia się dwa typy:

1. Głowice obracające się w czasie pracy. Ten typ głowic stosuje się w specjalnych obrabiarkach do nacinania gwintu jak w gwinciarzkach i automatach do wytwarzania śrub.
2. Głowice nieruchome (nie obracające się), stanowiące wyposażenie tokarek rewolwerowych i automatów.

Pod względem konstrukcyjnym najistotniejszy jest podział głowic z uwagi na koszty noży. Rozróżnia się (rys. 1.11): noże promieniowe (a), noże styczne (b) i noże krążkowe (c).

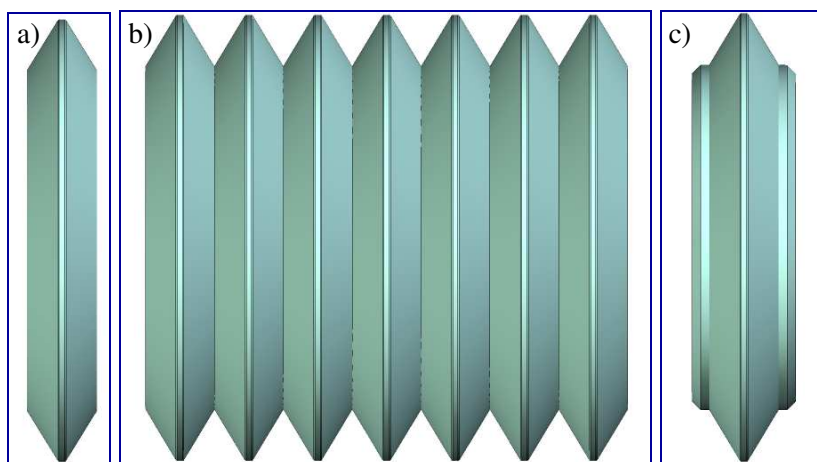


Rys. 1.11. Głowice gwinciarские z nożami promieniowymi (a), stycznymi (b) i krążkowymi (c)

5.3.6. Szlifowanie gwintów

Ściernica do gwintów jest narzędziem kształtowym, w którym powierzchnia ograniczająca ściernicę (zwana powierzchnią działania narzędzia) jest powierzchnią obrotową zakreśloną w około osi narzędzia, stycznie do powierzchni szlifowanego gwintu [Kun1969].

Do szlifowania gwintów stosuje się dwa rodzaje ściernic: pojedyncze i wielokrotne (rys. 1.12). Ściernice pojedyncze pracują metodą wzdłużną, przy czym ustawia się je pod kątem, równym kątowi wzniosu linii śrubowej gwintu. Ściernic tych używa się przede wszystkim do obróbki gwintów dokładnych oraz gwintów o znacznej wysokości zarysu.



Rys. 1.12. Ściernice do gwintów: pojedyncza (a) i wielokrotna (b) oraz zarys ściernicy pojedynczej do szlifowania pełnego zarysu gwintu (c)

Zarys średnicy pojedynczej uzyskuje się kształtownikiem (obciążaczem) za pomocą diamentu. Teoretycznie, zarys ten, powinien być krzywoliniowy (wypukły); o jego rzeczywistym kształcie decyduje mechanizm urządzenia do obciążania. Wielkość zarysu średnicy, w porównaniu z głębokością bruzdy gwintu, jest zwiększona, podobnie jak w innych narzędziach do „gwintowania”.

Ściernicą pojedynczą obrabia się najczęściej jedynie boki i dno zarysu gwintu (średnica zewnętrzna musi być obrobiona w odrębnym zabiegu); spotyka się jednakże urządzenia do nadawania ściernicy kształtu jak na rysunku 1.12c), wówczas uzyskuje się od razu cały zarys gwintu. Ściernice wielokrotne (rys. 1.12b) pracują bądź metodą wgłębną bądź wzdłużną. Dla obu tych przypadków zarys ściernicy położony jest zazwyczaj na powierzchni walcowej z tym, że przy metodzie wzdłużnej spotyka się również ściernice ukształtowane stożkowo.

Zarys ściernicy wielokrotnej uzyskuje się najczęściej przez wygniecenie go za pomocą specjalnej rolki. Spotyka się jednak urządzenia umożliwiające kształtowanie ściernic wielokrotnych za pomocą obciążaczy diamentowych.

Zarys rolki odpowiada w zasadzie zarysowi gwintu, zaleca się jednak pewne podwyższenie zarysu, podobnie jak we frezach do gwintu. Średnicę rolki przyjmuje się zwykle w granicach $1/4 \div 1/5$ średnicy ściernicy.

Rolkę wykonuje się ze stali szybkotnącej, zahartowanej do twardości HRC 58÷52.

5.4. Plastyczne kształtowanie gwintów

Procesy plastycznego kształtowania gwintów ze względu na wysoką jakość technologiczną (wysoka dokładność zarysu, utwardzenie przez zgniot oraz małą chropowatość powierzchni) i użytkową otrzymywanych wyrobów, lepsze w porównaniu do skrawanych oraz dużą wydajność procesu noszą wszelkie cechy nowoczesnej technologii dokładnej obróbki plastycznej [Ols1988a, Ols2008]. Zalety plastycznego kształtowania gwintów przejawiają się szczególnie wyraźnie tam, gdzie całkowicie zawodzi walcowanie maszynowe [Mus1988]. W przypadku materiałów o dużej plastyczności, toczenie gwintu powoduje powstawanie narostu na ostrzu noża, co prowadzi do wzrostu sił i momentu skrawania, a tym samym pogorszenia się dokładności i chropowatości powierzchni śrubowej. Problem wykonania gwintu w metalach trudno-skrawalnych w znacznej mierze rozwiązuje metoda plastycznego kształtowania na zimno, która pozwala na podwyższenie wydajności i trwałości narzędzi oraz uzyskać znaczne oszczędności materiału (dochodzące nawet do 14%) dla gwintu M27. Ze względu na dobrą jakość technologiczną i użytkową wyrobów oraz możliwość skrócenia czasu obróbki w porównaniu z wytaczaniem czy frezowaniem gwintów większych średnic, walcowanie jest obróbką bardziej efektywną [Koz1984].

Plastyczne kształtowanie gwintów zewnętrznych można uzyskać przez:

- a) walcowanie gwintów szczękami płaskimi,
- b) kształtowanie za pomocą przyrządów jednorolkowych,
- c) walcowanie głowicami rolkowymi metodą styczną, promieniową, osiową,
- d) walcowanie gwintów na walcarkach do gwintów,
- e) walcowanie głowicami lub walcarkami planetarnymi,
- f) walcowanie na maszynach i narzędziach specjalnych.

Walcowanie gwintów za pomocą przyrządów jednorolkowych oraz głowicami wykonuje się na obrabiarkach skrawających zarówno konwencjonalnych jak i sterowanych numerycznie.

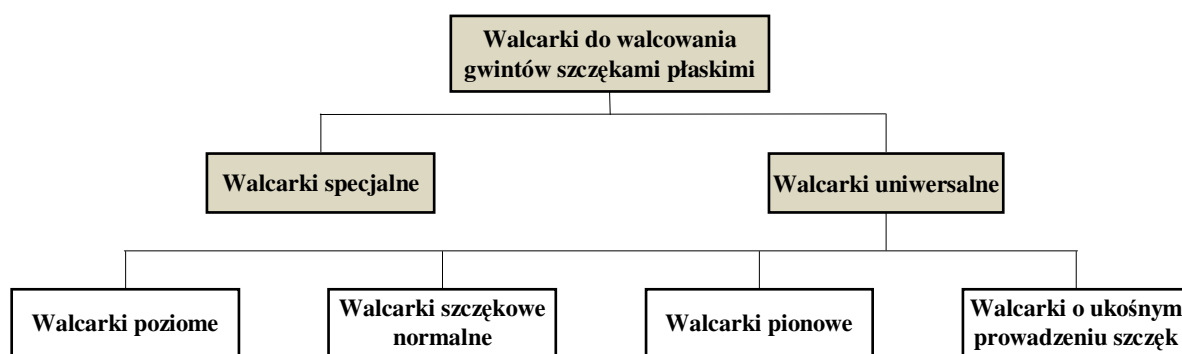
Klasyfikację walcarek do walcowania gwintów szczękami płaskimi przedstawiono na rysunku 1.13. Metoda walcowania szczękami płaskimi nadaje się do walcowania gwintów na przedmiotach o prostych kształtach (śruby, wkręty) z materiału o wytrzymałości do $R_r = 588$ MPa (najwyżej $R_r = 882$ MPa) [Żur1962].

Walcowanie na walcarkach o szczękach płaskich gwintów stożkowych, trapezowych lub prostokątnych, gwintów długich i głębokich oraz gwintów na przedmiotach cienkościennych jest niemoż-

liwe. Dokładność walcowania gwintów szczękami płaskimi jest mniejsza niż przy walcowaniu rolkami [Żur1962].

Walcowanie gwintów szczękami płaskimi nadaje się doskonale do produkcji śrub i wkrętów o zarysie trójkątnym (wielkość serii 5000÷10000 szt.) z materiału o dobrych własnościach plastycznych i przy niewielkich wymaganiach dokładności. Metoda walcowania szczękami płaskimi stosowana jest również do walcowania gwintów na wkrętach do drewna, wypierając w tym zastosowaniu obróbkę skrawaniem [Żur1962].

Walcowanie gwintów na wkrętach do drewna przeprowadza się na tych samych walcarkach (o szczękach płaskich), co walcowanie śrub i wkrętów do metali [Żur1962].



Rys. 1.13. *Walcarki do walcowania gwintów szczękami płaskimi*

Do walcowania gwintu na wkrętach do drewna stosuje się specjalne szczęki, mające tak ukształtowaną część roboczą, że walcują nie tylko gwint na wkrętach, lecz również końcówki półfabrykatu [Żur1962].

Metody plastycznego kształtowania gwintów szczegółowo omówiono w *Rozdziale II. Analiza stanu zagadnienia w świetle literatury*.

Rozdział II

ANALIZA STANU ZAGADNIENIA W ŚWIETLE LITERATURY

W niniejszym rozdziale przedstawiono analizę stanu wiedzy w zakresie procesu walcowania gwintów głównie zewnętrznych. Z literatury dotyczącej tematu pracy wybrano publikacje wnoszące nowe elementy wiedzy z zakresu procesu walcowania. Pierwsza część analizy literatury dotyczy charakterystyki (technologii i techniki) samego procesu walcowania gwintów, druga natomiast dotyczy zastosowania nowoczesnych metod modelowania (fizycznego i matematycznego) i analizy numerycznej w procesie walcowania gwintów.

6. Klasyfikacja sposobów walcowania gwintów

Ze względu na brak polskiej normy terminologicznej z zakresu walcowania gwintów zewnętrznych przedstawiona w tablicy 2.1 klasyfikacja sposobów walcowania gwintów została opracowana na podstawie nazewnictwa spopularyzowanego już w wydawnictwach krajowych i zagranicznych [Cza1988, Cza1992, Cza1998, Dom2002, Dom2002a, Gen2004, Iva1992, Iva1992a, Iva1992b, Iva1995, Iva1997, Iva1997a, Kow2004, Łyc1996, Łyc1999, Mak1992, Men1980, Men1981, Men1983, Men1984, Mus1988, Ols1986, Ols1988, Ols1988a, Ols1988b, Ols1988c, Ols1990, Ols1991, Ols1992, Ols1992a, Pat2004, Pat2005, Wil1976, Wil1981, Wil1983, Wil1983a, Tub1988a, Żur1962] oraz merytorycznej analizy kryteriów. Przyjęto następujące kryteria klasyfikacji sposobów walcowania: liczba elementów walcujących, rodzaj kontaktu elementu walcującego z przedmiotem (ciągły i okresowy), wymiary narzędzi (średnice jednakowe i różne), zarys powierzchni roboczej (pierścieniowy i śrubowy). W klasyfikacji oprócz nazw procesów obróbkowych podano również nazwy narzędzi i urządzeń technologicznych do walcowania gwintów. Taka wielokryterialna klasyfikacja może ułatwić technologowi wybór sposobu walcowania gwintów i wariantu konstrukcji narzędzi (głowic¹) lub urządzeń².

W klasyfikacji przyjęto następujące nazwy elementów walcujących³:

1. Szczęki płaskie. W procesie walcowania jedna szczeka jest zamocowana nieruchomo, natomiast druga – najczęściej dłuższa – przesuwa się równolegle do szczęki stałej ruchem posuwisto-zwrotnym. Szczeka przesuwana ma część wprowadzającą, część kalibrującą oraz część wyprowadzającą. Na części wprowadzającej siła walcowania wzrasta.
2. Rolka lub krążek do walcowania gwintów – jest to obrotowy element o kształcie walca, baryłki lub o innym profilu złożonym np. składającym się z dwóch stożków i jednego walca, na powierzchni których wykonany jest gwint lub zarys wielopierścieniowy. W zależności od metody walcowania elementy są wykonywane w kompletach obejmujących jedną rolkę (krążek), dwa, trzy, cztery, pięć lub sześć rolek (krążków). Najczęściej stosowane jest walcowanie 2 lub 3 rolkami (krążkami). W przypadku rolek, wykonywanych najczęściej bez otworu osiowego, stosunek długości do średnicy wynosi najczęściej $l/d \geq 1$, natomiast w przypadku krążków $l/d < 1$, przy czym najczęściej wykonuje się je z otworem osiowym.

¹ Głowica walcująca to narzędzie o bardziej złożonej budowie, z wieloma elementami walcującymi, wykonująca podczas pracy ruch obrotowy lub posuwowy, np. głowica trzyrolkowa z precyzyjną regulacją wymiaru nastawczego, stosowana do walcowania gwintów na tokarkach CNC.

² Urządzenia walcujące gwinty z własnym napędem, współdziałające z układem kinematycznym obrabiarki, nazywa się walcarkami do gwintów. Należą do nich walcarki rolkowe: walcarki dwurołkowe proste, walcarki dwurołkowe (np. WGH-80), walcarki trzyrolkowe i walcarki specjalne [Żur1962].

³ Element walcujący, wykonany najczęściej ze stali narzędziowych (hartowanych), jest to część obrabiarki lub głowicy, która współpracuje bezpośrednio z powierzchnią obrabianą przedmiotu.

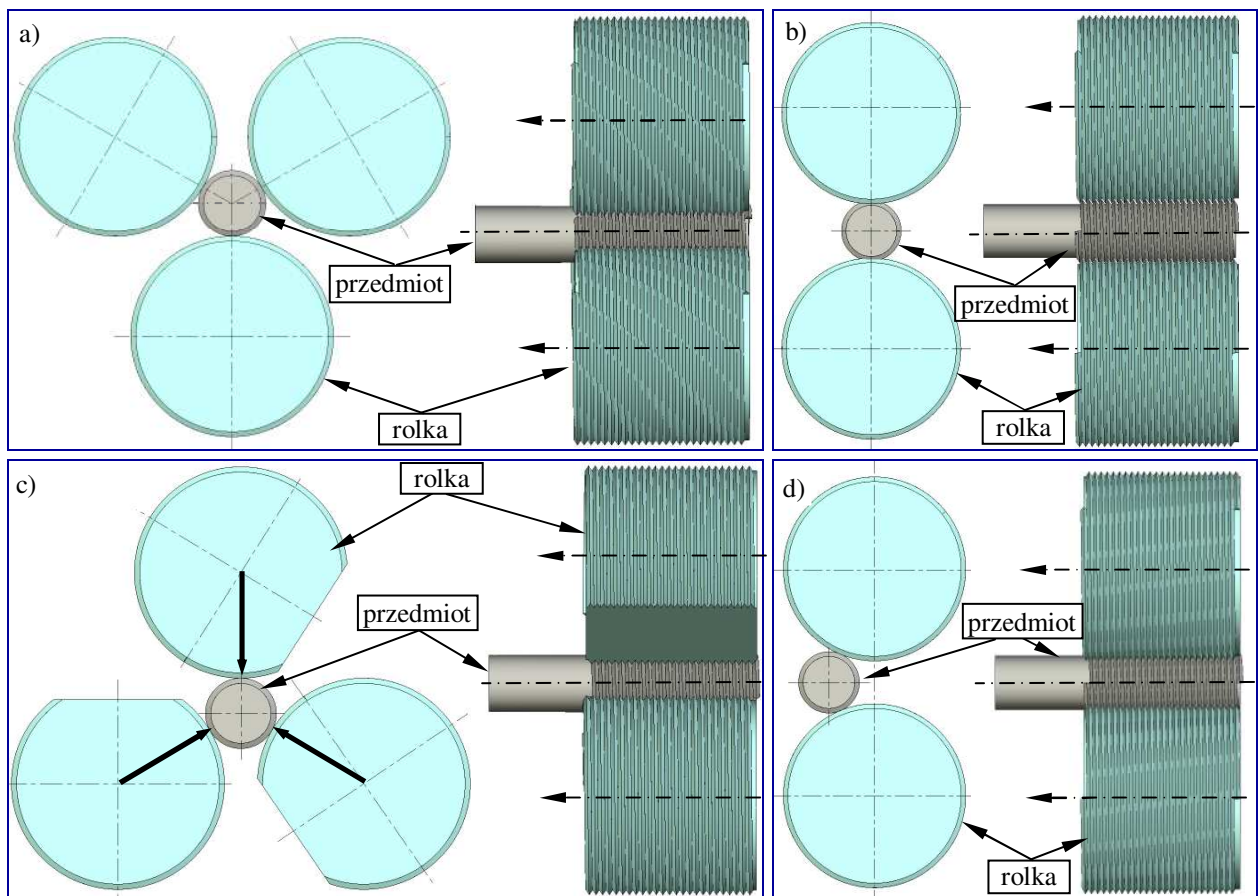
Tabl. 2.1.1. Klasyfikacja sposobów walcowania gwintów zewnętrznych

Kryteria:	Klasyfikacja sposobów walcowania gwintów zewnętrznych						Nazwa procesu	Nazwa urządzenia lub narzędzia	
Liczba elementów walcujących	Jeden	Dwa		Trzy		Cztery	Pięć (sześć)		
Rodzaj kontaktu narzędzia z przedmiotem	Ciągły	Okresowy	Ciągły		Ciągły	Ciągły	Ciągły		
Wymiary narzędzi		Różne	Jednakowe	Różne	Jednakowe	Jednakowe	Jednakowe		
Zarys powierzchni roboczej narzędzi	Pierścieniowy	Śrubowy	Śrubowy	Pierścieniowy	Pierścieniowy	Pierścieniowy	Pierścieniowy		
Nazwa procesu	Walcowanie gwintów przyrządem jednorolkowym bez napędu	Walcowanie gwintów planetarne	Walcowanie gwintów dwoma rolkami metodą wglębną	Walcowanie gwintów dwoma rolkami metodą przelotową (osiową)	Walcowanie gwintów dwoma rolkami metodą przelotową (osiową)	Walcowanie gwintów trzema rolkami metodą wglębną	Walcowanie gwintów trzema rolkami metodą przelotową	Walcowanie gwintów czterema rolkami metodą przelotową	Walcowanie gwintów pięcioma (sześcioma) rolkami metodą przelotową
Nazwa urządzenia lub narzędzia	Jednorolkowy przyrząd do walcowania gwintów	Głowica do walcowania planetarnego Walcarka planetarna	Dwurolkowa walcarka do walcowania gwintów metodą wglębną Dwurolkowa głowica do walcowania gwintów metodą wglębną	Dwurolkowa walcarka do walcowania gwintów metodą przelotową Dwurolkowa głowica do walcowania gwintów metodą przelotową walcami o różnej średnicy	Dwurolkowa walcarka do walcowania gwintów metodą przelotową Dwurolkowa głowica do walcowania gwintów metodą przelotową	Trzyrolkowa walcarka do walcowania gwintów metodą wglębną Trzyrolkowa głowica do walcowania gwintów metodą wglębną	Trzyrolkowa walcarka do walcowania gwintów metodą przelotową Trzyrolkowa głowica kątowna do walcowania gwintów metodą przelotową Trzyrolkowa gwintownica do walcowania gwintów metodą przelotową	Czterorolkowa głowica kątowna do walcowania gwintów metodą przelotową	Pięć(sześć)rolkowa głowica kątowna do walcowania gwintów metodą przelotową

Wszystkie stosowane sposoby walcowania gwintów, analizując np. kinematykę walcowania, można podzielić na trzy grupy:

- walcowanie osiowe (zwane również przelotowym),
- walcowanie promieniowe (zwane również wgłębnym),
- walcowanie styczne (zwane również poprzecznym).

Osiowe walcowanie gwintów. Głowice do osiowego walcowania gwintów zwykle zawierają dwie lub trzy rolki walcujące (rys. 2.1a÷b), a w szczególnych przypadkach np. walcowanie gwintów na rurach cienkościennych - nawet cztery, pięć lub sześć rolek walcujących. Podczas przesuwania się osiowo rolek wzdłuż walcowanego przedmiotu uzyskuje się wymaganą długość śruby. W czasie obróbki przedmiot nie obraca się, natomiast obracana jest głowica, lub odwrotnie głowica nie obraca się, natomiast obracany jest przedmiot. Głowicę walcującą zazwyczaj mocuje się w suporcie wzdłużnym (imaku), w głowicy rewolwerowej, we wrzecionie lub koniku tokarki konwencjonalnej lub rewolwerowej.



Rys. 2.1. *Walcowanie gwintów metodą osiową dla układu trzyrolkowego (a), metodą osiową dla układu dwurolkowego (b), metodą promieniową (c) i styczną (d)*

Promieniowe walcowanie gwintów. Do walcowania gwintów metodą promieniową stosuje się dwa typy głowic: E i EW (rys. 2.1c). W głowicy, wszystkie rolki walcujące są ze sobą sprzężone kinematycznie. W początkowej fazie obróbki, w celu umożliwienia wsunięcia przedmiotu na wymaganą głębokość, płaskie powierzchnie rolek są ustawione tak, że tworzą trójkąt równoboczny. Następnie rolki walcujące obracają się i wchodzi w kontakt z przedmiotem. Dalej rolki promieniowo zagłębiają się w materiał i jednocześnie przesuwają się wzdłuż osi przedmiotu. Gwint jest wytwarzany podczas jednego obrotu części co powoduje, że czas obróbki jest bardzo krótki. Maksymalna długość gwintu jest ograniczona przez długość powierzchni walcującej rolki. Głowice walcujące (typu E) są identycznie mocowane na tokarkach jak głowice do walcowania gwintów metodą osiową. Głowice typu EW funkcjonują podobnie jak głowice typu E, ale posiadają

automatyczną inicjację procesu walcowania uruchamianą mechanizmem załączającym, powodujący kontakt przedmiotu walcowanego z rolką oraz po zakończeniu procesu - obrót powrotny rolek do pozycji początkowej.

Styczne walcowanie gwintów. Głowice wyposażone są w dwie, sprzężone kinematycznie, przeciwległe rolki walcujące, które ułożone są po obu stronach obrabianego przedmiotu. Gwint formowany jest podczas stycznego przesuwania się rolek (rys. 2.1d). Proces formowania gwintu kończy się zazwyczaj w momencie kiedy osie rolek i przedmiotu znajdują się w jednej płaszczyźnie. Następuje on zazwyczaj po obrocie rolki będącej w kontakcie z przedmiotem o kąt od 15° do 30° . Głowice do walcowania gwintów metodą styczną mogą być zamocowane na saniach poprzecznych maszyn walcujących oraz tokarkach konwencjonalnych, automatach tokarskich i tokarkach numerycznych.

7. Charakterystyka kinematyczna sposobów walcowania gwintów zewnętrznych

Schematy kinematyczne różnych sposobów walcowania gwintów zewnętrznych oraz układ narzędzie-przedmiot zestawiono w tablicy 2.2.

Przy walcowaniu szczękami płaskimi gwint na przedmiocie otrzymuje się przez odtaczanie odpowiednio przygotowanego półfabrykatu między dwoma szczękami (tab. 2.2-1).

Do walcowania gwintów metodą wgłębną stosuje się rolki, które mają na obwodzie wykonany gwint o zarysie i podziałce odpowiadającej dokładnie zarysowi i skokowi gwintu walcowanego na przedmiocie. Skręty linii śrubowych gwintu na rolkach i przedmiocie walcowanym powinny być przeciwne, natomiast rolki muszą obracać się w tym samym kierunku i z taką samą prędkością obrotową. Kierunek obrotów rolek odpowiednio prawy lub lewy stosuje się zależnie od tego czy walcowany gwint jest prawy czy lewy (tab.2.2-3 i 5).

W metodzie walcowania przelotowego przedmiot walcowany obraca się między rolkami i przesuw osiowo względem rolek. Przesuw osiowy przedmiotu uzyskuje się wskutek różnicy jaka występuje pomiędzy kątem wzniosu linii śrubowej gwintu na rolkach i przedmiocie, bądź w wyniku różnych średnic i krotności gwintu na rolkach. Rolka do walcowania przelotowego posiada stożkową część wprowadzającą, cylindryczną część kalibrującą i stożkową część wyprowadzającą. Metoda ta jest stosowana do walcowania gwintów o dużych długościach, lub gwintów krótkich o średniej dokładności (tab. 2.2-4 i 6).

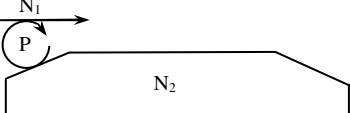
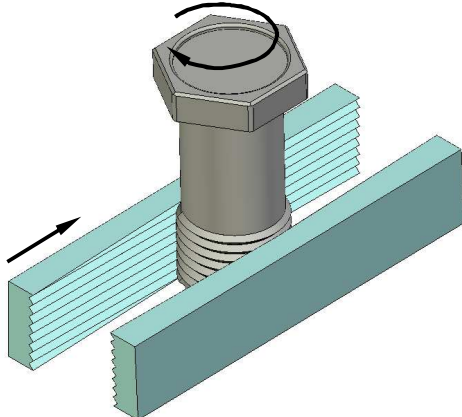
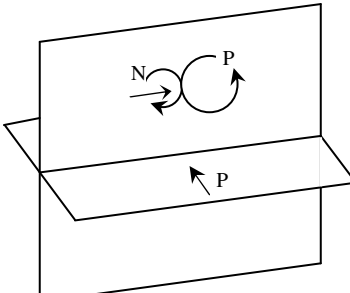
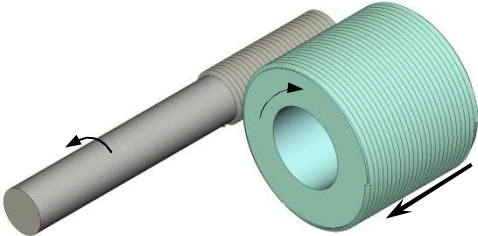
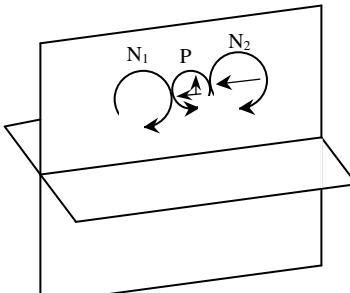
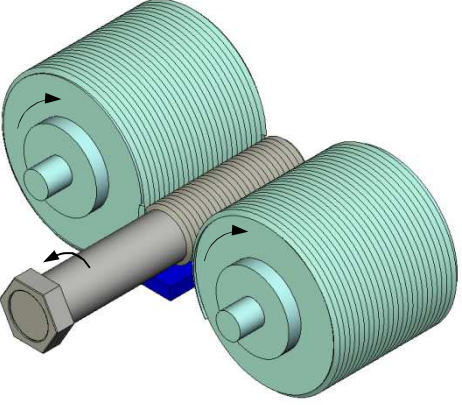
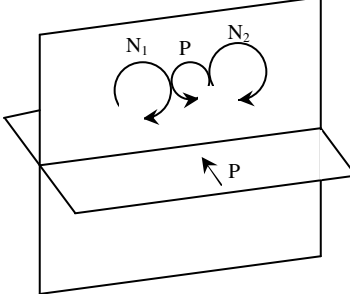
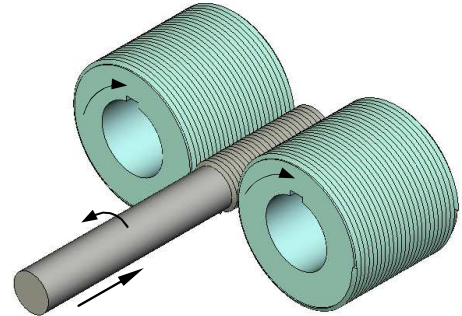
Metoda walcowania wielokrotnego stanowi kombinację walcowania wgłębnego i przelotowego. Rolki bardzo wolno wgłębiają się w materiał, a jednocześnie przedmiot przesuw się osiowo. Z uwagi na stopniowe zagłębianie się rolek pełny zarys gwintu uzyskuje się po kilkakrotnym przejściu przedmiotu między rolkami, co nie jest możliwe przy normalnym walcowaniu przelotowym.

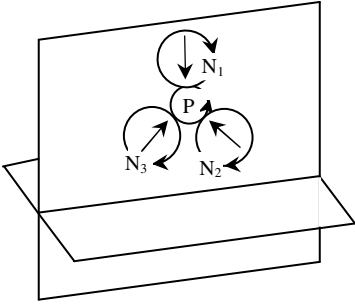
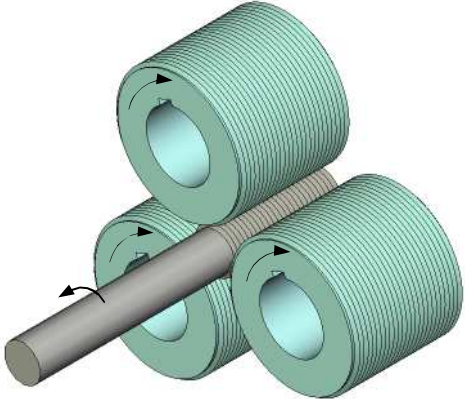
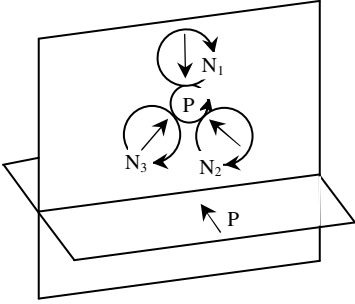
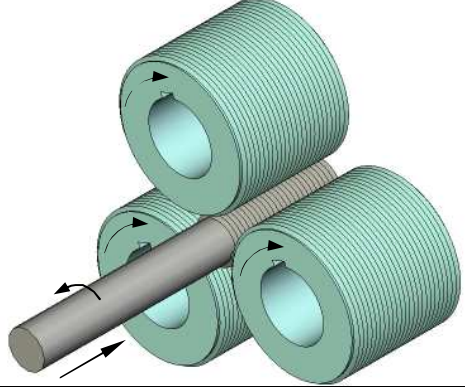
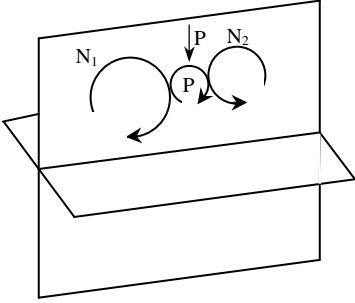
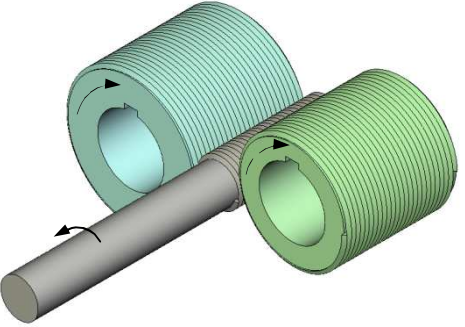
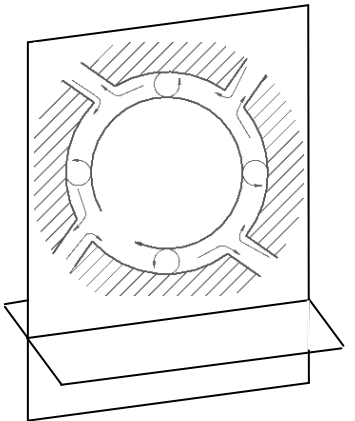
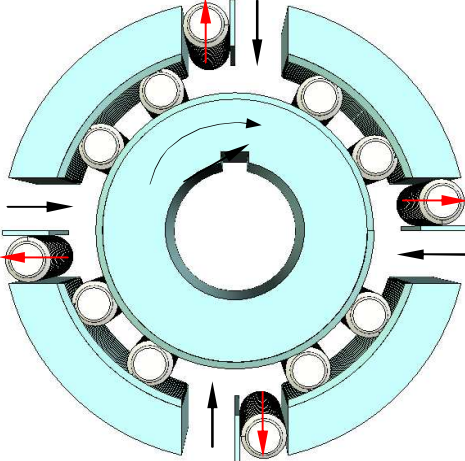
W metodzie walcowanie ze stycznym posuwem przedmiotu dwie rolki o różnych średnicach są ustawione na wymagana odległość odpowiadającą wymiarom walcowanego gwintu i w procesie walcowania wykonują tylko ruch obrotowy. Rolki obracają się w jednym kierunku, ale z różną szybkością obwodową (tab. 2.2-7).

W metodzie walcowania rolkami segmentowymi narzędzie ma kształt rolki, zwykle wielokrzywkowej. Na krzywkach, czyli tzw. segmentach wykonany jest gwint, który na części wprowadzającej posiada profil zataczany. Podczas procesu walcowania rolki nie są przesuwane, a wykonują jedynie ruch obrotowy.

Walcowanie planetarne odbywa się pomiędzy segmentem wklęsłym (zwykle nieruchomym) oraz segmentem wypukłym (napędzanym). Przedmiot obrabiany oprócz ruchu obrotowego wokół własnej osi wykonuje ruch względem środka krzywizny segmentu wypukłego (tab. 2.2-8).

Tablica 2.2. Schematy kinematyczne różnych metod walcowania gwintów

Lp.	Nazwa procesu	Schemat	Układ narzędzie - przedmiot w procesie walcowania
1.	Walcowanie gwintu szczękami płaskimi		
2.	Walcowanie gwintu przyrządem jednorolkowym bez napędu		
3.	Walcowanie gwintu dwoma rolkami metodą wgłębną tzw. walcowanie promieniowe		
4.	Przelotowe walcowanie gwintu dwoma rolkami tzw. walcowanie osiowe		

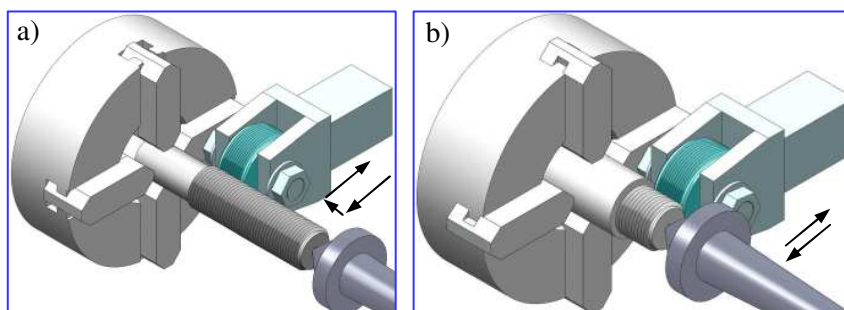
Lp.	Nazwa procesu	Schemat	Układ narzędzie - przedmiot w procesie walcowania
5.	Walcowanie gwintu trzema rolkami metodą wgłębną tzw. walcowanie promieniowe		
6.	Walcowanie gwintu trzema rolkami metodą przelotową, tzw. walcowanie osiowe		
7.	Walcowanie gwintu dwoma rolkami o różnej średnicy, tzw. walcowanie styczne		
8.	Walcowanie planetarne gwintów		

8. Technologia i technika walcowania gwintów

Walcowanie gwintów zewnętrznych (śrub) od kilkudziesięciu lat było i wciąż jest realizowane na specjalnych walcarkach. Od dawna jest też wykonywane na obrabiarkach skrawających, głównie na tokarkach różnych odmian (konwencjonalnych, rewolwerowych, automatach, ostatnio również na tokarkach CNC), rzadziej na wiertarkach. Umożliwiają to specjalne narzędzia, przystosowane do obróbki różnych gwintów, na różnych obrabiarkach [Ols2008].

8.1. Walcowanie gwintów przyrządami jednorolkowymi bez napędu

Walcowanie gwintów jedną rolką przeprowadza się najczęściej na tokarce konwencjonalnej. Rolka jest zamocowana obrotowo w specjalnej oprawce, którą mocuje się zwykle w imaku nożowym. Stosuje się dwie metody walcowania: promieniowe i osiowe (rys. 2.2). W metodzie promieniowej szerokość rolki musi odpowiadać długości walcowanego gwintu [Żur1962]. Przy czym ze względu na występowanie większych sił w porównaniu z metodą styczną, wymagana jest duża sztywność układu OUPN.



Rys. 2.2. Walcowanie osiowe (a) i promieniowe (b) przyrządami jednorolkowymi bez napędu

Proces przebiega w sposób następujący. Suport wraz z oprawką dosuwa się do przedmiotu zamocowanego na tokarce wykonującej ruch obrotowy. Wskutek tarcia pomiędzy zagłębiającą się rolką a obracającym się przedmiotem, rolka zostaje w miarę wywierania nacisku wprowadzona w ruch obrotowy przez przedmiot walcowany a ze względu na przesuw suportu walcuje gwint na przedmiocie. Aby w procesie walcowania nie występowało ślizganie, które zwykle powoduje wykruszenie zarysu na rolce, należy stosować możliwie dużą średnicę rolki w stosunku do otworu w rolce. Należy jednak pamiętać, że wraz ze zwiększeniem średnicy zewnętrznej należy zwiększyć krotność rolki. W celu zmniejszenia tarcia rolki obracającej się na sworzniu oraz uniknięcia zbyt dużych sił walcowania gwint rolki wykonuje się często jako pełny (ostry), tj. bez ukosowań i zaokrągleń. Dlatego też, gwinty walcowane jedną rolką mają większą głębokość i mniejszą średnicę rdzenia niż gwinty normalne. Pomimo stosowania środków mających na celu zmniejszenie siły walcowania, jej wartość jest dosyć duża i w związku z tym nadaje się do walcowania gwintów na przedmiotach o dużej smukłości. Ze względu na ograniczoną siłę walcowania na tokarce (gdyż podczas skrawania składowa pozioma siły toczenia jest znacznie mniejsza od składowej pionowej) ten sposób jest zalecany do walcowania tylko gwintów krótkich, na przedmiotach z materiałów o dużej plastyczności, np. mosiądzu, miękkiej stali itp. [Żur1962].

8.2. Walcowanie gwintów głowicami wielorolkowymi

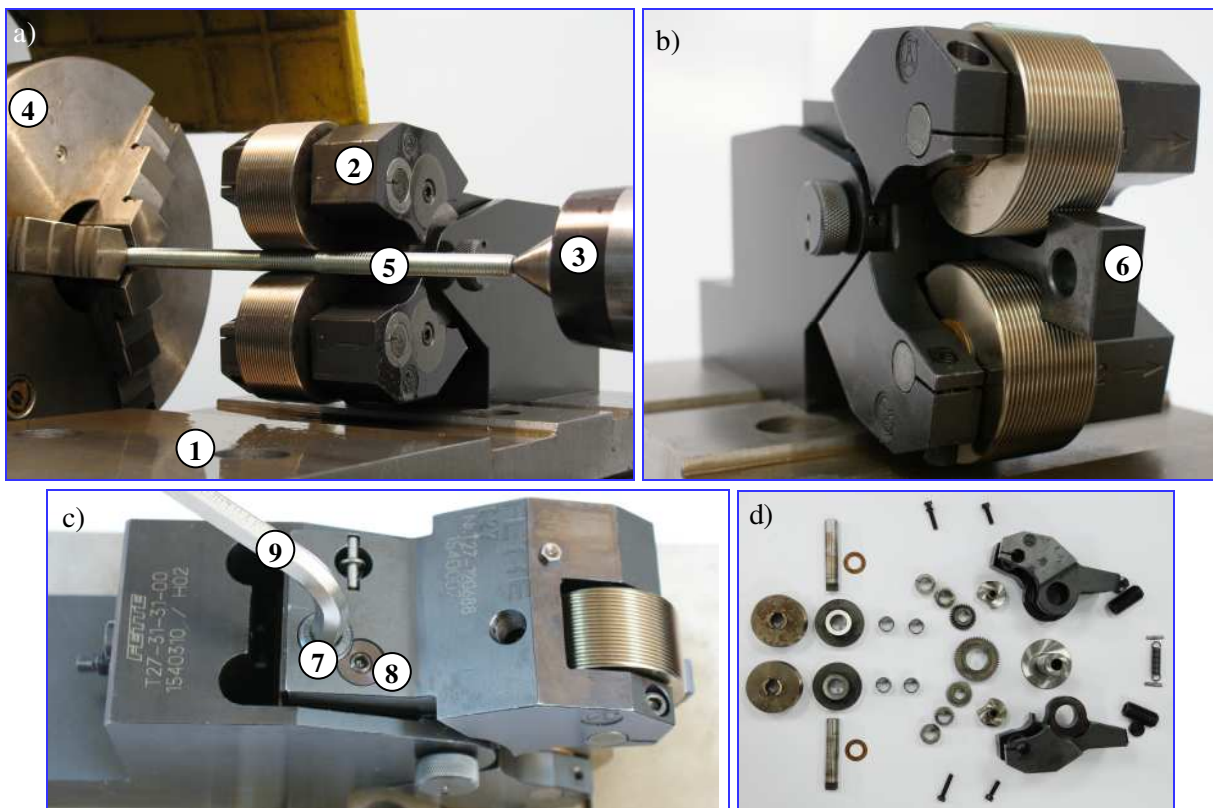
Nie wszystkie gwintowane części maszyn dają się walcować na typowych walcarkach do gwintów. Tam gdzie kształt lub wymiary (np. zbyt duża długość części) ograniczają tę możliwość, przy niewielkich nakładach finansowych i posiadanym parku maszynowym, stosuje się na całym świecie głowice walcujące [Mus1988]. Głowicami do walcowania gwintów można walcować gwinty zewnętrzne: metryczne zwykle, metryczne drobnozwojne, calowe, rurowe i inne gwinty specjalne, np. trapezowe (jedynie w przypadku, gdy kąt zarysu gwintu $\alpha > 20^\circ$).

Ze względu na różnorodność części gwintowanych ich sztywność, długość gwintu itp. najczęściej stosuje się następujące rodzaje głowic:

- głowice dwurołkowe do walcowania metodą styczną,
- głowice (gwintownice) trzyrołkowe do walcowania metodą styczną,
- głowice trzyrołkowe do walcowania metodą promieniową,
- głowice trzyrołkowe kątowe do walcowania metodą osiową,
- głowice wielurołkowe (cztero- pięcio- i sześciurołkowe) kątowe do walcowania metodą osiową.

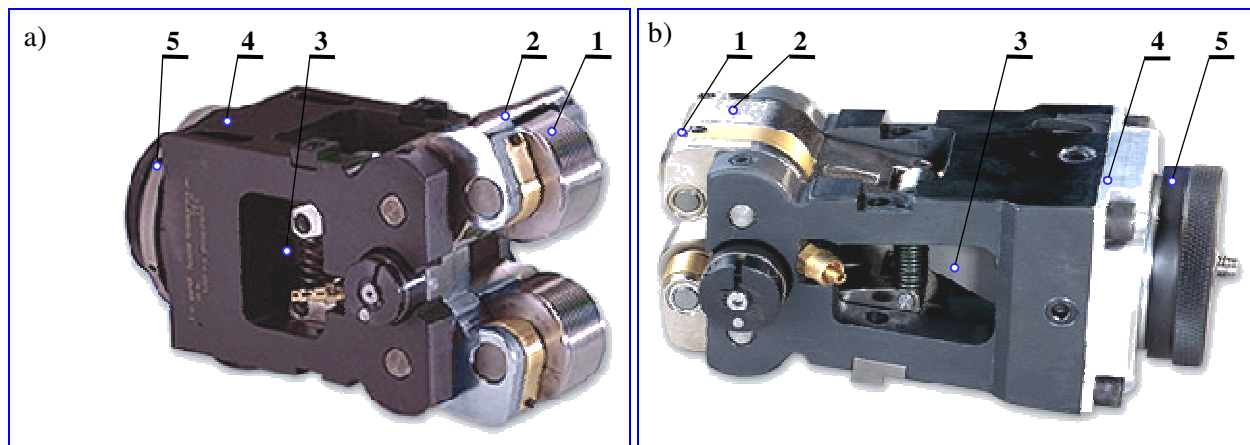
8.2.1. Walcowanie głowicami dwurołkowymi metodą styczną

Walcowanie gwintów głowicami dwurołkowymi, metodą styczną, zostało opracowane przez firmy FETTE (Niemcy) [Fet2007] i WINTER (USA) [Win2007]. Widok układu OUPN do walcowania gwintów metodą FETTE oraz części składowe głowicy typ T27 przedstawiono na rysunku 2.4. Stanowisko znajduje się w Centrum Nowych Technologii na Wydziale Mechanicznym Politechniki Koszalińskiej. Na suporcie tokarki konwencjonalnej, w miejsce imaka nożowego, zamontowano płytę (1) do której przykręcana jest głowica typ T27 (2) firmy FETTE do nagniatania metodą styczną. Głowica ta pozwala na walcowanie gwintów metrycznych, trapezowych oraz specjalnych, a także prowadzenie obróbki wygładzającej. Przystosowanie stanowiska do danego rodzaju obróbki polega na wymianie krążków. Wymagana odległość krążków ustalana jest według sprawdzianu (6) mechanicznie za pomocą specjalnych śrub regulacyjnych (7).



Rys. 2.3. Widok uniwersalnego stanowiska do walcowania gwintów metodą styczną (a), widok głowicy typ T27 (b), ustawianie głowicy na wymiar (c) i części składowe głowicy (d): 1- płyta montażowa, 2 - głowica typ T27, 3 - konik, 4 - uchwyt trójśczękowy tokarki, 5 - pręt walcowany, 6 - sprawdzian, 7 - śruba regulacji odległości rolek, 8 - śruba zabezpieczająca, 9 - klucz

Widok głowic typu 125 i 162 do walcowania gwintów metodą WINTER przedstawiono na rysunku 2.4. Dwie rolki walcujące (1) zamocowane są na jednym końcu wahliwej dźwigni (2). Docisk rolek do przedmiotu (1) realizowany jest poprzez klin (3) działający na drugi koniec dźwigni (2) za pomocą siłownika pneumatycznego (4), zasilanego z butli gazowej umieszczonej przy stanowisku. Wymaganą średnicę (zbliżenie rolek) uzyskuje się przez ograniczenie skoku tłoczyska siłownika pneumatycznego za pomocą śruby (5).



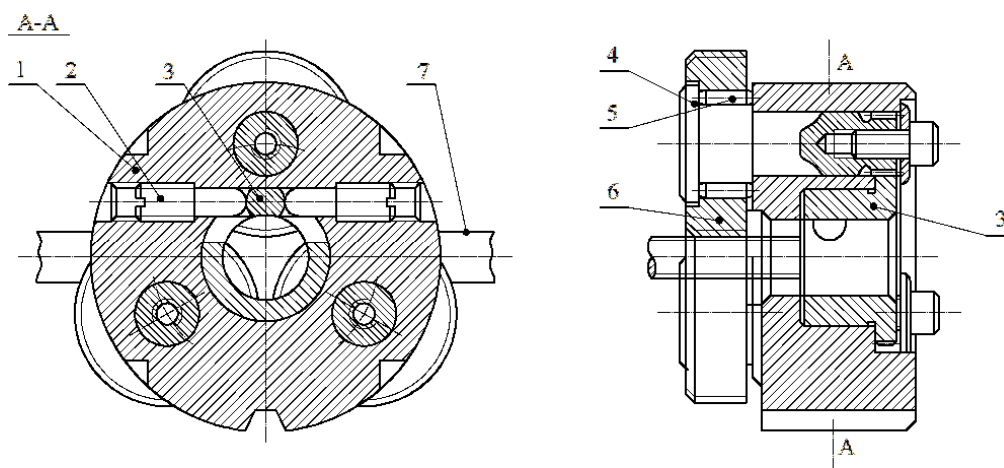
Rys. 2.4. Głowice do walcowania gwintów metodą styczną produkcji WINTER: typ 125 (a) i typ 162 (b): 1 - rolka walcująca, 2 - dźwignia, 3 - klin, 4 - siłownik pneumatyczny, 5 - nakrętka ustalająca

8.2.2. Walcowanie głowicami trzyrolkowymi metodą osiową

Głowice trzyrolkowe zwane popularnie gwintownicami budowane są jako głowice **nie otwierające się, ze stałą lub zmienną odległością rolek walcujących**.

Głowica kątowna ze stałą odległością rolek. Jest jednym z prostszych narzędzi do plastycznej obróbki gwintów [Ols1988a, Wil1981]. Głowica walcująca typ NUGg ze stałą odległością rolek charakteryzuje się symetrią budowy i łatwością wymiany rolek walcujących. Stosowane w automatach tokarskich typu BPU oraz na gwinciarkach przy wykonywaniu gwintów od M2 do M5 na elementach ze stali automatowej oraz stali nierdzewnej wykazują trwałość rolek średnio 12 krotnie większą od trwałości narzynek skrawających. Znacznie przy tym zwiększając jakość gwintu oraz niezawodność procesu. Przy stałych (nieregulowanych) odległościach osi rolek utrzymanie wysokiej dokładności średnicy podziałowej gwintu wymaga małych tolerancji wykonania wymiarów korpusu i rolek, bądź kompensowania błędów jedną z rolek.

Głowica ze stałą odległością rolek o osiach równoległych. Głowice te mają prostą konstrukcję i małe wymiary gabarytowe [Żur1962]. Produkowane są jako głowice ręczne, lecz po wykręceniu rękojeści mogą pracować jako maszynowe. Na rysunku 2.5 pokazano konstrukcję ręcznej głowicy produkowanej przez firmę Frezer (ZSRR) do walcowania gwintów o średnicy 8÷12 mm.



Rys. 2.5. Przekrój głowicy do walcowania gwintów produkcji firmy Frezer [Żur1962]: 1 - korpus, 2 - wkręty do regulacji rozstawu rolek, 3 - tulejka z naciętym wieńcem zębatym, 4 - wałki do zamocowania rolek, 5 - łożyska igielkowe, 6 - rolki walcujące gwint, 7 - rękojeść

Głowica składa się z korpusu (1), w którym umieszczona jest tulejka (3), z naciętym wieńcem zębatym. Wieniec zębaty zazębia się z wałkami (4), na których zamocowane są rolki (6)

posiadające na powierzchni zewnętrznej zarys gwintu. Rolki obracają się w łożyskach igiełkowych (5). Ustawienie głowicy na wymagany wymiar walcowanego gwintu uzyskuje się przez przekręcenie wkrętów (2), które obracając tulejkę (3) powodują obrót wałków z mimośrodowo zamocowanymi rolkami. Przy zastosowaniu głowicy do pracy maszynowej wykręca się rękojeść (7) i mocuje w specjalnej oprawie.

Głowica kątowna z regulowaną odległością rolek. W głowicy możliwość regulacji odległości rolek uzyskuje się osadzając rolki walcujące na mimośrodku [Ols1988a]. Gwintownice takie typu 16UNF dla gwintów calowych $\frac{3}{4}$ " oraz typu 12UNF dla gwintów $1\frac{1}{4}$ " zostały wdrożone w automatycznej linii obróbki zwrotnic ciągnika Massey Ferguson w Ursusie.

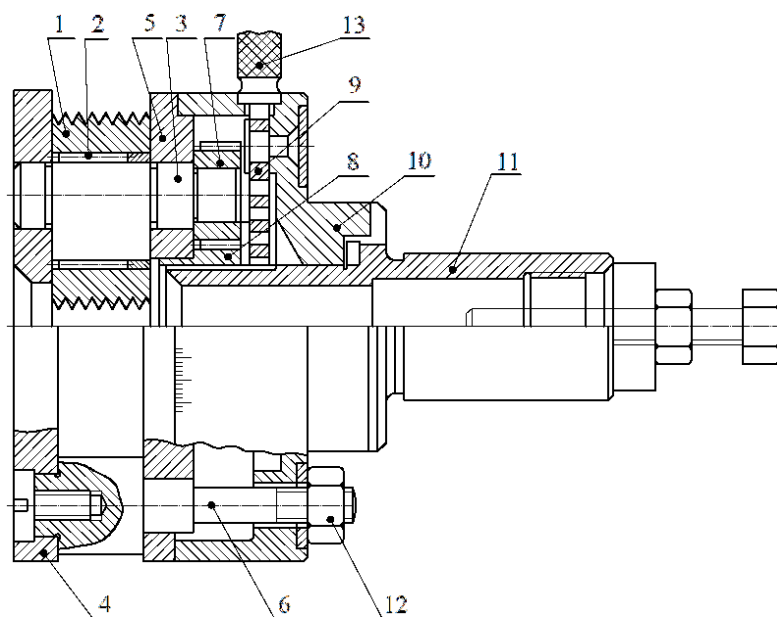
Wydajność walcowania gwintów tymi głowicami jest 3 razy większa niż wydajność nacinania gwintów głowicami gwinciarskimi oraz 10 razy większa niż narzynkami. Średnia trwałość rolek przewyższa prawie 100-krotnie trwałość narzynki. Walcowany gwint należy do 2 klasy dokładności a chropowatość powierzchni $R_z = 1,6 \div 6,3 \mu\text{m}$ ($R_a = 0,32 \div 1,25 \mu\text{m}$) [Żur1962]. Gwintownice walcujące – podobnie jak narzynki – po wykonaniu gwintu wykręca się; przy pracy maszynowej wykręcanie wymaga zmiany kierunku obrotu wrzeciona. Ogranicza to prędkość walcowania i wydajność. Wady tej nie posiadają głowice kątowe z samoczynnym otwieraniem.

8.2.3. Walcowanie głowicami kątowymi trzy-, cztero-, pięcio- lub sześciorolkowymi metodą osiową

Głowice wielorolkowe (trzy-, cztero-, pięcio- lub sześciorolkowe) budowane są jako głowice ze **zmienną odległością rolek walcujących, z samoczynnym otwieraniem i wymuszonym zamykaniem** oraz z **samoczynnym otwieraniem i samoczynnym zamykaniem**.

Głowice z samoczynnym otwieraniem i wymuszonym zamykaniem. Głowice te zapewniają znacznie większą wydajność i dokładność walcowania gwintu. Po wykonaniu gwintu rolki rozsuwają się i można wyjąć przedmiot bez konieczności zmiany kierunku obrotu głowicy. Takie rozwiązanie konstrukcyjne głowic zapewnia znaczne skrócenie czasu maszynowego walcowania. Najczęściej stosowanymi narzędziami tego typu są głowice NUGe wzorowane na rozwiązaniach firmy FETTE. Głowice samo otwierające się produkowane są jako stałe i wirujące.

Na rysunku 2.6 przedstawiono konstrukcję głowicy stałej produkcji krajowej.



Rys. 2.6. Głowice do walcowania gwintów produkcji krajowej [Ols1988a, Żur1962]: 1 – rolka walcująca, 2 - łożysko igiełkowe, 3 - wałek mimośrodkowy, 4 - tarcza zewnętrzna, 5 - tarcza wewnętrzna, 6 - śruby mocujące, 7 - koło zębate obiegowe o zębach śrubowych, 8 - koło zębate środkowe o zębach śrubowych, 9 - sprężyna śrubowa, 10 - korpus, 11 - chwyt, 12 – nakrętka, 13 - rękojeść

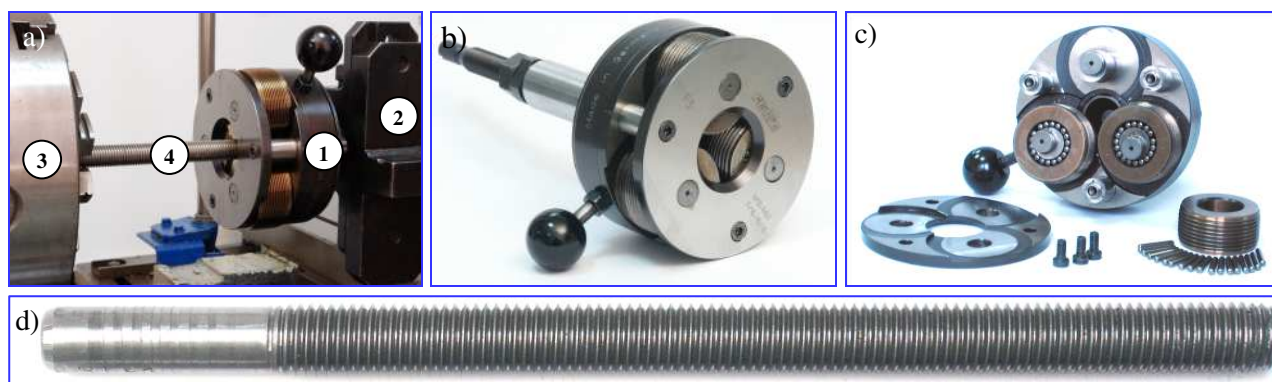
W skład głowicy wchodzi trzy zasadnicze zespoły:

1. Zespół walcujący gwint stanowią trzy rolki (1), na których wykonane są rowki pierścieniowe odpowiadające zarysowi walcowanego gwintu. Rolki są ułożyskowane na igiełkach (2) i osadzone na wałeczkach mimośrodowych (3). Czopy tych wałków są osadzone w tarczach: zewnętrznej (4) i wewnętrznej (5). Tarcza (5) jest przykręcona śrubami (6) do korpusu (10). Kąt, jaki tworzą osie rolek z osią głowicy, jest równy średniej arytmetycznej kątów wzniosu linii śrubowej wszystkich gwintów, dla których przeznaczona jest dana głowica.
2. Zespół samo otwierający składa się z korpusu (10,) mimośrów (3), kół zębatach o zębach śrubowych (7) i (8), sprężyny spiralnej (9) i chwytu (11). Koło (8) jest kołem środkowym przekładni obiegowej, a koła (7) – kołami obiegowymi. Samo otwieranie się głowicy następuje po wyłączeniu sprzęgła kłowego między chwytem i korpusem; następuje wówczas obrót korpusu względem chwytu wskutek rozkręcenia się sprężyny spiralnej (9), a tym samym toczenie się kół obiegowych (7) po kole środkowym (8). Koło środkowe nie wykonuje ruchu obrotowego względem jarzma, lecz tylko przesuwają się wzdłuż osi. W czasie toczenia się kół (7) następuje obrót mimośrów i odsunięcie rolek od walcowanego gwintu. W tym stanie głowicę szybkim ruchem wycofuje w położenie wyjściowe i zamyka się ją, obracając rękojeścią (13) korpus (10) względem chwytu (11), do zazębienia się sprzęgła kłowego.
3. Zespół nastawiający głowicę na wymiar walcowanego gwintu ma części wspólne z poprzednio omówionymi zespołami. Głowicę nastawia się na wymiar walcowanego gwintu odpowiednio ustawiając (obracając) względem siebie korpus (10) i tarczę wewnętrzną (5) – po zwolnieniu nakrętek (12) i śrub (6). Obrót powoduje toczenie się kół (7), po kole środkowym (8) a tym samym obrót mimośrów i zbliżanie lub oddalanie osi rolek od osi głowicy. Dla łatwiejszego nastawienia głowicy na korpusie nacięta jest skala. Przy przestawianiu głowicy na inny rodzaj walcowania gwintu, tzn. przy wymianie rolek w głowicy. Czoła rolek oznaczone są cyframi z jednej strony a literami z drugiej: rolka pierwsza ma na odwrocie oznaczenie C, rolka druga – B, rolka trzecia – A. Przy eksploatacji głowic do walcowania gwintów należy pamiętać, że wierzchołki gwintu rolek muszą być przesunięte względem siebie w głowicach trzyrolkowych o 1/3 skoku i w związku z tym nie można zmieniać kolejności ich zamocowania w głowicy. Rolki do walcowania mają najczęściej ścięcia po obu stronach; ułatwia to wprowadzenie przedmiotu między rolki oraz powoduje zmniejszenie siły na ostatnich zwojach rolki, zabezpieczając walcowany gwint przed uszkodzeniem. Ponieważ pierwsze zwoje gwintu na rolce są najsilniej obciążone i zużywają się najszybciej, dlatego rolki z obustronnymi ścięciami można po pewnym czasie eksploatacji założyć odwrotnie. Zużyte rolki można regenerować przez przeszlifowanie ich w granicach 0,2 mm.

W zespole Profesora Wiesława Olszaka, w oparciu o wyniki własnych badań skonstruowano i wykonano wiele głowic stałych do walcowania gwintów ostrych (najmniejsze M6÷M10, największe M30÷M42) oraz do gwintów trapezowych (od Tr 14×3 do Tr 32×6) [Ols1988a].

Widok stanowiska i głowicy do walcowania gwintów głowicą kątową trzyrolkową typu F3 prod. FETTE metodą osiową przedstawia rysunek 2.7. Stanowisko to zbudowane jest na bazie tokarki konwencjonalnej i znajduje się w Centrum Nowych Technologii na Wydziale Mechanicznym Politechniki Koszalińskiej. Głowicę mocuje się bądź w uchwycie trójściskowym, bądź w imaku nożowym (tak jak na rysunku). W pierwszym przypadku głowica wykonuje ruch obrotowy a przedmiot ruch posuwowy, natomiast w drugim przypadku – odwrotnie. Głowica umożliwia wykonanie różnych rodzajów gwintów metrycznych, trapezowych i specjalnych o różnych średnicach i skokach. Konieczny jest jednak dobór odpowiednich krążków walcujących i odpowiednie ustawienie średnicy gwintu za pomocą mechanizmu planetarnego.

Głowice stałe (nieobrotowe) znajdują zastosowanie głównie na tokarkach uniwersalnych, rewolwerowych i niektórych automatach tokarskich. Są jednak przypadki, gdy wymagany jest ruch obrotowy narzędzia. Przykładem takiego rozwiązania jest głowica wirująca do gwintów M4 i M5 [Ols1988a]. Otwieranie tej głowicy jest podobne do opisanych już głowic NUGe. Zastąpiono tu jedynie koła obiegowe i koło zębate środkowe ramionami wykorbień oraz tarczą trójramienną. Zamykanie głowicy wirującej realizowane jest urządzeniem objętym patentem [Men1980].



Rys. 2.7. Widok układu obróbkowego do walcowania gwintów metodą osiową głowicą kątową typu F3 produkcji FETTE (a), widok ogólny głowicy (b), widok części składowych głowicy (c) i przykładowe części gwintowane (d): 1 - głowica, 2 - uchwyt imakowy, 3 - uchwyt trójściskowy, 4 - pręt walcowany

Głowice wirujące mają następujące zalety w stosunku do głowic stałych:

1. Możliwość walcowania gwintu na przedmiotach o złożonych kształtach i zakrzywionej osi przedmiotu (przedmiot nie obraca się w procesie walcowania).
2. Płynne podawanie przedmiotu między rolki, zapewniające większą dokładność walcowanego gwintu i skracające czas maszynowy walcowania.
3. Możliwość zastosowania prostych i wydajnych urządzeń automatyzujących podawanie przedmiotu między rolki.

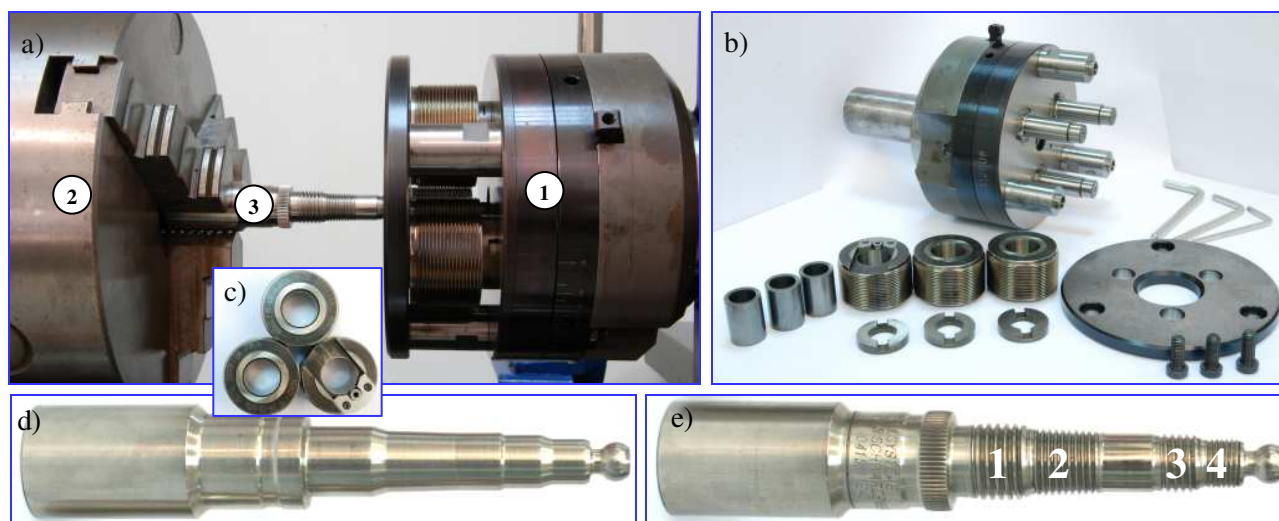
Głowice z samoczynnym otwieraniem i samoczynnym zamykaniem. Głowice przystosowane są do pracy na obrabiarce rewolwerowej z poziomą lub skośną osią obrotu głowicy, bez udziału zewnętrznych elementów sterujących zamykaniem [Ols1988a, Men1981, Men1984]. Otwieranie i zamykanie głowicy realizowane jest samoczynnie za pomocą niewyrównoważonego ciężaru. Po wykonaniu gwintu i rozłączeniu się sprzęgła kłowego w głowicy, niewyrównoważony ciężar powoduje jej otwarcie. Zamknięcie się głowicy następuje samoczynnie po obrocie rewolwerowej głowicy narzędziowej, gdy ciężar przejdzie na drugą stronę pionowej płaszczyzny symetrii głowicy [Men1981, Men1984]. Rozwiązanie to wykorzystane najpierw w głowicach typu NUGh [Ols1988a], szeroko stosowane na automatach rewolwerowych.

Dobre wyniki uzyskiwane w pracy głowic typu NUGe i NUGh przeznaczonych do walcowania gwintów o małych średnicach, stworzyły u użytkowników automatów tokarskich potrzebę stosowania tej metody obróbki dla gwintów o większych średnicach. Istotnym ograniczeniem okazały się rosnące wraz ze średnicą gwintu gabaryty narzędzia. Możliwość zmniejszenia w przestrzeni roboczej obrabiarzy narzędzi do gwintów o większej średnicy posiada konstrukcja nieobrotowej głowicy NUGk [Ols1988a, Wil1983a]. W głowicach NUGe i NUGh przy otwieraniu i zamykaniu narzędzia obraca się o kilkadziesiąt stopni układ walcujący, natomiast w głowicach NUGk układ ten sztywno połączony z uchwytem nie obraca się, a obrót wykonuje znajdująca się wewnątrz tuleja sprzęgła. Można przez to znacznie zmniejszyć wymiary głowicy.

8.2.4. Walcowanie głowicą trzyrolkową metodą promieniową

Walcowanie gwintów głowicą trzyrolkową metodą promieniową wykonuje się na identycznych stanowiskach (np. tokarkach konwencjonalnych) jak walcowanie metodą osiową. Walcowanie metodą promieniową stosuje się do części stopniowanych, gdzie następuje zmiana wymiarów. Wykorzystuje się specjalną głowicę trzykrążkową przedstawioną na rysunku 2.8.

Wykorzystanie promieniowej metody walcowania gwintów daje wymierne oszczędności w postaci skrócenia czasu gwintowania. Przykładowo czas walcowania różnych gwintów na czopach różnymi metodami wynosi: 0,13 s gwintu drobnozwojnego (powierzchnia 4) metodą promieniową, 0,31 s gwintu metrycznego (pow. 1) metodą osiową i 0,58 s gwintu stożkowego (pow. 2) metodą styczną.



Rys. 2.8. Widok układu obróbkowego do walcowania gwintów metodą promieniową głowicą typu E produkcji FETTE (a), widok części składowych głowicy (b), ustawienie rolek w pozycji początkowej i końcowej (c) oraz przykładowe części przed (d) i po (e) walcowaniu gwintów: 1 - głowica, 2 - uchwyt trójszczękowy, 3 - przedmiot

Tab. 2.4. Czasy obróbki powierzchni części (rys. 2.8e) z wykorzystaniem systemu FETTE

Numer powierzchni	Metoda walcowania	Typ głowicy walcującej	Długość powierzchni [mm]	Czas walcowania [s]
1.	osiowa	AC 2	10	0,31
2.	styczna	T 18	14	0,58
3.	osiowa	F2	10	0,28
4.	promieniowa	E 10 lub A 01	8	0,13

8.3. Walcowanie gwintów na walcarkach rolkowych

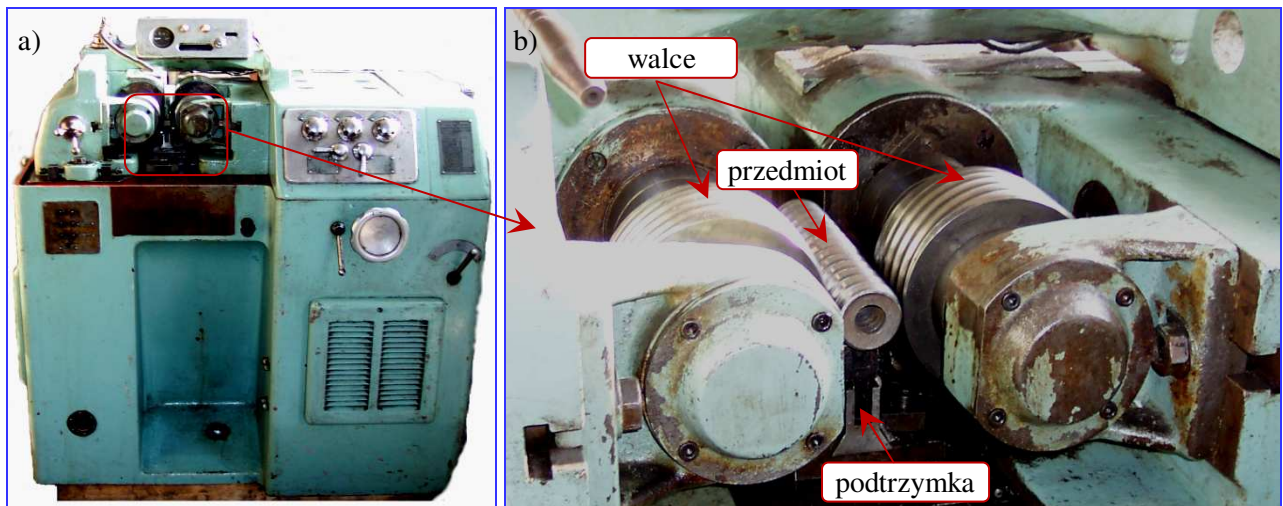
Walcarki rolkowe charakteryzują się znacznie większą wydajnością i uniwersalnością niż walcarki do walcowania szczękami płaskimi. Na walcarkach rolkowych można walcować wszystkie rodzaje gwintów i szereg innych profili na materiałach o wytrzymałości na rozciąganie do 1274 MPa. Dokładność walcowania jest większa niż dokładność walcowania na walcarkach szczękowych. [Żur1962].

Walcarki rolkowe do walcowania gwintów można podzielić na walcarki **specjalne** i **uniwersalne**, które dalej dzielą się na: walcarki **dwuroolkowe proste**, **dwuroolkowe** i **trzyroolkowe** [Żur1962].

Walcarki dwuroolkowe służą do walcowania typowych gwintów trójkątnych, trapezowych i ślimakowych o średnicy do 100 mm i skoku do 6 mm oraz głębokości do 8 mm (a nawet 12 mm). Większość europejskich walcarek dwuroolkowych pod względem konstrukcji i zasady pracy jest podobna. W Polsce Zakłady Mechaniczne im. M. Nowotki produkują walcarkę typ WGH80 (rys. 2.9).

Walcarka WGH-80 przeznaczona jest do walcowania gwintów zewnętrznych trójkątnych, trapezowych oraz okrągłych na wszelkiego rodzaju śrubach, gwintownikach i sprawdzianach gwintowych. Na wszelkiego rodzaju śrubach, gwintownikach i sprawdzianach do gwintów można również walcować gwinty wielozwojowe, stożkowe o zbieżności 3:25 oraz gwinty specjalne, jak również wszelkiego rodzaju bryły obrotowe.

Narzędziem jest para obracających się w jednym kierunku walców, które wygniatają odpowiedni profil na przedmiocie obrabianym. Tego rodzaju obróbka plastyczna posiada wiele zalet, spośród których najważniejszymi są: wysoka dokładność wykonywanego profilu oraz krótki czas trwania procesu technologicznego. Dokładność wykonywanego profilu zależy przede wszystkim od dokładności wykonania narzędzia.

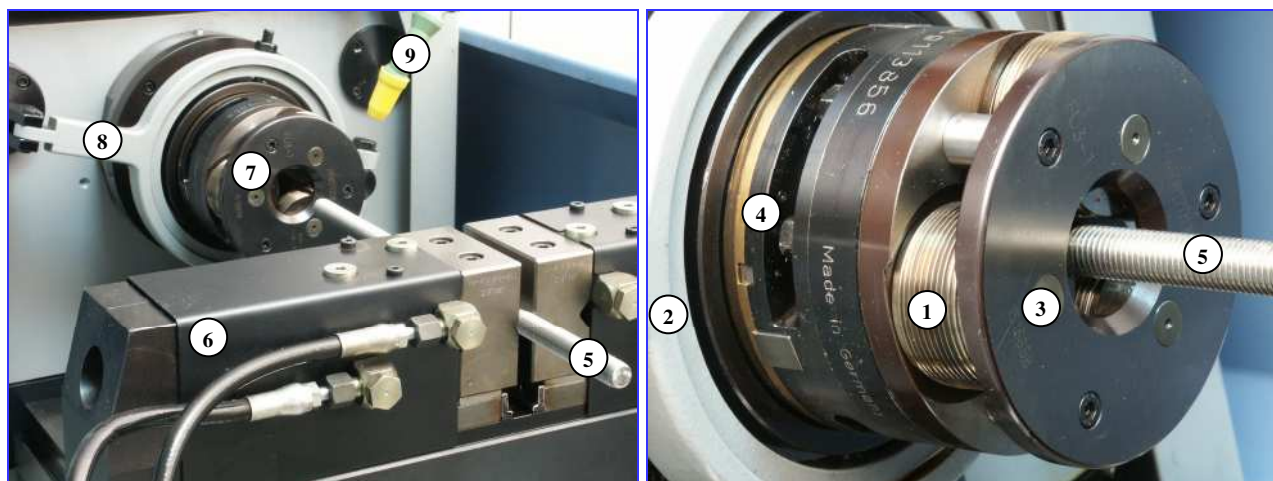


Rys. 2.9. Widok walcarki do gwintów typ WGH 80 (a) oraz układu obróbkowego przystosowanego do walcowania gwintów o zarysie łukowym (b)

Walcarki trzyrolkowe nie wymagają dodatkowego urządzenia do prowadzenia półfabrykatu podczas walcowania. Półfabrykat jest prowadzony bezpośrednio przez rolki. Na walcarkach tych można walcować gwinty metodą wgłębną i metodą przelotową. Walcarki te nadają się doskonale do walcowania gwintu na tulejkach, zapewniając minimalne zniekształcenie otworu dzięki korzystnemu rozkładowi sił w procesie walcowania; nie nadają się one natomiast do walcowania gwintów na półfabrykatakach o małej średnicy. Do zsuwania i rozsuwania rolek służą mechanizmy krzywkowe sterowane od koła centralnego, którego obrót powoduje jednoczesne zbliżenie lub oddalanie się trzech rolek od osi półfabrykatu.



Rys. 2.10. Widok ogólny walcarki produkcji FETTE do walcowania gwintów metodą osiową: 1 - głowica, 2 - przedmiot, 3 - układ chłodząco-smarujący, 4 - zasilacz hydrauliczny, 5 - układ sterowniczy, 6 - wrzeciennik, 7 - układ sterujący przesunięciem wrzeciennika, 8 - układ do zamykania i otwierania głowicy, 9 - imak hydrauliczny, 10 - silnik walcarki



Rys. 2.11. Widok układu obróbkowego walcarki produkcji FETTE do walcowania gwintów metodą osiową (a) i widok głowicy walcującej metodą osiową (b): 1 - rolka, 2 - układ do zamykania i otwierania głowicy, 3 - oś rolki, 4 - mechanizm do regulacji średnicy gwintu, 5 - przedmiot, 6 - imadło hydrauliczne, 7 - trójkrążkowa głowica walcująca, 8 - układ do zamykania i otwierania głowicy, 9 - układ chłodząco-smarujący

Walcarki tego typu stosowane są głównie w USA [Żur1962]. Natomiast w Europie np. produkowane przez firmę FETTE walcarki wyposaża się w specjalne mechanizmy mimośrodowe, uruchamiane przekładnią zębatą. Przykład takiej walcarki do walcowania osiowego przedstawia rysunek 2.10 natomiast widok układu obróbkowego i głowicy z mechanizmami regulacji – rysunek 2.11.

8.4. Walcowanie gwintów na walcarkach specjalnych

Walcarka WG-05. Walcarka dwurołkowa typu WG-0,5, skonstruowana i produkowana w Instytucie Obróbki Skrawaniem w Krakowie, przeznaczona jest do walcowania niezbyt dokładnych gwintów na drucie o średnicy $0,3 \pm 0,9$ mm.

Walcarka ta składa się z następujących zespołów: napędu, podajnika z zasobnikiem materiału, głowicy z rolkami oraz urządzenia optycznego (do ustawienia rolek i kontroli procesu walcowania) [Żur1962].

Linia automatyczna, firmy Pee Wee Berlin, do produkcji śrub z drutu odwijającego się z bębna. W linii tej wykonywane są następujące operacje: prostowanie drutu, ciągnięcie drutu do zmniejszenia średnicy o $\sim 3\%$, odcinanie na pręty o wymaganej długości, redukcja średnicy na końcach sworzni na wymagany wymiar półfabrykatu do walcowania gwintu, ukosowanie końcówek sworzni i podcięcie na końcach gwintu oraz walcowanie gwintu:

- na obu końcach gwint normalny,
- na jednym końcu normalny, na drugim ciasny,
- na jednym końcu normalny, a na drugim drobnozwojny.

Wszystkie obrabiarki pracujące w linii mogą również pracować indywidualnie. Obok walcarek specjalnych produkowane są **walcarki specjalizowane** – przeznaczone do walcowania gwintów leżących w ograniczonym zakresie średnic. Walcarki te są zwykle wyposażone w rolki segmentowe i mają znacznie większą wydajność niż walcarki uniwersalne.

Ponadto produkowane są również **walcarki do wyoblania gwintów** np. na oprawkach żarówek.

8.5. Walcowanie gwintów na urządzeniach specjalnych

8.5.1. Urządzenie do walcowania długich gwintów ruchomych na tokarkach

W urządzeniu wykorzystano ideę walcowania z posuwem osiowym trzema rolkami pierścieniowymi o zarysach odpowiadających zarysowi walcowanego gwintu, przy czym zarysy kolejnych rolek przesunięte są względem siebie o $1/3$ skoku gwintu. Rolki tworzą z osią

walcowanej śruby kąt zbliżony do kąta wzniosu linii śrubowej gwintu. Aby walcowana śruba nie była narażona na skręcanie, napędzane są rolki walcujące [Ols1988b].

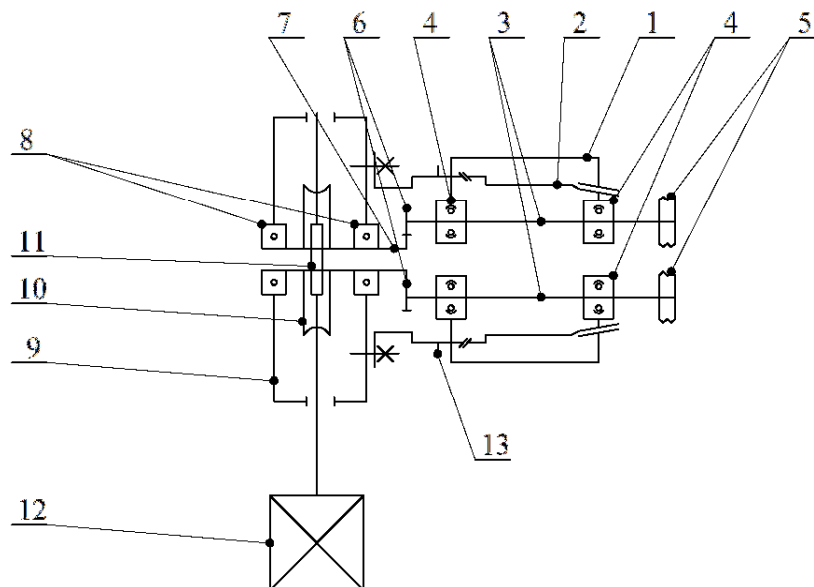
W przypadku walcowania gwintu trzywojowego wszystkie trzy rolki w komplecie mają jednakową geometrię, co czyni je zamiennymi. Dodatkową zaletą tego układu jest identyczność warunków walcowania przez wszystkie rolki co ważne jest szczególnie w pierwszej fazie pracy, kiedy zwykle istnieje skłonność do powstania błędów kształtu i położenia gwintu względem osi śruby [Ols1988b].

8.5.2. Urządzenie do przelotowego walcowania długich gwintów o małych średnicach

Obróbka gwintów o małych średnicach i na całej długości przedmiotów tradycyjnymi metodami, przy użyciu ogólnie dostępnych narzędzi i urządzeń, stwarza w wielu przypadkach niedogodności, wynikające głównie z małej sztywności elementów i trudności ich mocowania w celu przeniesienia momentu obrotowego [Ols1991, Ols1992a].

W Instytucie Technologii Mechanicznej Politechniki Szczecińskiej zbudowano urządzenie służące do przelotowego walcowania gwintów o małych średnicach na prętach o dowolnej długości. Wykorzystano zasadę działania trzyrolkowych głowic kątowych – z tą jednak różnicą, że napędzany jest nie przedmiot, lecz rolki walcujące.

Schemat budowy i działania urządzenia przedstawiono na rysunku 2.12. Urządzenie składa się z tulei (1), współpracującej ze stożkiem i gwintem tulei rozprężonej (2), która od strony stożka ma trzy wzdlużne przecięcia, w każdym powstałym w wyniku tych przecięć segmente – gniazda pod łożyska. Wałki (3), osadzone są w łożyskach wahliwych (4) tak, że ich osie w stosunku do osi symetrii urządzenia skrócone są o kąt odpowiadający kątowi wzniosu śrubowej linii gwintu obrabianego. Na końcach wałów (3) zamocowane są z jednej strony rolki walcujące (5), a z drugiej strony koła zębate (6), współpracujące z kołem środkowym (7), które za pomocą łożysk (8) osadzone jest w korpusie (9), połączonym z tuleją rozprężaną (2). Koło środkowe (7) nacięte jest na wałku z otworem na całej długości.



Rys. 2.12. Schemat urządzenia do przelotowego walcowania gwintów [Ols1991, Ols1992a]: 1 - tuleja, 2 - tuleja rozprężona z gwintem i stożkiem, 3 - wałki, 4 - łożyska wahliwe, 5 - rolki walcujące, 6 - koło zębate obwodowe, 7 - koło zębate środkowe, 8 - łożyska, 9 - korpus, 10 - koło ślimakowe, 11 - ślimak, 12 - silnik elektryczny

Na wałku tym osadzone jest koło ślimakowe (10), współpracujące ze ślimakiem (11) napędzanym przez silnik elektryczny (12). Złącza gwintowe i stożkowe wykorzystane są tak, że przy obrocie tulei (1) następuje jej poposiowy przesuw względem tulei rozprężonej (2), co jednocześnie poprzez oddziaływanie powierzchni stożkowych tych tulei, powoduje promieniowe

przemieszczenia łożysk wahliwych (4) oraz zamocowanych na końcach wałków (3) rolek walcujących (5). Uzyskaną w ten sposób zmianę odległości rozstawienia osi rolek, wykorzystano do dokładnego nastawienia średnicy obrabianych gwintów. Parametry konstrukcyjne elementów urządzenia dobrano tak, że regulacja rozstawu osi rolek walcujących w granicach kilku dziesiętnych milimetra jest możliwa przy zachowaniu współpracy kół zębatych. Nakrętka (13) zabezpiecza żądane położenie tulei (1) względem tulei (2).

Opisana konstrukcja charakteryzuje się stałą wartością kąta skręcania osi rolek względem osi walcowanych gwintu. Stąd – przy wykorzystaniu rolek pierścieniowych - zakres stosowania jednego urządzenia ograniczony jest do tych gwintów, które w dopuszczalnym dla niego przedziale średnic mają zbliżone kąty wzniosu linii śrubowej. Możliwe jest jednak stosowanie w tym urządzeniu również śrubowych rolek walcujących, gdyż obroty napędzanych rolek są zsynchronizowane [Ols1991, Ols1992a].

9. Odkształcenia plastyczne i własności mechaniczne stali walcowanej

Badania przebiegu rozciągania próbek wyciętych z pojedynczego kryształu wykazują, że odkształcenie ich powstaje w skutek szeregu poślizgów wzdłuż określonych płaszczyzn poślizgu (zwanych płaszczyznami łatwych poślizgów) i w określonych kierunkach. Takich kierunków jest w kryształach niewiele i są gęsto obsadzone atomami. Poślizgi powodują zniekształcenie płaszczyzn krystalograficznych siatki przestrzennej oraz tworzenie się na nich odłamków działających podobnie jak kliny. Odłamki te powodują zwiększenie oporu poślizgu (umocnienie), wskutek którego na danej płaszczyźnie poślizg ustaje. W przypadku dalszego wzrostu obciążenia następują poślizgi i umocnienia w kolejnych dalszych płaszczyznach, a więc próbka – nie będąca już pojedynczym kryształem – stopniowo umacnia się [Żur1962].

Jeszcze bardziej złożone jest zjawisko odkształceń metalu wielokrystalicznego, stanowiącego konglomerat zrosniętych ze sobą ziarn. Sąsiedztwo ziarn (mających zazwyczaj odmienną orientację) przeszkadza swobodnym poślizgom w poszczególnych ziarnach i wskutek tego przeciwdziała odkształceniu. Mimo tego poślizgi w ziarnach zachodzą i każde ziarno przybiera kształt wydłużony (przy rozciąganiu) lub spłaszczony (przy ściskaniu). Spójność między ziarnami nie tylko zachowuje się, ale nawet zwiększa się tak, że pęknięcie przebiega najczęściej wewnątrz ziarn.

Podczas większych odkształceń ziarna wydłużają się w takim stopniu, że kształtem przypominają włókna, dlatego taką strukturę odkształconego materiału nazywa się strukturą włóknistą. Odkształcenie plastyczne, rozdrabniając ziarna na odłamki umacnia metale wielokrystaliczne.

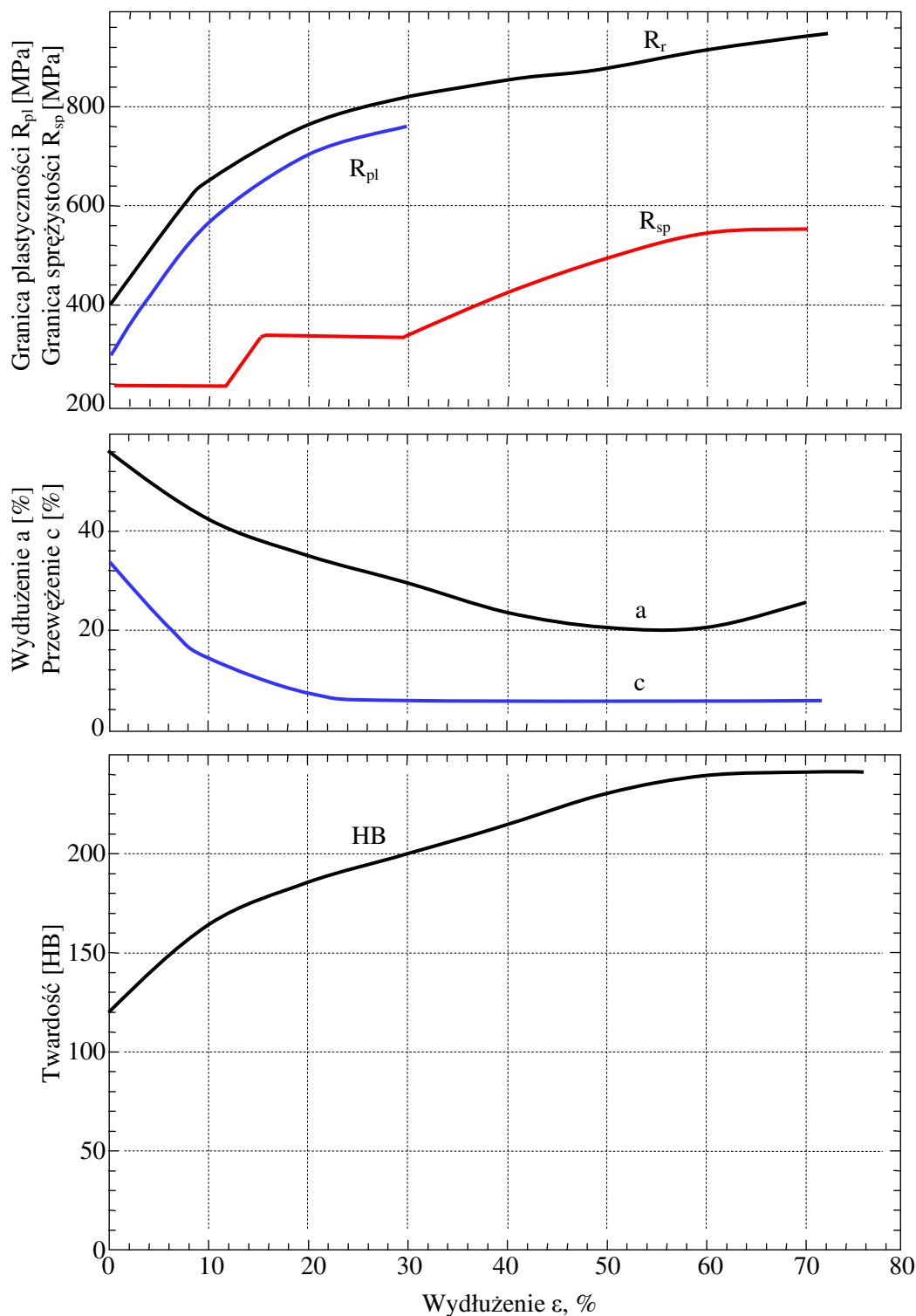
Stopień przeróbki plastycznej albo stopień zgniotu Z (lub krótko zgniot) [Wus1952] wyraża się procentowo jako stosunek:

$$Z = \frac{F_0 - F_1}{F_0} \cdot 100\%,$$

gdzie: F_0 - pierwotna powierzchnia przekroju poprzecznego materiału, F_1 - powierzchnia przekroju po odkształceniu.

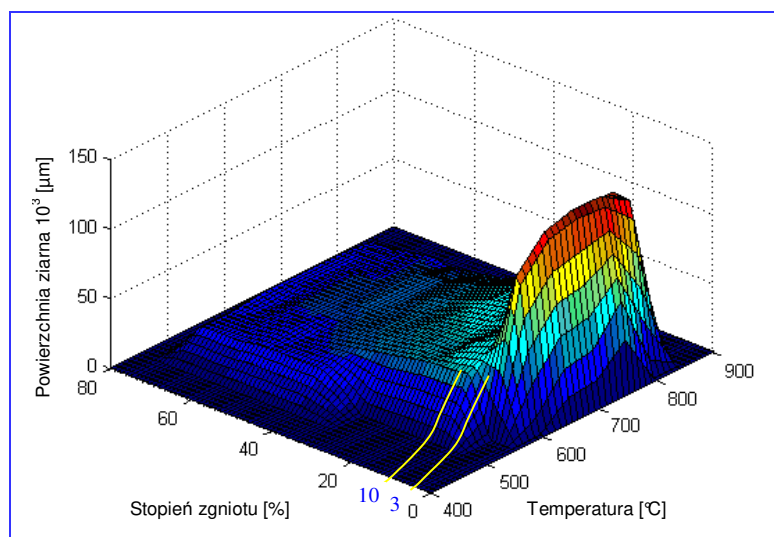
Zgniotem krytycznym nazywamy taki stopień odkształcenia, w wyniku którego powstaje nadmierny wzrost ziarn w czasie wyżarzania materiału odkształconego. W procesie obróbki plastycznej na zimno należy unikać odkształceń powodujących zgniot krytyczny.

W wyniku obróbki plastycznej na zimno zmieniają się własności mechaniczne oraz fizykochemiczne odkształconego materiału. Wielkość tych zmian zależy od stopnia zgniotu. Na rysunku 2.13 przedstawiono zmiany własności mechanicznych stali miękkiej, zachodzące w procesie walcowania na zimno. W miarę wzrostu zawartości węgla w stalach, ich obróbka plastyczna na zimno staje się coraz trudniejsza. W stalach nadeutektoidalnych wobec istnienia kruchej siatki cementytu obróbka plastyczna jest w praktyce prawie niemożliwa. Stale takie można poddawać obróbce plastycznej na zimno jedynie po wyżarzaniu zmiękczającym [Żur1962].



Rys. 2.13. Zmiana własności stali niskostopowych (0,3% C) podczas walcowania na zimno (na podstawie [Żur1962])

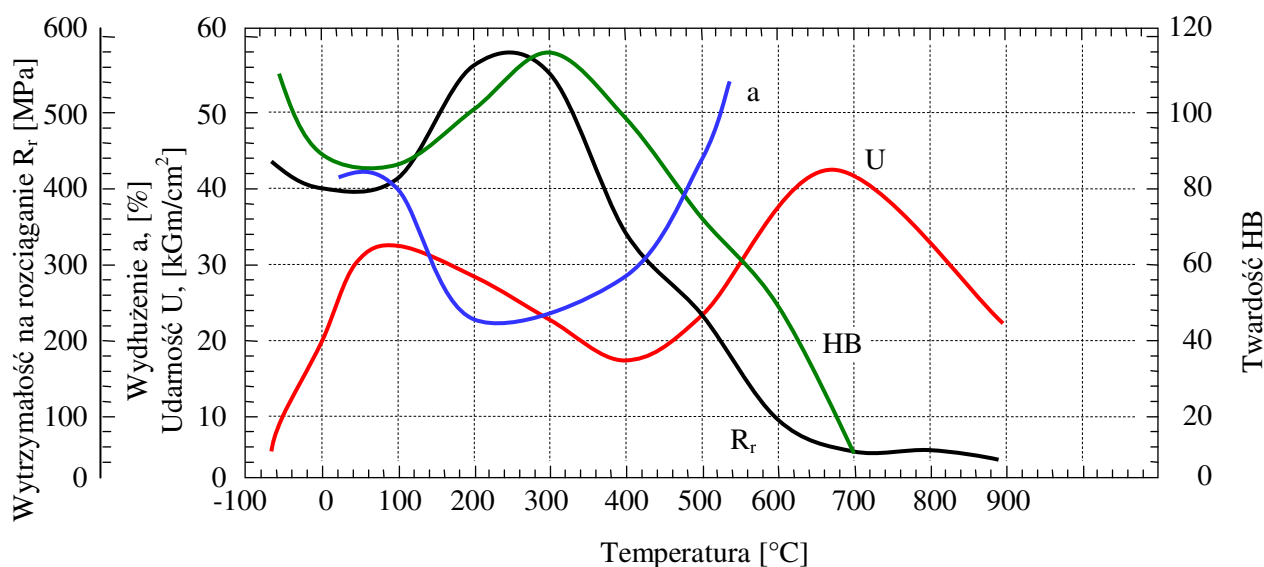
W celu usunięcia naprężeń własnych będących następstwem zgniotu należy po obróbce plastycznej na zimno przedmiot poddać wyżarzaniu rekrytalizacyjnemu. W przypadku walcowania gwintów przeprowadza się głównie wyżarzanie rekrytalizacyjne narzędzi do walcowania oraz gwintów o dużej głębokości. Zanikanie zgniotu w stalach zaczyna się po osiągnięciu pewnej temperatury, zwanej temperaturą początku rekrytalizacji.



Rys. 2.14. Wykres zależności wielkości ziarna od stopnia zgniotu i temperatury podczas rekrystalizacji stali 0,3% C (na podstawie [Żur1962])

Rysunek 2.14 przedstawia wykres rekrystalizacji stali węglowej o zawartości 0,3% C, czyli zależność wzrostu ziarn od stopnia zgniotu oraz istnienie zgniotu krytycznego, przy którym występuje nadzwyczaj intensywny wzrost ziarn (odkształcenie $3 \div 10\%$) i zmniejszenie własności wytrzymałościowych.

Na rysunku 2.15 przedstawiono zmianę własności mechanicznych stali niskowęglowej w zależności od temperatury. W odkształconej stali niskowęglowej podczas ogrzewania jej do temperatury $\sim 300^\circ\text{C}$ występuje zjawisko tzw. kruchości na niebiesko, związane z pewnym wzrostem wytrzymałości i granicy sprężystości oraz pogorszeniem własności plastycznych. W temperaturze tej nie należy odkształcać stali, gdyż łatwo powstają rysy i pęknięcia. Przez obróbkę plastyczną na zimno rozumie się więc proces, który przebiega w temperaturze niższej od temperatury kruchości na niebiesko. Przy małych szybkościach odkształcenia, jakie występują przy walcowaniu gwintów, opór stawiany odkształceniom plastycznym osiąga największą wartość w temperaturze $\sim 300^\circ\text{C}$ a najmniejsze zdolności do odkształceń plastycznych występują w temperaturze $\sim 250^\circ\text{C}$. Przy dużych szybkościach odkształcenia, tzn. przy uderzeniach dynamicznych występujących np. przy kuciu pod młotem, własności te występują w temperaturze $\sim 500^\circ\text{C}$. Odkształcenia plastyczne na zimno powinny być przeprowadzone w temperaturze do $\sim 150^\circ\text{C}$.



Rys. 2.15. Zmiany własności mechanicznych stali niskowęglowej w zależności od temperatury

10. Twardość i wytrzymałość na zginanie narzędzi walcujących gwinty

Twardość rolek walcujących decydująca o efektywności procesu zależy od zarysu i skoku gwintu. Zaleca się stosowanie twardości rolek wg wskazań podanych w tabelicy 2.3. Typowymi stalami krajowymi spełniającymi te warunki są stale NC10, NC6, NC7, NC11 i NCWV. Autorzy [Mus1988] przeprowadzili szereg prób z zastosowaniem na rolki wygniatające stali H15 uzyskując pozytywne wyniki nie odbiegające od wyników uzyskanych przy zastosowaniu stali z gatunku NC.

Tab. 2.3. Zalecane twardości rolek walcujących

Rodzaj gwintu	Skok gwintu P [mm]	Twardość rolek HRC
Gwint metryczny	0,5÷1,0	62÷63
	1,25÷1,5	60÷61
	1,75÷3,5	58÷60
	3,5	56÷58
Gwint trapezowy	dowolny	54÷56

W celu zwiększenia wytrzymałości rolki na zginanie, zmniejsza się jej długość przez zmniejszanie liczby pierścieni wygniatających (szczególnie części kalibrującej). Na części stożkowej, rolek wygniatających nie szlifuje się rowków na pełną głębokość, wzmacniając w ten sposób dodatkowo konstrukcję rolki [Koz1984].

11. Jakość technologiczna gwintu walcowanego

Procesy plastycznego kształtowania gwintów wewnętrznych ze względu na wysoką jakość technologiczną i użytkową otrzymywanych wyrobów, noszą wszelkie cechy nowoczesnej technologii dokładnej obróbki plastycznej. Zalety plastycznego kształtowania gwintów przejawiają się szczególnie wyraźnie tam, gdzie całkowicie zawodzi walcowanie maszynowe. Dobra jakość technologiczna (wysoka dokładność zarysu, utwardzenie przez zgniot oraz mała chropowatość powierzchni) i użytkowa gwintów oraz duża wydajność obróbki w porównaniu z wytaczaniem czy frezowaniem gwintów większych powoduje, że walcowanie nabiera coraz większego znaczenia w przemyśle [Koz1984, Mus1988, Ols1988a].

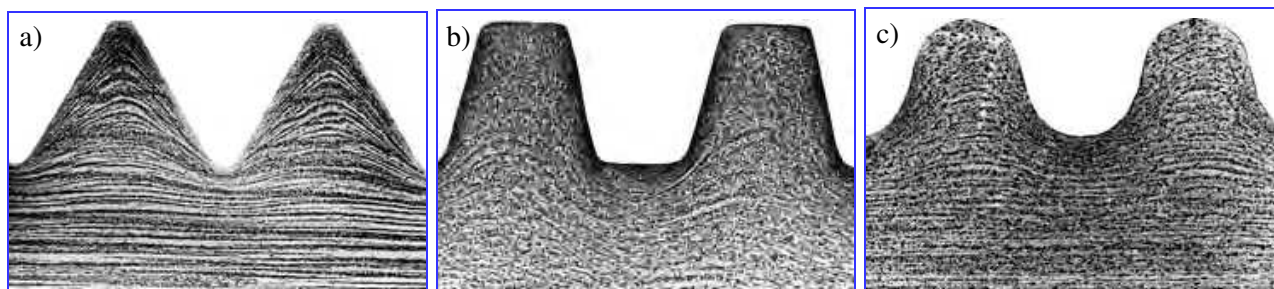
Jakość gwintu walcowanego można scharakteryzować następującym zbiorem cech:

- własności fizyczno – mechaniczne gwintu (mikrostruktura, twardość, mikrotwardość),
- techniczne parametry działania (wytrzymałość postaciowa i kontaktowa, statyczna i dynamiczna (zmęczeniowa), stabilność wymiarowa),
- dokładność wymiarowo – kształtowa,
- deformacja zewnętrznej powierzchni przy małych grubościach ścianek gwintowanych części,
- osiowe odkształcanie gwintu.

Analiza powyższych cech jest podstawowym zagadnieniem oceniającym przydatność technologii walcowania gwintów do zastosowania w praktyce.

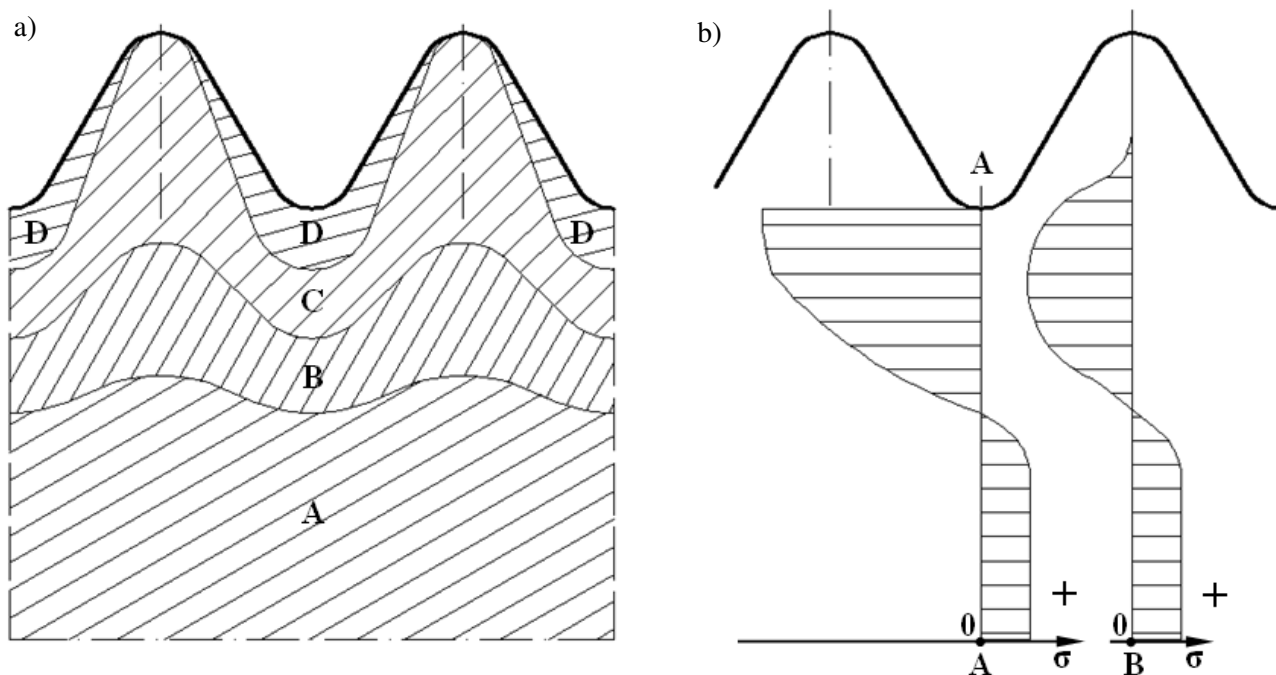
11.1. Właściwości fizyczno – mechaniczne gwintu

Zastosowanie nowoczesnej technologii walcowania gwintów daje szereg podstawowych korzyści, takich jak: podwyższenie fizyczno – mechanicznych właściwości warstwy wierzchniej, wzrost trwałości narzędzi, zwiększenie odporności na zużycie, zwiększenie dokładności wymiarowo – kształtowej śrub oraz zwiększenie wydajności procesu walcowania. Korzystne właściwości wytrzymałościowe (zarówno statyczne, jak i dynamiczne) oraz eksploatacyjne gwintów walcowanych są wynikiem odkształceń plastycznych w warstwie wierzchniej części. W gwintach tych materiał w warstwach skrajnych układa się w postaci włókien obejmujących cały zarys gwintu, (rys. 2.16), natomiast na gwincie wykonanym przez skrawanie włókna te są poprzecinane.



Rys. 2.16. Mikrostruktura i tekstura gwintu wygniatanego (stal St3) a) gwint M25, b) gwint trapezowy, c) gwint okrągły [Fet2007]

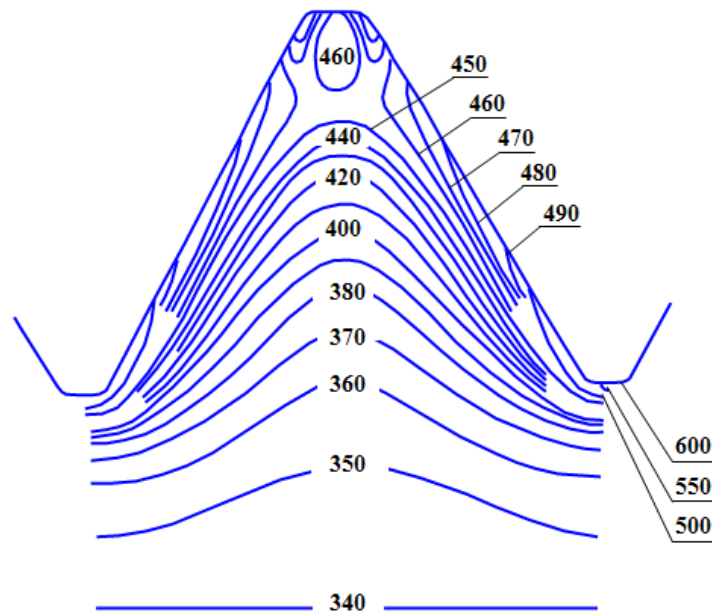
W procesie walcowania gwintów plastycznemu odkształceniu ulega tylko zewnętrzna warstwa materiału, podczas gdy rdzeń śruby pozostaje w stanie sprężystym i nie doznaje trwałego wydłużenia. Grubość warstwy odkształconej plastycznie oraz podział tej warstwy na obszary o różnym stopniu umocnienia przedstawia rysunek 2.17a. Obszar największego umocnienia D leży w pobliżu dna rowka między sąsiednimi zwojami gwintu oraz rozciąga się na warstwę wierzchnią gwintu. Jednocześnie z umocnieniem materiału powstaje pole naprężeń własnych pokazane na rysunku 2.17b. W zewnętrznej warstwie uplastycznionej pojawiają się naprężenia ściskające, a w rdzeniu śruby – rozciągające. Ściskające naprężenia własne mają największą wartość w pobliżu dna rowka między sąsiednimi zwojami (przekrój A-A na rys. 2.17), a więc w miejscu, gdzie powstaje spiętrzenie naprężeń związanych z obciążeniem zewnętrznym.



Rys. 2.17. Obszary o różnym stopniu umocnienia (a) oraz rozkłady naprężeń własnych w śrubie z gwintem metrycznym walcowanym (b)

Ze względu na ten korzystny rozkład naprężeń własnych, lokalne umocnienie materiału oraz dużą gładkość powierzchni gwintu (klasa chropowatości 8 i 9) – a więc również dna rowka – gwinty walcowane odznaczają się znacznie większą wytrzymałością zmęczeniową niż gwinty wykonane metodami obróbki skrawaniem. Trwałość gwintów jest również większa ze względu na umocnienie warstwy wierzchniej oraz dużą gładkość powierzchni nośnych.

Gwinty walcowane mają również znacznie większą odporność na ścieranie wskutek utwardzenia warstwy przypowierzchniowej. Na rysunku 2.18 przedstawiono rozkład mikrotrwałości w przekroju gwintu walcowanego.

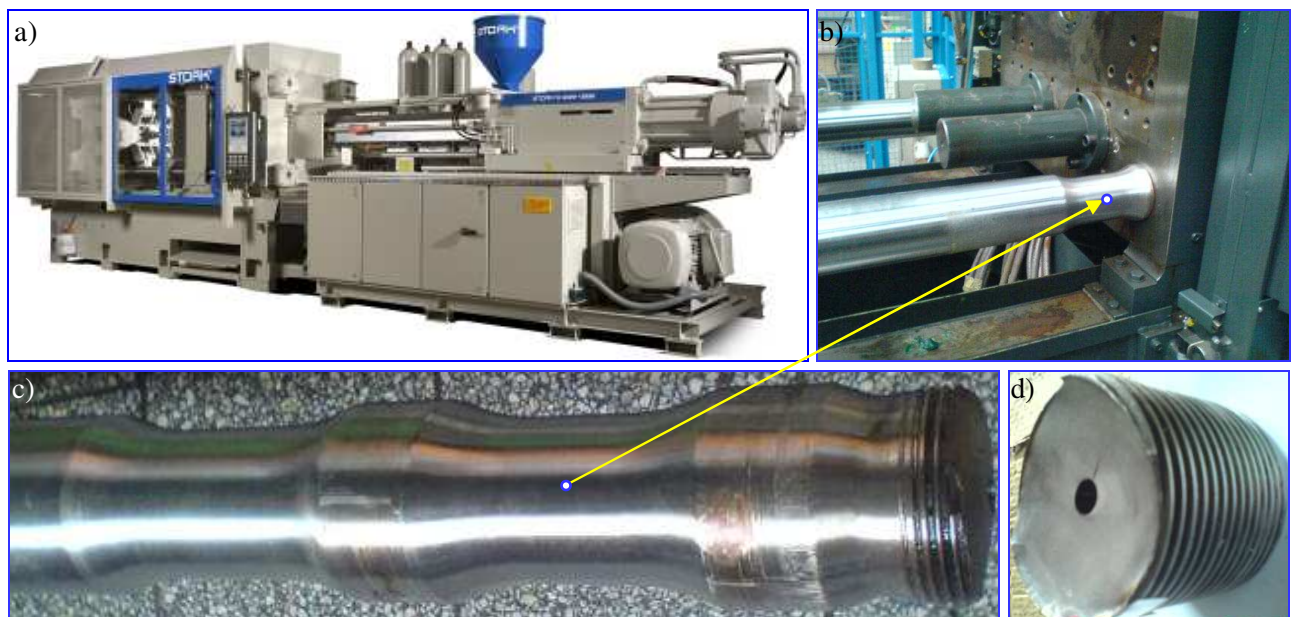


Rys. 2.18. Rozkład mikrotwardości na zarysie gwintu wykonanego metodą walcowania [Żur1962]

Nieodpowiednie właściwości gwintu, wykonanego np. szlifowaniem mogą być przyczyną awarii części. Pokazano to na przykładzie kolumny wtryskarki firmy STORK (rys. 2.19), która pękła na gwincie w trakcie eksploatacji po 700 000 cyklach pracy, wobec wymaganego minimum 1 mln cykli.

Wprowadzenie operacji walcowania gwintów stożkowych na rurach używanych do wiercenia głębokich otworów (podczas poszukiwania gazu lub ropy) w miejsce szlifowania spowodowało korzystny wpływ na wytrzymałość zmęczeniową [Kni2004].

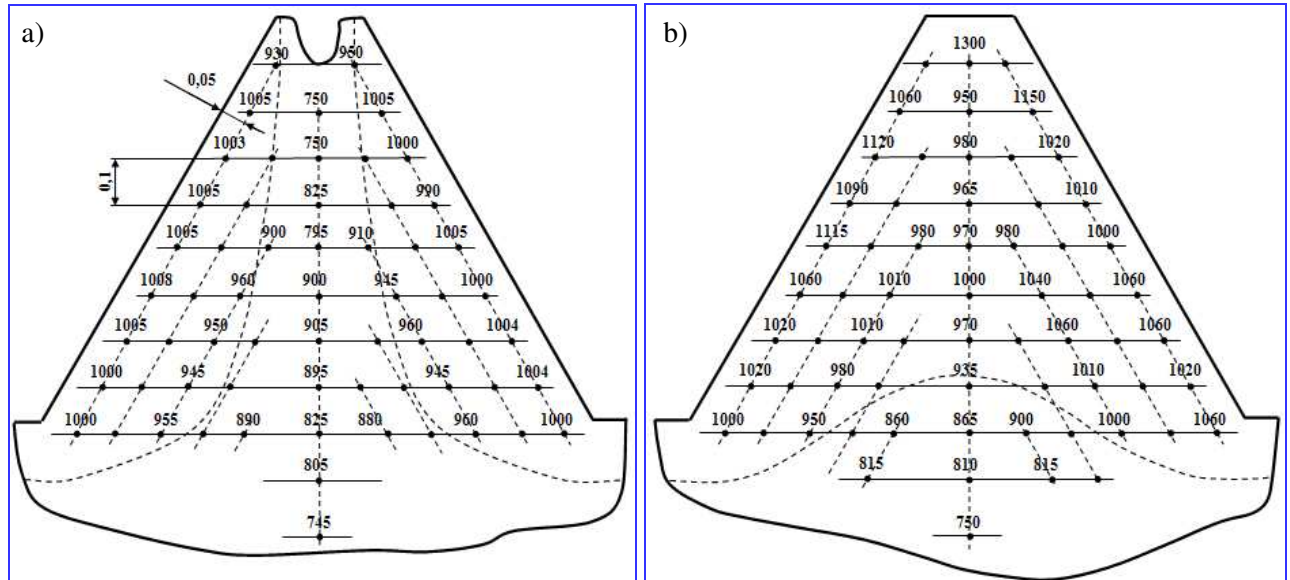
Wygniatanie gwintu jako proces plastycznego kształtowania metalu na zimno ma duży wpływ na fizyko – mechaniczne właściwości makro– i mikrostruktury obrabianego materiału. W wyniku płynięcia metalu zmieniają się kształt i orientacja kryształków, a otrzymana struktura jest wyraźnie ukierunkowana. Największe odkształcenia występują w warstwie przypowierzchniowej i zmniejszają się stopniowo w głąb materiału. Najbardziej odkształcone i wydłużone są ziarna znajdujące się w bezpośredniej strefie kontaktu narzędzia z materiałem, co jest wywołane prędkością płynięcia, która jest większa w tej strefie niż w środkowej części zarysu gwintu. Dużo większe zagęszczenie włókien występuje wzdłuż zarysu dna bruzdy gwintu.



Rys. 2.19. Widok wtryskarki STORK (a) oraz kolumny zamontowanej na wtryskarce (b) i pękniętej na gwincie (c, d)

Na podstawie obserwacji mikrostruktury przekroju wygniatanego gwintu w warstwie wierzchniej można wyróżnić trzy podstawowe strefy, którymi są [Łyc1999]:

1. Stefa wyraźnie wydłużonych ziaren zorientowanych wzdłuż zarysu gwintu. Głębokość tej strefy na wierzchołku wynosi ok. 0,08 mm a w bruzdzie około 3 mm.
2. Stefa ziaren rozdrobnionych, położona w odległości od 0,08 do 0,3 mm od powierzchni gwintu na wierzchołku i od 0,3 do 0,6 mm od powierzchni dna bruzdy.
3. Stefa przejściowa charakteryzująca się płynną zmianą właściwości od materiału odkształcanego do stanu wyjściowego. Głębokość tej strefy jest możliwa do określenia tylko za pomocą pomiarów mikrotwardości (rys. 2.20).



Rys. 2.20. Rozkład mikrotwardości w wygniatanym gwincie (M10, stop PA1, $v = 5,2$ m/min, sulfofrezol):
a) zarys niepełny, b) zarys pełny

Wzrost mikrotwardości jest uzależniony od rodzaju zarysu wygniatanego gwintu. Przy zarysie niepełnym środkowa część przekroju nie jest utwardzona. Zwiększenie mikrotwardości na bocznych stronach wynosi około 30%, a strefę umocnionego materiału wyznacza linia kreskowa. Natomiast w przypadku gwintu pełnego wzrasta mikrotwardość w całym obszarze przekroju gwintu. Na bocznych stronach stopień względnego umocnienia S_u jest wyższy w porównaniu do gwintu niepełnego i wynosi średnio $40 \div 42\%$, a w części środkowej około $28 \div 30\%$.

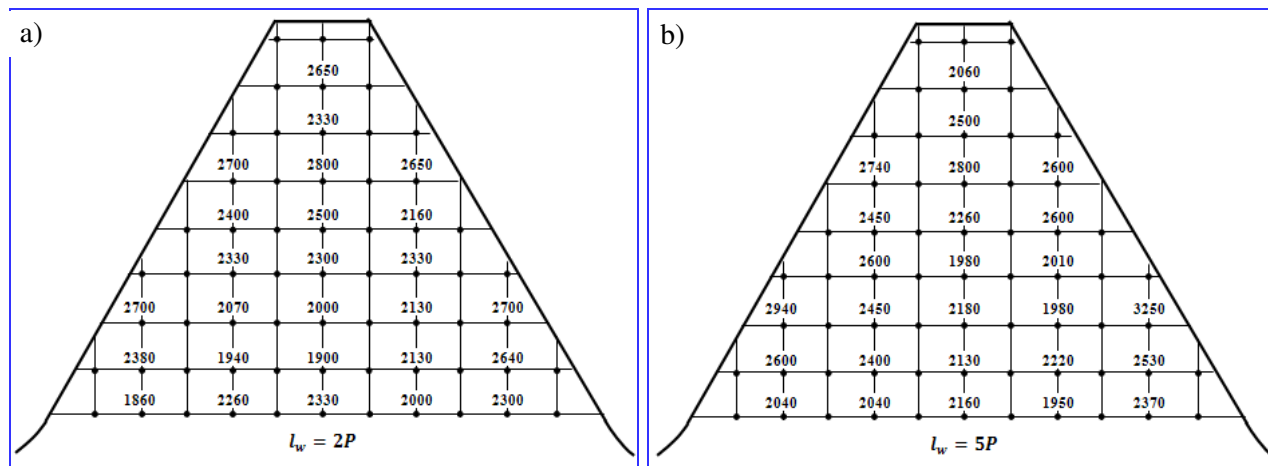
Występujące wskutek odkształceń plastycznych fizyko-mechaniczne właściwości warstwy wierzchniej są opisywane następującymi wielkościami:

- głębokość warstwy umocnionej g_u przez zgmiot, mierzonej od powierzchni gwintu do strefy posiadającej twardość materiału wyjściowego,
- stopień względnego umocnienia S_u (%) równy stosunkowi przyrostu mikrotwardości warstwy wierzchniej lub poszczególnych stref do mikrotwardości materiału wyjściowego,

$$S_u = \frac{\mu HV_{\max} - \mu HV}{\mu HV} 100\%, \quad (2.1)$$

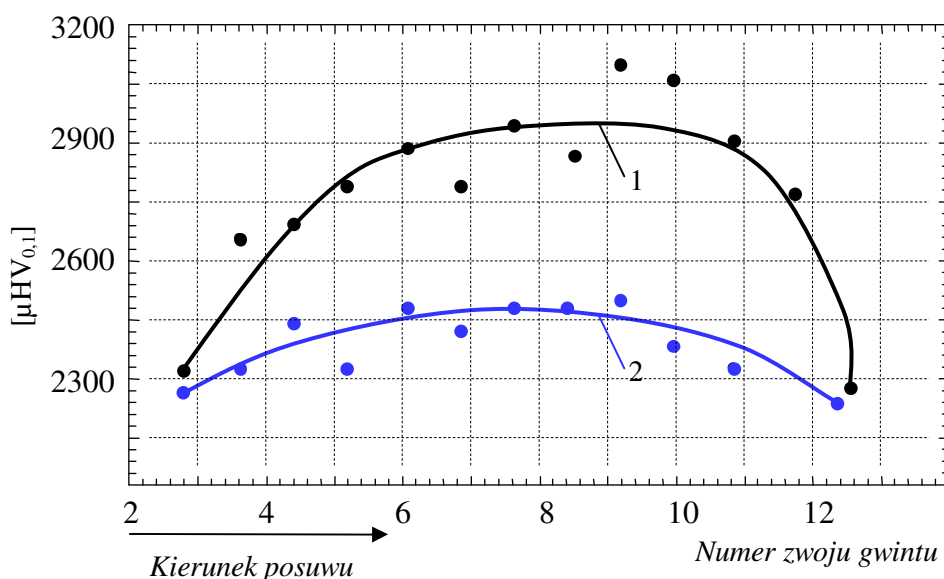
- gradient zgmiotu G_z (N/m^3) mierzony wielkością przyrostu mikrotwardości na 1 mm głębokości warstwy wierzchniej.

Mikrotwardość warstwy wierzchniej zależy również od długości części wygniatanej gwintownika. Dłuższa część wygniatająca (rys. 2.21) powoduje wzrost mikrotwardości, ponieważ większa jest liczba czynnych grani biorących udział w obróbce, a tym samym liczba cykli odkształceń, co wpływa na większe rozdrobnienie i wydłużenie kryształów.



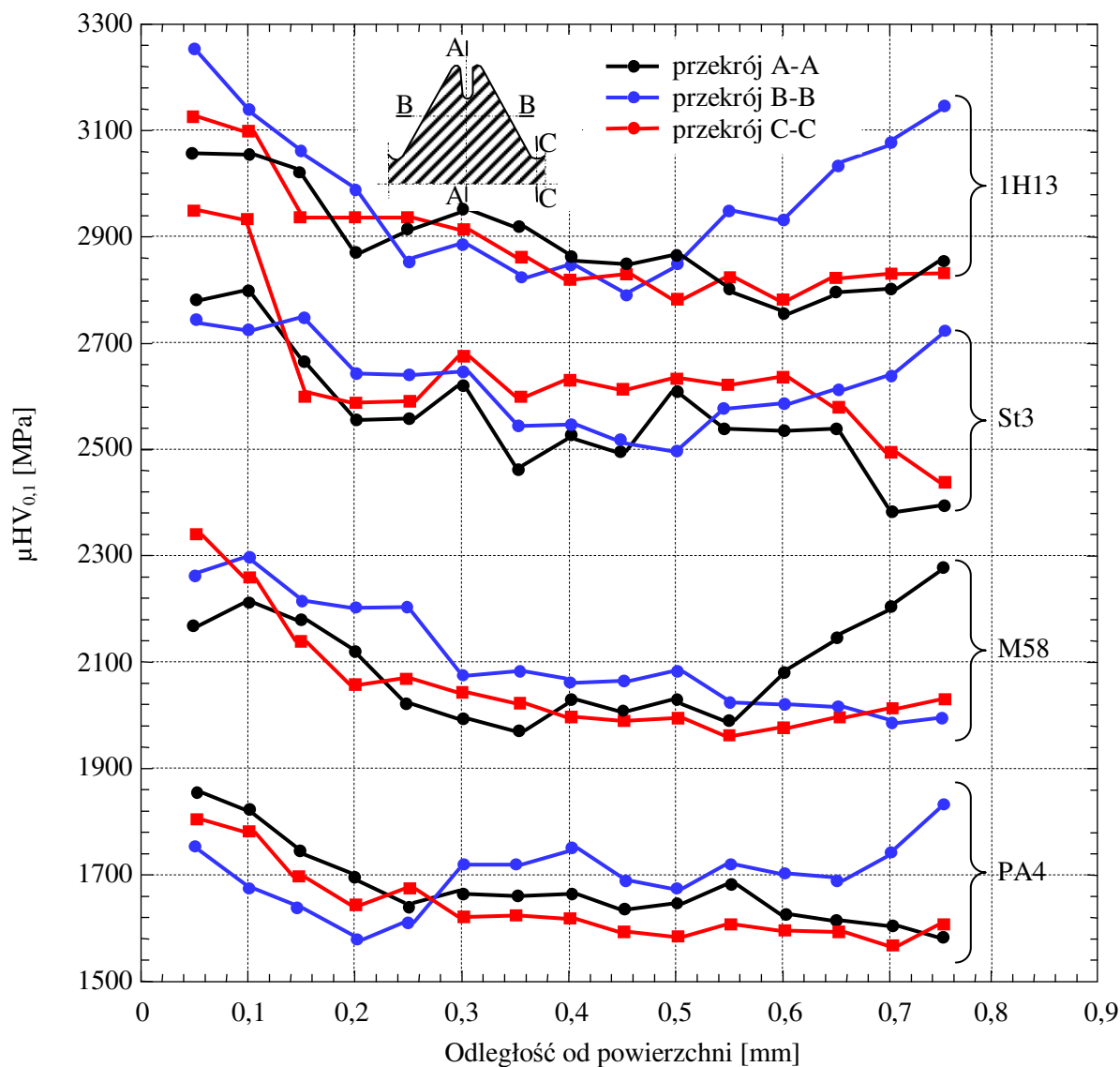
Rys. 2.21. Rozkład mikrotwardości μHV [MPa] wygniatanego gwintu w zależności od długości części wygniatającej gwintownika [Łyc1999]: a) $l_w = 2P$, b) $l_w = 5P$

Pewne różnice w mikrotwardości występują również na długości wygniatanego gwintu (rys. 2.22). Wyniki pomiarów wykonane na głębokości 0,1 mm od powierzchni na wierzchołku (krzywa 1) i dna bruzdy (krzywa 2) wykazały, że mikrotwardość na wejściu i wyjściu gwintowanego otworu jest mniejsza niż w środkowej części gwintu odpowiednio o ok. 16 i 7%. Jest to związane z mniejszym odkształceniem metalu od czoła gwintu przemieszczającego się również w kierunku osiowym.



Rys. 2.22. Zmiany mikrotwardości na długości gwintu (M10, stal 35, $v = 12$ m/min) [Łyc199]: 1 - wierzchołek, 2 - dno bruzdy

Na rysunku 2.23 przedstawiono wyniki pomiarów mikrotwardości gwintu wygniatanego dla różnych materiałów przedmiotu. Największą wartość S_u obserwuje się w przekroju C-C, tj. od dna bruzdy w głąb materiału. Stopień zgniotu i głębokość warstwy utwardzonej jest uzależniony od twardości wyjściowej materiału i jego skłonności do umocnienia. Potwierdzeniem tego jest głębokość umocnienia równa około 0,20 mm dla stopu PA4 i 0,35 mm dla stali 1H13.



Rys. 2.23. Rozkład mikrotwardości w przekroju zwoju wygniatanego gwintu (M10, $v = 4$ m/min, sulfofrezol) dla różnych materiałów [Łyc1999]

11.2. Statyczna i dynamiczna wytrzymałość gwintu

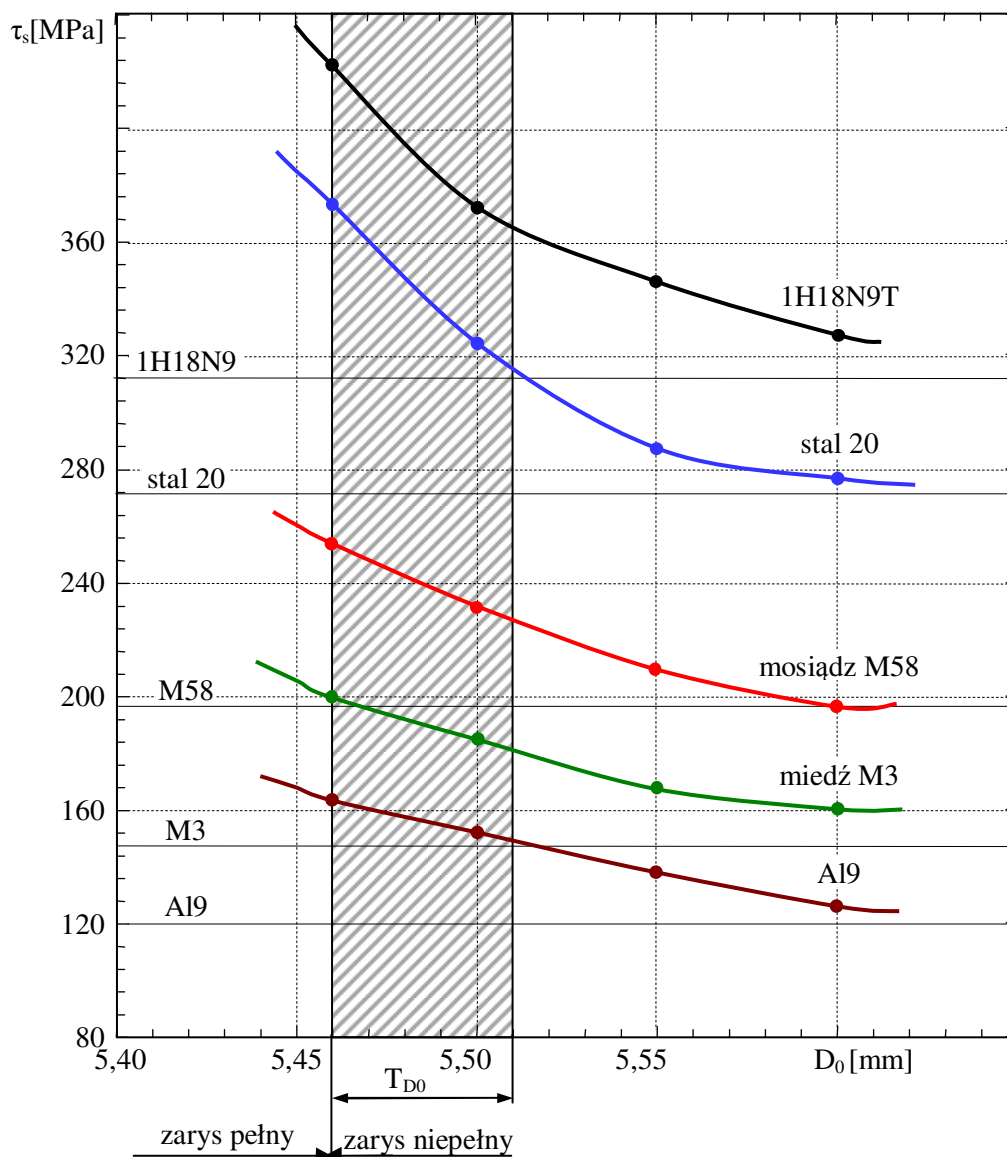
Powstające po procesie walcowania umocnienie materiału, ukierunkowana struktura oraz naprężenia ściskające mają bezpośredni wpływ na wytrzymałość gwintu przy statycznych bądź dynamicznych obciążeniach. W praktyce ocenę wytrzymałości przeprowadza się na podstawie prób wytrzymałości na ścinanie pod działaniem obciążeń statycznych. Miarą wytrzymałości jest zwykle wielkość naprężenia ścinającego τ_s , które dla każdego badanego materiału oblicza się z zależności [Łyc1999]:

$$\tau_s = \frac{F_s}{0,9\pi d H_0}, \quad (2.2)$$

gdzie: F_s – siła ścinająca gwint, H_0 – wysokość (długość) gwintu.

Wytrzymałość gwintu wewnętrznego na ścinanie (rys. 2.25) wykonanego gwintownikami wygniatającymi (linie ciągłe) jest wyższa od gwintu nacinanego gwintownikami skrawającymi (linia przerywana) dla wszystkich obrabianych materiałów. Istotny wpływ na wytrzymałość ma średnica otworu pod gwint. Ze zmniejszeniem średnicy D_o wytrzymałość gwintu rośnie. Przy wygniataciu gwintu o zarysie niepełnym przy maksymalnej wartości otworu $D_o = D_o^{(obl)} + T_{D_o}$ wytrzymałości gwintu jest wyższa (tabela 2.4) o $18 \div 20\%$ w porównaniu do skrawanego.

Ze zmniejszeniem średnicy gwintowanego otworu do wartości $D_o = D_o^{(obl)}$, odpowiadającej przejściu niepełnego zarysu gwintu w zarys pełny, wzrost wytrzymałości wyniósł $30 \div 36\%$. Przy dalszym zmniejszaniu otworu $D_o < D_o^{(obl)}$ kiedy gwint wygniatany ma zarys pełny (bez wgłębień na wierzchołku zwoju), wytrzymałość wzrasta o 50% i więcej. O wzroście wytrzymałości świadczy również porównanie złączy gwintowanych z gwintem wygniatanym i skrawanym o jednakowej wytrzymałości. Głębokość skręcania złączy z gwintem wygniatanym równała się 50% w porównaniu do 83% w złączy z gwintem wewnętrznym skrawanym [Łyc1999].

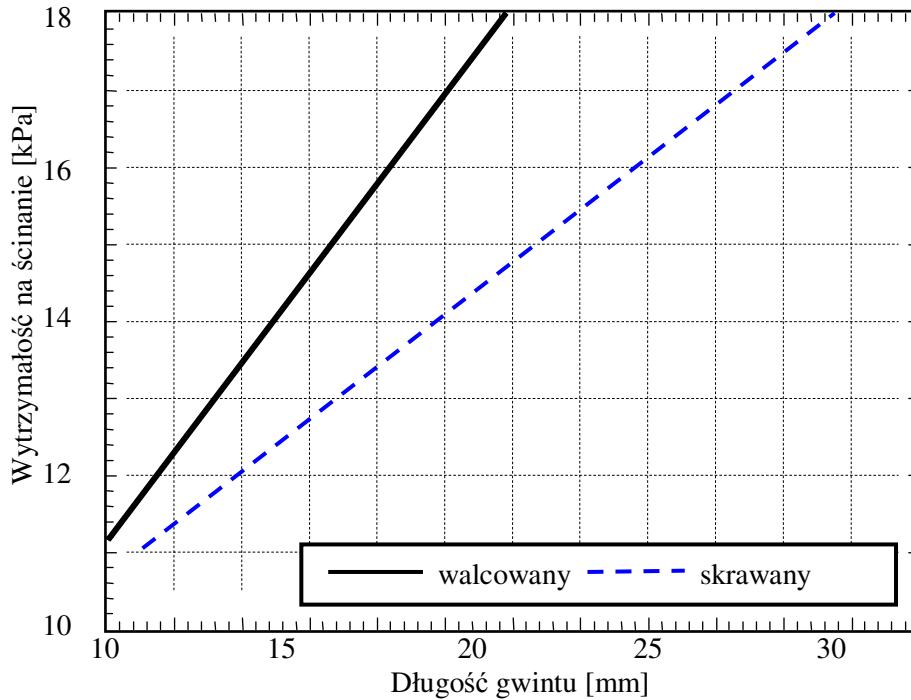


Rys. 2.24. Wpływ średnicy otworu D_o na wytrzymałość gwintu ($M6$, $v = 4$ m/min, sulfofrezol) [Łyc1996, Łyc1999]

Tab. 2.4. Porównanie wytrzymałości gwintu wygniatanego z gwintem skrawanym [Łyc1996]

Proces wygniatania	Wzrost wytrzymałości gwintu wygniatanego w porównaniu z gwintem skrawanym, %				
	1H18N8T	Stal 20	M59	M3	Al9
Zarys niepełny	17,8	19,7	17,3	20,5	22,8
Zarys pełny	35,9	36,9	30,08	32,4	33,3

Możliwość wykorzystania wyższej wytrzymałości do zmniejszenia długości gwintu (obniżenia wysokości nakrętki) wygniatanego potwierdza wykres zamieszczony na rysunku 2.25.



Rys. 2.25. Zależność wytrzymałości gwintu na ścinanie od jego długości i technologii gwintowania (M10, PA4, $v = 15$ m/min, sulfofrezol) [Łyc1999]

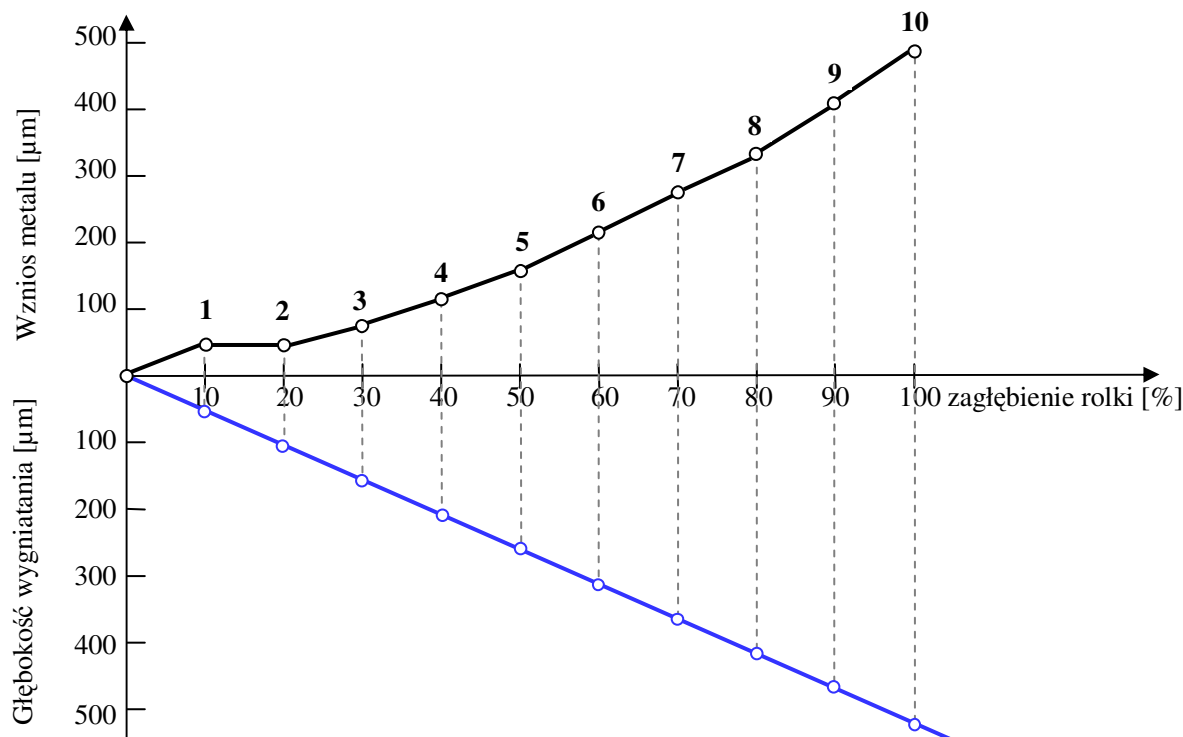
Na przykład nakrętka o wysokości $H_0 = 20$ mm z gwintem wygniatanym ma taką samą wytrzymałość jak nakrętka o wysokości 27 mm z gwintem skrawanym. Prędkość wygniatania nie ma istotnego wpływu na wytrzymałość gwintu na ścinanie. Wytrzymałość zmęczeniowa wygniatanych gwintów jest wyższa w porównaniu ze skrawanymi w przybliżeniu: w stopach aluminium PA4 – około 3 razy, w stali 20 – około 4 razy, a w stali St8 blisko 7,5 razy.

11.3. Dokładność wymiarowo-kształtowa

Podczas walcowania gwintu wskutek odkształcenia plastycznego materiał w znacznej części przemieszcza się w kierunku promieniowym, w wolną przestrzeń między boki zarysu gwintu rolki. Na rysunku 2.26 przedstawiono zmianę wysokości zarysu gwintu w zależności od stopnia zagłębienia rolki w materiał. Początkowo następuje bardzo powolne płynięcie metalu w górę (do punktu 3). W fazie następnej (do punktu 6) po zagęszczeniu metalu następują przesunięcia i skręty kształtów przez co materiał sięga największą głębokość utwardzenia. W ostatniej fazie ma miejsce intensywne płynięcie metalu w górę proporcjonalnie do zagłębienia aż do osiągnięcia pełnego zarysu gwintu [Mus1988]. Utrzymanie dokładności zarysu oraz średnic zewnętrznej i podziałowej nie nastęrcza trudności. Zarys gwintu jest dokładnym odwzorowaniem zarysu rolek. Średnica podziałowa gwintu zależna głównie od średnic pierścieni rolek oraz od rozstawienia osi rolek. Rozrzuty wartości średnicy podziałowej – dzięki sztywnej konstrukcji – nie przekraczają połowy tolerancji T_{d2} . Średnica zewnętrzna gwintu zależy ponadto od średnicy otoczki, a także od rodzaju i stanu materiału obrabianego. Ponieważ jednak tolerancja średnicy gwintu T_d jest duża, utrzymanie jej nie sprawia trudności [Ols1988b].

Geometria narzędzia walcującego winna zapewnić otrzymanie żądanej dokładności gwintu, okresu trwałości rolek, żywotności urządzenia, a także utrzymanie się w dopuszczalnych gabarytach. Pogodzenie tych warunków często jest trudne. Stąd też geometria narzędzia jest wynikiem kompromisów osiąganych na drodze analizy przeznaczenia narzędzia i empirycznej znajomości zjawisk zachodzących podczas walcowania. Optymalizacji podlegają najczęściej

średnica zewnętrzna rolki D_N i jej szerokość B_N (a ściślej – liczba czynnych pierścieni) oraz kąt przystawienia rolki κ' , kąt skręcenia rolki β i odległość x od czoła rolki punktu przecięcia się osi rolki z osią przedmiotu [Ols1988a]. Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Szczecińskiej dysponuje urządzeniem badawczym, które umożliwia zastosowanie układów walcujących o praktycznie dowolnej kombinacji tych parametrów [Wil1976]. Urządzenie to podczas pracy mierzy moment walcowania oraz siły promieniową i osiową.



Rys. 2.26. Zmiana wysokości zarysu gwintu w zależności od zagłębienia się rolki w materiał (M10, stal 45)

Najbardziej czułym na zmiany warunków walcowania jest skok gwintu. Na jego wartość wpływają praktycznie wszystkie parametry geometryczne układu walcującego, średnice otoczki oraz rodzaj i stan materiału [Ols1988b]. Wpływ twardości materiału oraz kąta skręcania rolek na kształtowanie błędów skoku gwintu obrazują wykresy przedstawione na rysunku 2.27 [Ols1988b].

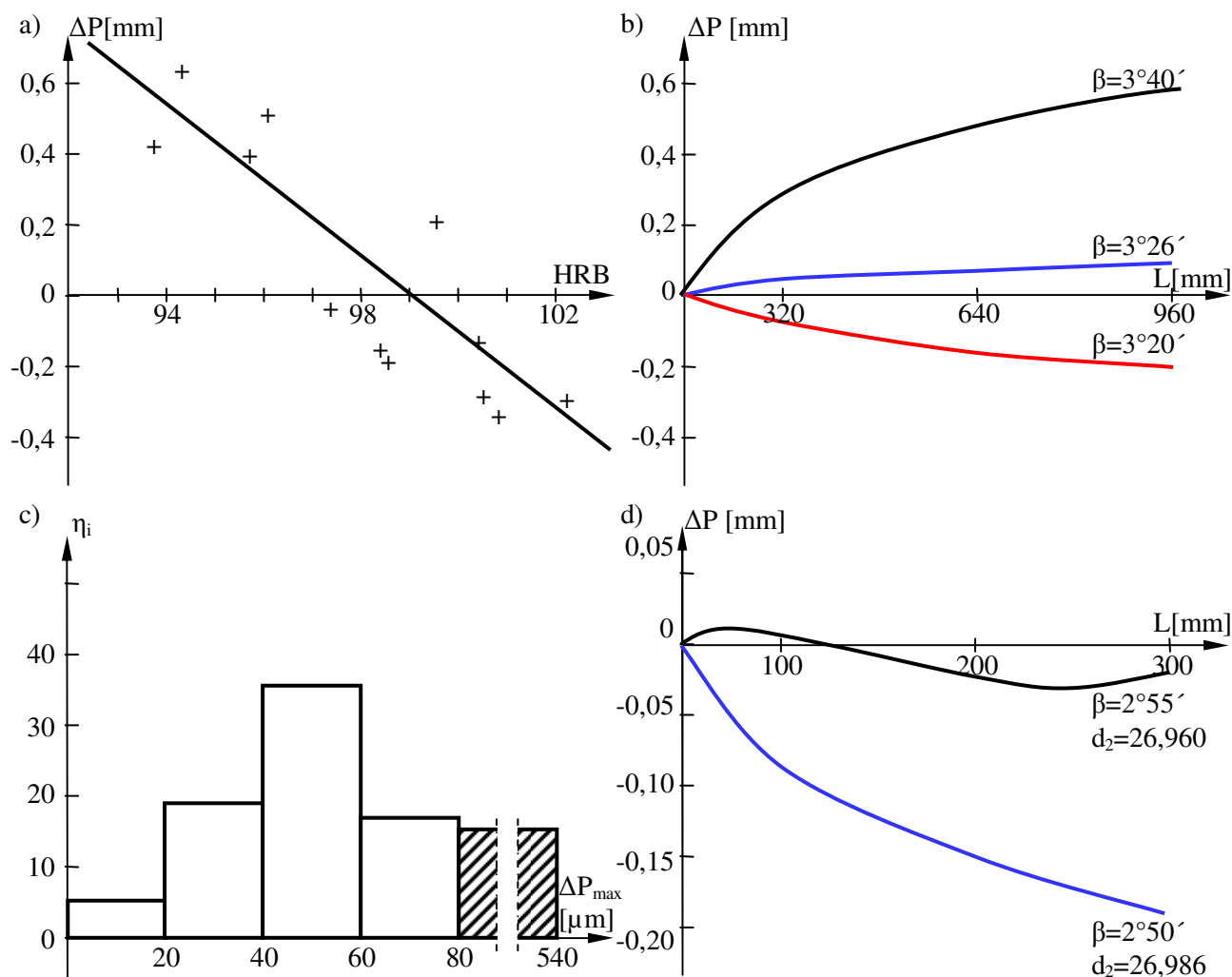
Śruby z nadmiernym ujemnym błędem skoku mogą być poprawione przez powtórne walcowanie, przy czym wymagane jest zwiększenie kąta skręcania rolek i zmniejszenie średnicy podziałowej gwintu. Przykładowy wynik takiej korekty przedstawiono na rys. 2.27d.

Przy stałych (nieregulowanych) odległościach osi rolek utrzymanie wysokiej dokładności średnicy podziałowej gwintu wymaga małych tolerancji wykonania wymiarów korpusu i rolek, bądź kompensowania błędów jedną z rolek. Tej niedogodności nie ma głowica walcująca z możliwością regulowania odległością rolek walcujących osadzonych w mimośrodku [Ols1988a].

Jakość gwintu zależy od dokładności wykonania przede wszystkim wymiarów tolerowanych, rodzaju zarysu oraz chropowatości powierzchni [Łyc1999].

Żądane wartości średnicy zewnętrznej gwintu wewnętrznego D , podziałowej D_2 i wewnętrznej D_1 zapewnia odpowiednie położenie zarysu gwintu gwintownika w polu tolerancji wykonywanego gwintu. Na dokładność wygniatanego gwintu ma również wpływ liczba grani przekroju poprzecznego, zwłaszcza przy kształtowaniu pełnego zarysu gwintu. W tym przypadku, kiedy przestrzeń między zwojami gwintu gwintownika jest całkowicie wypełniona, ujemne rozbieżenie gwintu jest większe⁴ niż przy zarysie niepełnym i zależy od dokładności wykonania otworu pod gwint.

⁴ Większa jest różnica między średnicą podziałową gwintownika a średnicą podziałową wykonanego gwintu.



Rys. 2.27. Wykresy ilustrujące kształtowanie się błędów skoku gwintu (na przykładzie walcowania gwintów $Tr30 \times 6$ w stali 45) [Ols1998b]: maksymalny błąd skoku gwintu na długości $L=960$ [mm] w zależności od twardości materiału pręta (a); błędy skoku gwintu na długości śruby w zależności od kąta skręcenia rolek (b); histogram błędów skoku gwintu serii 90 śrub o długości $L=360$ [mm] (c); minimalizacja błędów skoku gwintu przez powtórne walcowanie (d)

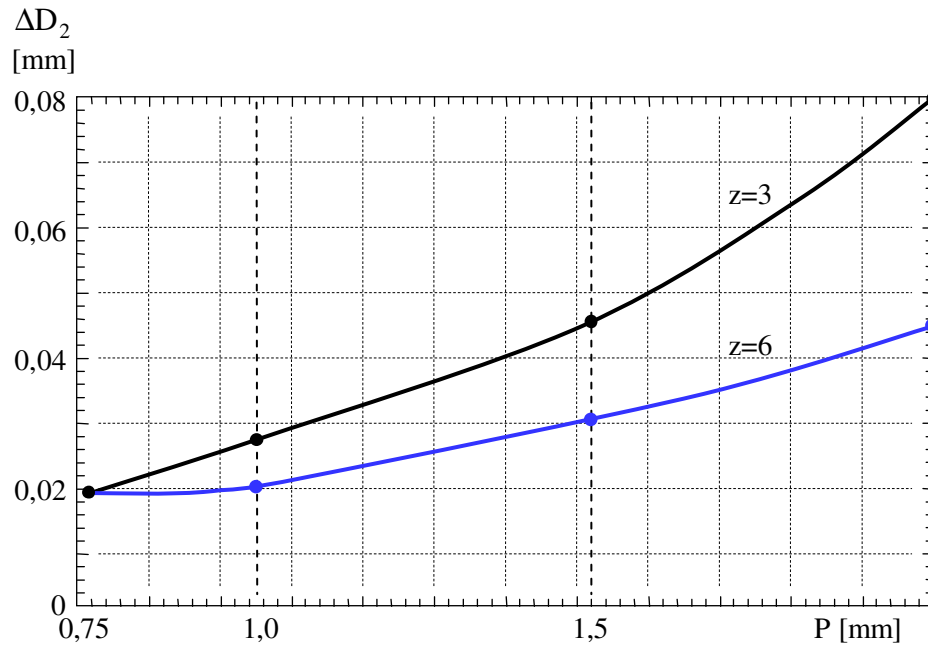
Na przykład przy wygniataciu gwintu M16 w stopie AK11 gwintownikami z $Z=3$ (rys. 2.28) wielkość rozbitcia ujemnego była równa tolerancji T_{D_2} . Aby zapewnić większą stabilność wymiarów przy wygniataciu gwintów o pełnym zarysie należy otwory pod gwint wykonywać z dużą dokładnością (przez rozwiercanie). Zwiększenie liczby grani do $Z \geq 6$ powoduje znaczne zmniejszenie ΔD_2 oraz jej rozrzut przy zmiennej średnicy D_o . Oprócz zmniejszania się średnicy podziałowej gwintu wskutek zachodzących w procesie zjawisk powodujących ujemne rozbitcie ulegają zmianie podziałka gwintu i kąt zarysu gwintu wygniatanego.

Podziałka gwintu nieznacznie zmniejsza się, a powiększa kąt zarysu. Dlatego przy wykonywaniu gwintów klasy średniokładnej i dokładnej należy podziałkę gwintu gwintownika wykonywać w górnej części, a kąt boku w dolnej części pola tolerancji T_p i $T_{\alpha/2}$.

Przy prawidłowo dobranej konstrukcji narzędzia i parametrach gwintowania pole rozrzutu średnicy podziałowej gwintu wygniatanego jest znacznie mniejsze w porównaniu do gwintów skrawanych gwintownikami i wynosi $10 \div 30\%$ pola tolerancji T_{D_2} .

W zdecydowanej większości gwinty wygniatające wykonuje się z zarysem niepełnym. Kształt wierzchołka zwoju jest zgodny z PN, gwinty takie w zakresie klasy średniokładnej i zgrubnej

mogą być powszechnie stosowane. Wyższa dokładność i wytrzymałość tych gwintów od skrawanych, łatwiejsze gwintowanie (w wygniataciu nie bierze udziału dno bruzdy gwintownika) i związana z tym wyższa trwałość narzędzi to podstawowe czynniki o celowości wyboru takiego zarysu.



Rys. 2.28. Wpływ liczby grani przekroju poprzecznego gwintownika na ujemne „rozbicie gwintu” M16

Dodatkowym bardzo ważnym argumentem jest to, że przy głębokości skręcania $\geq 70\%$ złącza wykonane obróbką skrawaniem z jednego materiału (śruba i nakrętka) i długości $\geq 8D$ o wytrzymałości tego złącza decyduje rdzeń śruby. Producenci zagraniczni gwintowników wygniatających zalecają wykonanie gwintów przy średnicach wyjściowych otworów, poczynając od 50% głębokości skręcania gwintu. Na przykład firma MASCHI X-Press zaleca, aby przy wygniataciu gwintu M10 otwory pod gwint wykonywać na wymiar 9,28 mm (75%) do 9,49 mm (50% głębokości skręcania gwintu).

Przy porównaniu wysokości nierówności (parametr R_z) gwintu wygniatanego i skrawanego w stalach 1H18N9T, 10 i 20, stopach aluminium i mosiadcach chropowatość gwintu wygniatanego była średnio o dwa parametry niższa. Największy wpływ na chropowatość gwintu ma rodzaj zastosowanego w obróbce środka smarująco-chłodzącego, a następnie prędkość gwintowania oraz liczba grani przekroju poprzecznego gwintownika.

11.4. Powiększenie średnicy zewnętrznej części

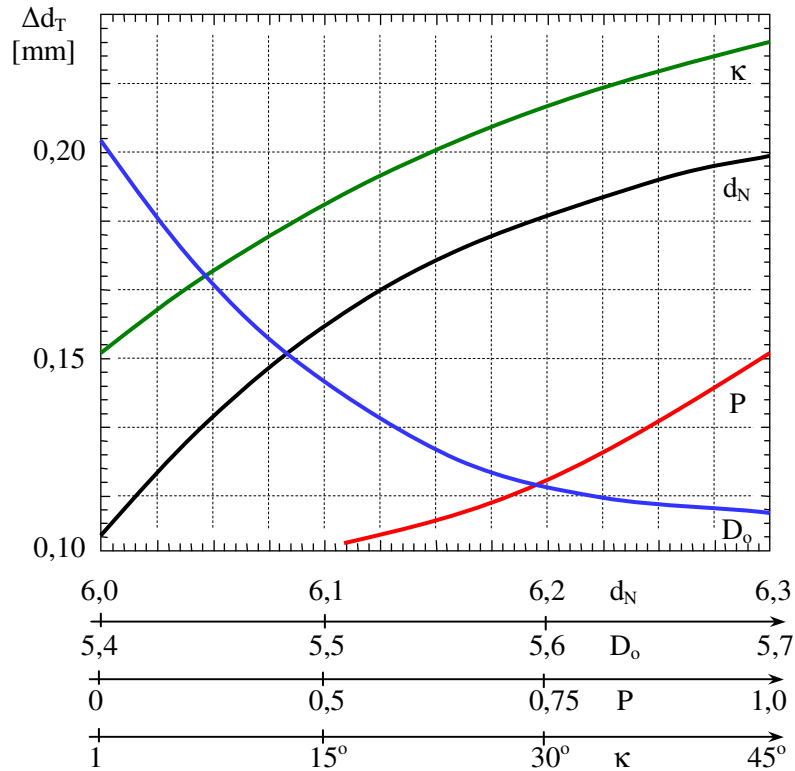
Podczas wygniatacia gwintu wewnętrznego w częściach o małej grubości ścianki siły promieniowe występujące podczas gwintowania powodują powiększanie się średnicy zewnętrznej części (np. tulejki cienkościennej). Jako kryterium zniekształcenia można przyjąć wartość bezwzględnego powiększenia średnicy [Łyc1999]:

$$\Delta d_T = d'_T - d_T, \quad (2.3)$$

gdzie: d_T – średnica zewnętrzna przed gwintowaniem, d'_T – średnica zewnętrzna po gwintowaniu.

Na odkształcenie średnicy zewnętrznej części cienkościennych mają wpływ przede wszystkim: grubość samej ścianki, rodzaj obrabianego materiału oraz niektóre parametry geometryczne narzędzia. Duży wpływ na wielkość odkształcenia ma średnica zewnętrzna gwintownika (rys. 2.29). Dla gwintu M6×0,75 wykonywanego w stali 20 w tulejkach o grubości ścianki $s = 0,75$ mm zmiana średnicy zewnętrznej gwintownika w granicach $d_N = 6 \div 6,3$ mm wywołuje wzrost Δd_T

o około 2 razy z 0,11 do 0,21 mm. Zwiększenie kąta przystawienia gwintownika κ także prowadzi do wzrostu Δd_T i dlatego w przypadkach wygniatania gwintu w częściach o cienkich ściankach należy przyjmować jak najmniejszy kąt κ . Zmiana skoku zatoczenia w przedziale ograniczonym wartościami kąta spadu krzywej (spirali Archimedesesa) $\alpha_s = 4 \div 9^\circ$, praktycznie nie wpływa na zmianę średnicy d_T . Zmiana podziałki gwintu (z zachowaniem warunku, że grubość ścianki jest równa P) wywołuje nieznaczny wzrost Δd_T .



Rys. 2.29. Wpływ parametrów gwintownika i średnicy otworu na średnicę zewnętrzną tulejek cienkościennych podczas wygniatania gwintu M6 (stal 20, $v = 8,7$ m/min) [Łyc1999]

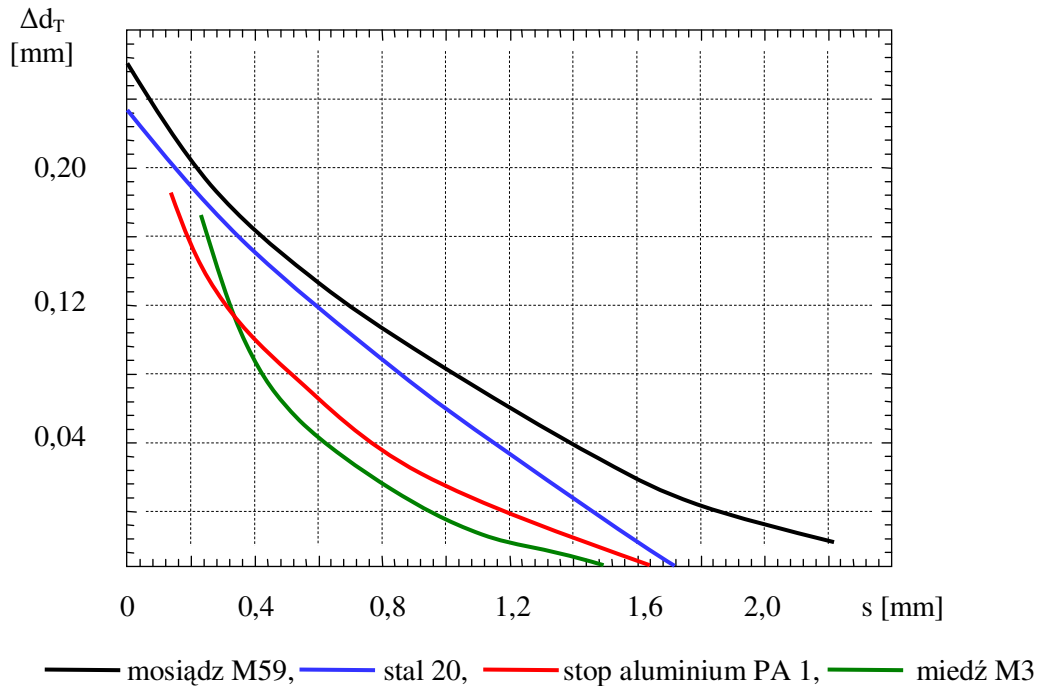
Przy wzroście średnicy gwintowanego otworu ($s = \text{const}$) wartość bezwzględnego powiększenia się średnicy zewnętrznej tulejki maleje, co jest związane ze zmniejszeniem się składowych sił promieniowych wskutek mniejszej objętości odkształconego materiału. Zmiana prędkości wygniatania od 2,5 do 24 m/min nie wywołuje zmian średnicy d_T .

Na rysunku 2.30 przedstawiono zależność d_T od grubości ścianki przy gwintowaniu różnych gatunków materiałów. Najmniejsze odkształcenia obserwowano w przypadku miedzi, największe natomiast w tulejkach mosiądzu. W odniesieniu do wszystkich materiałów przy grubości ścianki większej od $2P$ średnica zewnętrzna nie zmieniła się. Uzupełniające próby w tym zakresie do M52 dały wyniki analogiczne. Opierając się na przeprowadzonych eksperymentach ustalono, że w przypadku wygniatania gwintu w detalach cienkościennych w celu wyeliminowania ich odkształceń warunkiem koniecznym jest, aby grubość ścianki wynosiła:

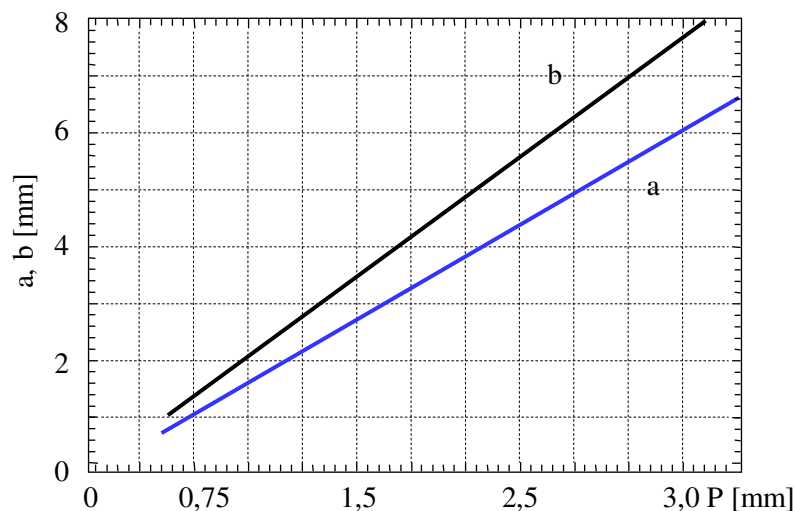
$$s \geq 2P, \quad (2.4)$$

gdzie P jest podziałką wykonywanego gwintu.

Konieczne jest również zachowanie odpowiedniej odległości otworów gwintowanych od krawędzi części, a w przypadku obróbki kilku otworów – właściwej odległości między nimi. Na rysunku 2.31 podano minimalne wartości tych odległości w zależności od podziałki wygniatanego gwintu.



Rys. 2.30. Zależność pomiędzy grubością ścianki tulejek a ich średnicą zewnętrzną przy wygniataniu gwintu w różnych materiałach (M6, $v = 8,7$ m/min) [Łyc1999]

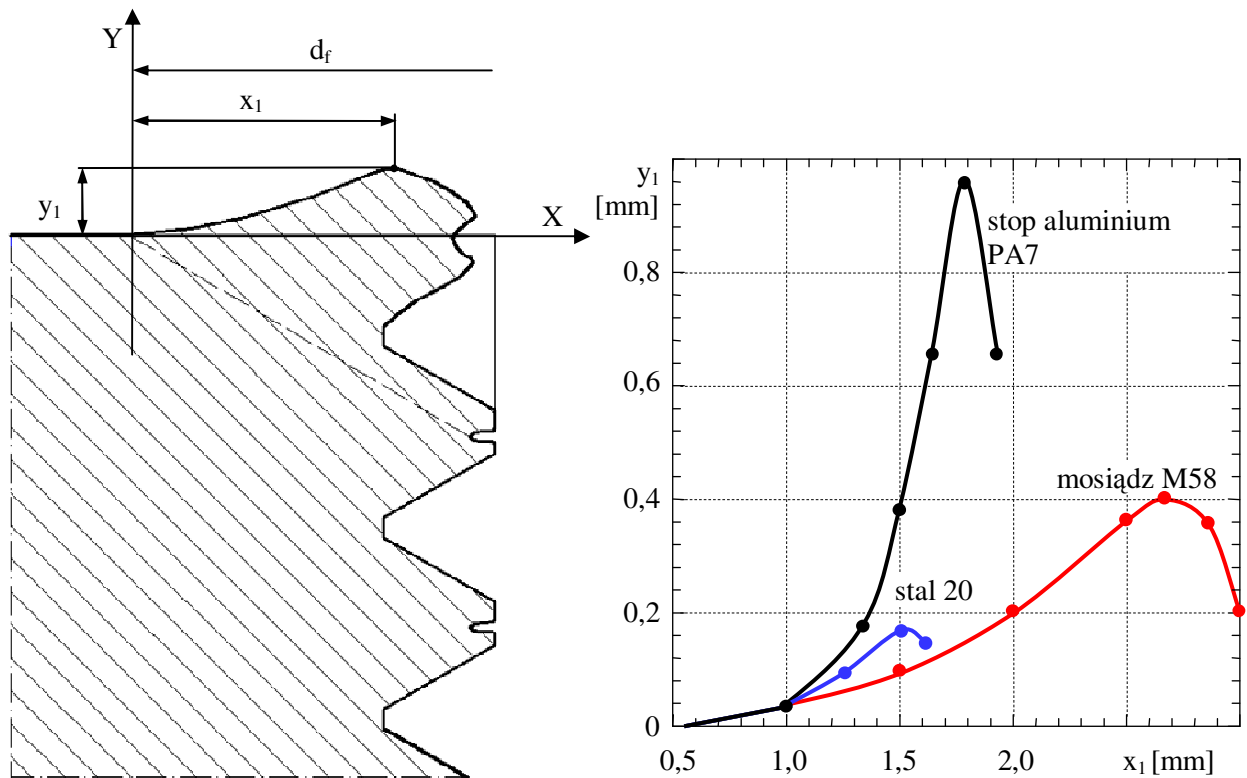


Rys. 2.31. Dopuszczalne odległości od brzegu (a) i między otworami (b) w zależności od podziałki gwintu [Łyc1999]

11.5. Osiove pływienie materiału podczas walcowania gwintu

W procesie walcowania gwintu część materiału przemieszcza się wzdłuż osi gwintu, wskutek czego ulega odkształceniu powierzchnia czołowa. Powstałe na wejściu i wyjściu (gwint przelotowy) z gwintowanego otworu wypłytki są wynikiem oddziaływania sił prostopadłych do bocznych powierzchni gwintu gwintownika wygniatającego, a ich kształt i wymiary zależą głównie od rodzaju obrabianego materiału [Łyc1999].

Na rysunku 2.32 w układzie współrzędnych X0Y pokazano charakterystyczne zarysy wypływek obserwowane na powierzchni czołowej od strony wejścia gwintownika. Początek układu współrzędnych pokrywa się z punktem, od którego zaczyna się odkształcenie.



Rys. 2.32. Kształt i wymiary wypływek powierzchni czołowej powstałego przy wygniataniu gwintu M8

Największą wartość x_1 , mierzoną od początku pojawienia się odkształcenia na powierzchni czołowej do średnicy zewnętrznej gwintu, obserwowano podczas obróbki mosiądzu, najmniejszą przy gwintowaniu stali. Natomiast maksymalną wysokość odkształcenia y_1 występowała przy obróbce stopów aluminium. W mniejszym stopniu na wartość y_1 mają wpływ parametry geometryczne gwintownika wygniatającego i warunki obróbki.

W badaniach wielkość odkształcenia y_1 przy zmiennym jednym z parametrów a pozostałych stałych stwierdzono, że ze wzrostem średnicy d_N , podziałki P oraz kąta κ odkształcenie powiększa się. Maleje natomiast przy zwiększeniu skoku zatoczenia średnicy otworu pod gwint i prędkości wygniataania.

W celu uniknięcia zniekształceń powierzchni czołowych należy otwory gwintowane odpowiednio fazować. Zalecanie wg PN wymiary faz pod gwint skrawany (średnicę fazy przyjmuje się równą średnicy zewnętrznej gwintu) w przypadku wygniataania nie mają zastosowania [Łyc1999].

Drogą eksperymentalnych prób określono, że przy wygniataaniu gwintów wewnętrznych w stalach i stopach aluminium średnicę fazy należy obliczać z zależności:

$$D_f = D + 1,4 \cdot P \quad (2.5)$$

a przy wygniataaniu gwintów w mosiądzach:

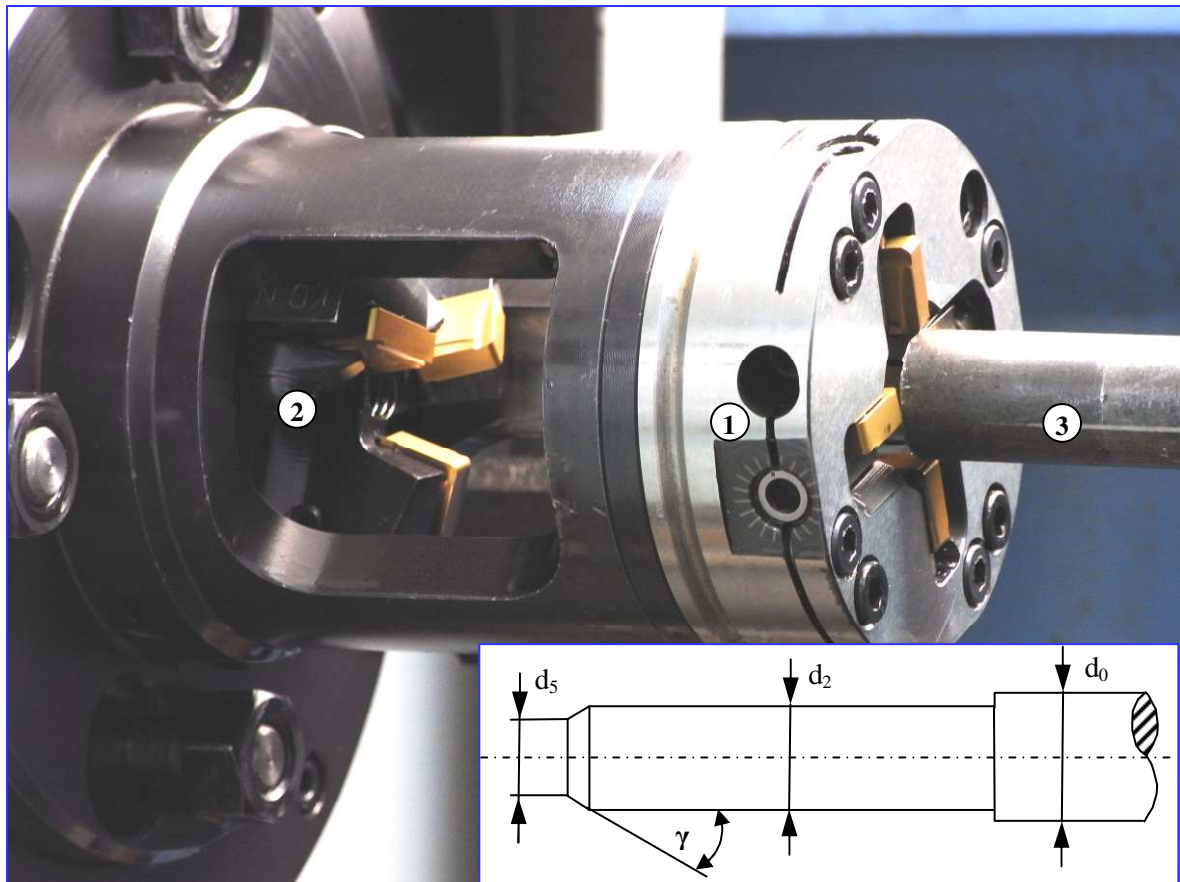
$$D_f = D + 3,2 \cdot P. \quad (2.6)$$

Jednocześnie zaleca się, przy obróbce stali i stopów aluminium wykonywanie faz pod kątem 45° oraz 60° przy mosiądzach. Fazowanie otworów wg powyższych zaleceń zapewnia, że powierzchnia czołowa jest płaska, a zjawisko osiowych przemieszczeń materiału ma miejsce w obszarze samej fazy.

W przypadku walcowania gwintów zewnętrznych dobór średnicy pod wygniataany gwint jest uzależniony od rodzaju obrabianego materiału. Przy gwintowaniu materiałów miękkich jak miedź czy aluminium, ze względu na lepsze płynięcie metalu przyjmuje się mniejszą średnicę wyjściową niż przy obróbce materiałów twardych o gorszych właściwościach plastycznych. Dodatkowo

wpływa na dobór tej średnicy klasa dokładności i rodzaj gwintu. Wartość średnicy można określić na drodze doświadczalnej lub analitycznej [Żur1962]. Ze względów ekonomicznych najdogodniejszym sposobem, ustalania średnicy pod gwint jest obliczenie jej wartości metodą empiryczną, a po wykonaniu kilku prób gwintowania i w zależności od parametrów geometrycznych wykonanego gwintu oraz przebiegu procesu, przeprowadzenie ewentualnej korekcji wymiaru wyjściowego [Mus1988].

Firma FETTE stosuje zespołową głowicę do jednoczesnego toczenia wałków na wymaganą średnicę d_2 oraz do fazowania czoła zgodnie z rysunkiem 2.33. Zalecany kąt ukosowania, w zależności od średnicy zewnętrznej pręta d_2 , wynosi $\gamma = 10 \div 25^\circ$. Natomiast minimalna średnica czoła d_5 musi być mniejsza od średnica wewnętrznej gwintu $d_5 < d_3$.



Rys. 2.33. Głowica zespołowa produkcji FETTE do jednoczesnego toczenia na średnicy d_2 i fazowania czoła pod walcowanie gwintu: 1 - głowica do skarania na średnicy zewnętrznej, 2 - głowica do fazowania, 3 - przedmiot

12. Modelowanie procesu walcowania gwintów

Pierwsze próby modelowania procesu walcowania gwintów na walcierce dwukrokowej z podtrzymałą stałą przeprowadzono w pracy [Żur1962]. Opracowano wzory na wymaganą średnicę wyjściową półfabrykatu pod różne rodzaje gwintu zewnętrznego (metryczny, trapezowy), przy założeniu niezmienności objętości materiału przed i po walcowaniu oraz zalecane kąty ukosowania półfabrykatu. Określono dopuszczalne odchyłki średnicy półfabrykatu w zależności od wymaganej tolerancji wykonania gwintu. Opracowano również zalecenia i nomogramy dotyczące parametrów walcowania: siła nacisku rolek, prędkość walcowania i prędkość dosuwu rolek oraz doboru cieczy chłodząco-smarującej. Podano wzory na siły, momenty i pracę walcowania, a także dopuszczalne odchyłki półkąta zarysu rolki i dopuszczalne odchyłki skoku zarysu rolki oraz tolerancje średnicy zewnętrznej w zależności od rodzaju gwintu i jego wymiarów.

Profesor Wiesław Olszak i zespół opracowali nowy sposób projektowania rolek głowic kątowych do walcowania gwintów zewnętrznych [Ols1992]. Rolki posiadają pierścienie walcujące ze stopniowo wzrastającymi średnicami. Racjonalne projektowanie tych narzędzi polega między innymi na tym, by uzyskać pożądaną, bądź możliwą do przyjęcia, stan obciążenia poszczególnych pierścieni, a także całych rolek. Opracowano metody podziału nadmiaru obróbkowego między pierścienie walcujące i określania parametrów geometrycznych rolek oraz opracowano wzory na składowe siły przy walcowaniu głębokich zarysów, z uwzględnieniem odkształcenia sprężystego i plastycznego materiału części:

$$F_y = b_{1y} \cdot a + b_{2y} \cdot h, \quad (2.7a)$$

$$F_z = b_{1z} \cdot a + b_{2z} \cdot h, \quad (2.7b)$$

gdzie:

- F_y, F_z - składowe (promieniowa i obwodowa) siły walcowania działającej na pierścień walcujący,
- a - grubość warstwy zgniatanej przez pierścień,
- h - zagłębienie pierścienia w materiał,
- b_1, b_2 - empiryczne współczynniki zależne od pozostałych warunków walcowania.

Struktura zależności (2.7) pozwala określić siły działające na pierścienie wykańczające (gdy $a = 0$). Badania przeprowadzono przy użyciu trzech rolek mających jeden, dwa oraz trzy pierścienie [Ols1988]. Pozwala to uwzględnić różne warunki pracy skrajnych i wewnętrznych pierścieni rolek. Siłę działającą na pierścień skrajny określa się, jako połowę siły działającej na rolkę z dwoma pierścieniami. Pierścień wewnętrzny obciążony jest siłą równą różnicy sił działających na rolki o trzech i dwóch pierścieniach lub dwóch i jednym pierścieniem. Sumując siły działające na czynne pierścienie rolki, otrzymuje się całkowitą siłę obciążającą rolkę.

Veliko Ivanov [Iva1998] opracował równania opisujące wymagany zarys osiowy rolek walcujących długie gwinty metodą osiową [Iva1992b, Iva1995] oraz podał zależności empiryczne na siły i momenty walcowania [Iva1992, Iva1992a], a także równania powierzchni kontaktu materiału części z powierzchnią czynną rolek w różnych fazach procesu.

Kazimierz Łyczko [Łyc1999] opracował metodykę doświadczalno-teoretyczną wyznaczania krzywoliniowego zarysu osiowego gwintownika wygniatającego gwintu w otworach (wewnętrznych) opartą na analizie nadmiaru mierzonej objętością przemieszczanego materiału przez poszczególne granie. Wyprowadził wzory na objętość materiału odkształcanego przez poszczególne granie w zależności od głębokości odkształcania. Otrzymane zarysy aproksymował okręgiem, parabolą, krzywą logarytmiczną lub wielomianem czwartego stopnia. Wyprowadził również modele w postaci wielomianu czwartego stopnia na przyrost mikrotwardości wygniatanego gwintu w zależności od liczby grani. Wyprowadził wzory na zalecane średnice i fazy otworu pod gwint w zależności od konstrukcji i wymiarów gwintownika wygniatającego, oraz rodzaju i wymiaru gwintu.

Od roku 2002 zapoczątkowano zastosowanie komputerowego modelowania do procesu walcowania gwintów, przy wykorzystaniu metody elementów skończonych. Domblesky J. i Feng F. opracowali aplikacje komputerowe w systemach DEFORM-PRO v. 3.0 [Dom2002] oraz DEFORM-3D v. 2.3 [Dom2002a], do symulacji procesu walcowania gwintów metrycznych. W aplikacjach nie uwzględniono jednak wrażliwości materiału na prędkość odkształcenia oraz historii procesu. Nie udało się również uzyskać wyników dla całkowitego zagłębienia rolek walcujących w materiał obrabiany. Spowodowane jest to zbyt dużymi nieliniowościami występującymi podczas walcowania oraz niestabilnością procesu obliczeń numerycznych.

Pater Z. i współpracownicy zastosowali metodę elementów objętościowych (ang. Finite Volumes Method) i metodę elementów skończonych (ang. Finite Elements Method) w programie MSC.Super Forge 2000 do walcowania gwintów na śrubach do drewna dwoma szczękami płaskimi [Pat2004] oraz jedną szczęką płaską i dwoma rolkami [Pat2006].

W pracach własnych [Kuki2003, Kuki2004, Kuki2004a, Kuki2004b, Kuki2004c, Kuki2005, Kuki2005b, Kuki2005d, Kuki2005e, Kuki2006, Kuki2006a, Kuki2006b, Kuki2006c, Kuki2006d,

Kuki2006e, Kuki2007, Kuki2007b, Kuki2008, Kuki2008a, Kuki2008b, Kuki2008c, Kuki2008d, Kuki2008e] do modelowania procesu walcowania gwintów metrycznych, trapezowych i łukowych zastosowano uaktualniony przyrostowy opis Lagrange'a, rachunek wariacyjny, dynamiczną teorię materiałów metalowych z pamięcią typu prędkościowego, mechanikę kontaktu, nieliniową teorię ośrodków ciągłych i metodę elementów skończonych.

13. Modelowanie w mechanice ośrodków ciągłych

13.1. Modelowanie dynamicznych właściwości mechanicznych materiałów

W procesie walcowania intensywność obciążeń jest duża i dlatego problematykę kształtowania gwintów należy rozpatrywać w kategoriach mechaniki nieliniowej. Konieczne jest wówczas uwzględnienie wpływu zmian geometrycznych (*nieliniowość geometryczna*) oraz złożonych właściwości materiałowych (*nieliniowość materiałowa*). Problem polegający na uwzględnieniu nieliniowości geometrycznych i materiałowych, zwłaszcza związanych ze zmianami właściwości materiałowych w trakcie procesu obróbki jest ciągle otwarty i stwarza poważne trudności w rozwiązywaniu zagadnienia nieliniowej mechaniki [Kle1985].

Opis materiałowy ma olbrzymie znaczenie w analizie procesu walcowania gwintów, decyduje w znacznym stopniu o jakości uzyskiwanych rezultatów. Dlatego konieczna jest analiza wyników badań z zakresu teorii plastyczności [Ols1965, Che1994], a w szczególności teorii lepko-plastyczności [Per1966].

Podstawą właściwego modelowania materiałowego są badania doświadczalne [Chh1995]. Eksperymenty dotyczące dynamicznych właściwości materiałowych zostały zapoczątkowane w latach 1945-46 przez G. I. Taylora [Per1966] badającego próbki stalowe. O dużym zainteresowaniu tą problematyką mogą świadczyć badania przeprowadzone w następnych latach przez D. S. Clarka i P. E. Duweza (1950), dotyczące stali, F. E. Hausera, J. A. Simmondsa i J. E. Dorna (1960) – aluminium, H. Kolsky'ego i L. S. Doucha (1962) – miedzi i aluminium, J. D. Campbella (1953-1972) – stali, żelaza i tytanu, U. S. Lindholma (1964-1969) – miedzi, aluminium, ołowiu, berylu i tytanu [Cam1970, Per1966, Per1978, Bedn1995]. Większość eksperymentów dotyczyła określenia dynamicznych charakterystyk metali w konkretnych sytuacjach, wpływu prędkości odkształcenia na właściwości mechaniczne czy też obserwacji pewnych efektów będących wynikiem dynamicznych oddziaływań. Z uwagi na trudności dotyczące przeprowadzania badań w złożonym stanie naprężenia analizowano stan osiowy, co pozwoliło na łatwiejszą interpretację wyników. Uzyskiwane rezultaty stanowiły materiał do formułowania zagadnień teorii lepko-plastyczności [Per1966].

Interesujące połączenie wiedzy z zakresu badań doświadczalnych oraz teoretycznych dotyczące dynamicznych właściwości materiałowych, propagacji fal naprężeń, odkształceń plastycznych oraz wpływu prędkości odkształcenia plastycznego można znaleźć w pracach H. G. Hopkinsona [Hop1961], P. Perzyny [Per1966, Per1978], J. D. Campbella [Cam1970] oraz W. Johnsona [Joh1972]. Zawarto tam również podstawowe modele materiałowe, analizę odpowiedzi prostych konstrukcji oraz omówienie najczęściej wykonywanych testów eksperymentalnych. Za szczególnie ważne monografie należy uznać prace P. Perzyny [Per1963, Per1966, Per1978, Per1980], a zwłaszcza monografie z 1966 i 1978 roku. Przedstawiono w nich szczegółowo zagadnienie sprężysto/lepko-plastyczności, omówiono aktualny stan wiedzy (wymienia się badania oraz modele dotyczące materiałów wrażliwych na prędkość odkształcenia i temperaturę) oraz podano szereg nowych rozwiązań. Materiał ten jest fundamentem dzisiejszej lepko plastyczności i stanowi literaturę podstawową dla wielu badaczy.

Początkowo do opisu dynamicznych właściwości materiałowych stosowano proste modele sztywno-plastyczne lub sztywno-lepko-plastyczne bez wzmocnienia. Takie podejście było związane z trudnościami w zastosowaniu złożonego opisu materiałowego ówczesnych metodach analitycznych. Jednym z pierwszych modeli sprężysto/lepko-plastycznych był model Malverna [Mal1951a, Mal1951b]. W następnych latach powstał model lepko-plastyczny Cowper'a-Symonds'a [Cow1957], zwany również jako model Symonds'a-Jones'a [Sym1972] czy też Bodner'a-Symonds'a [Per1966,

Bod1979]. Prostota modelu Cowper'a-Symonds'a oraz dobra zgodność z wynikami badań eksperymentalnych spowodowały jego olbrzymie upowszechnienie. Istotnym postępowaniem było zaproponowanie przez P. Perzynę [Per1966] ogólnego modelu sprężysto/lepko-plastycznego pozwalającego m.in. na uwzględnienie anizotropii właściwości dynamicznych materiału. Model Perzyny stanowił punkt wyjścia do opracowania wielu późniejszych, rozbudowanych modeli materiałowych takich jak: model Bodner'a-Partom'a [Bod1975] i Chaboche'a [Cha1989]. Podstawą opracowania innego znanego modelu sprężysto/lepko-plastycznego modelu Johnson'a-Cook'a [John1983] była potrzeba wprowadzenia uniwersalnego opisu, uwzględniającego wpływ wysokich prędkości odkształcenia oraz temperatury, pomocnego w rozwiązywaniu problemów termicznych.

Modele lepko-plastyczne uwzględniające wpływ temperatury w opisie wzmocnienia zaproponowali W. Prager (1958) i H. Ziegler (1963), co wykorzystali później G. R. Johnson i W. H. Cook [John1983], jednak zaproponowane przez nich modele można stosować jedynie w ograniczonym zakresie temperatur, gdyż w ogólnym przypadku wpływ prędkości odkształcenia plastycznego też jest zależny od temperatury. Zależności wzmocnienia oraz wpływu prędkości odkształcenia od temperatury wprowadzili J. F. Adler i V. A. Philips (1954-55), aczkolwiek uczynili to, podając bardzo ogólny i niepełny opis czyniąc ich model możliwym do zastosowania w wąskim zakresie [Per1966, Raj1995]. Wiele modeli uwzględniających wpływ temperatury wymienia się w pracach L. Kukiełki [Kuk1994, Kuk1998a].

W zależności od rozpatrywanego problemu wykorzystywane są zarówno proste modele materiałowe bazujące na semi-empirycznych wzorach na granicę plastyczności, stosowane przed laty przez Voce'a (1955) i Estrina-Meckinga (1984) jak i nowsze sformułowania uwzględniające wiele złożonych efektów (wzmocnienie mieszane, temperaturę, zniszczenie) – model Zerilli-Armstronga [Zer1987], Prestona-Tonksa-Wallace'a [Llo1998], Rejendrana-Dietenberga-Grove'a [Raj1989], Steinverg'a-Dietenberga-Grove'a [Mai1995] czy model Bammana-Aifantisa [Bam1995]. Interesujące zestawienie różnych modeli lepko plastycznych zawarto w pracy A. M. Rajendrana i R. K. Jr. Garreta [Raj1995b]. Wiele z wymienionych sformułowań nawiązuje bezpośrednio do sprawdzonych modeli teoretycznych – Cowper'a-Symonds'a, Perzyny, Chaboche'a, Bodner'a-Partom'a czy Johnson'a-Cook'a. W większości wykorzystywane są warunki plastyczności zgodne z hipotezami Treski lub Hubera-Mises'a-Hencky'ego [Per1966, Bed1995], nieliczne modele operują dynamicznym warunkiem Campbella [Cam1970] lub Perzyny [Per1966]. Powszechnie stosowane jest stowarzyszone prawo plastyczności oraz płynięcia oraz wzmocnienie izotropowe [Per1978, Raj1995]. Wspólną wadą wielu zaawansowanych modeli konstytutywnych jest znaczna liczba trudnych do określenia parametrów materiałowych. Powoduje to, że praktyczne zastosowanie takich sformułowań jest bardzo trudne. Problematykę związaną z identyfikacją tych parametrów modeli materiałowych Chaboche'a i Bedner'a-Parton'a zawiera praca P. Kłosowskiego [Kło1997].

Rozwój dotyczący modelowania materiałowego jest szczególnie wyraźny w ostatnich latach [Raj1995a, Raj1998, Pro1997, Pro2000]. Nadal wykonywane są badania doświadczalne ukierunkowane na formułowanie bazy do opracowania nowych modeli konstytutywnych bądź identyfikację parametrów istniejących modeli. Wśród tego typu badań należy wymienić badania: G. R. Johnson'a i W. H. Cook'a [John1983] dotyczące stali, aluminium, niklu, miedzi, mosiądzu i żelaza, J. Yu'a i N. Jones'a [Yu1991] – stal miękka i aluminium 6061-T6, W. Q. Shen'a [She1992] – stal miękka oraz P. Kłosowskiego [Kło1999] – stal i aluminium. Prowadzi się prace dotyczące porównania wyników badań eksperymentalnych z rezultatami teoretycznymi uzyskiwanymi przy zastosowaniu różnych modeli materiałowych. Można wymienić prace T. Valentin'a i innych [Val1997], J. Petit'a [Pet1998] oraz M. Brodmann'a i E. El-Magda [Bro1998], w których analizuje się zastosowanie modeli materiałowych Johnson'a-Cook'a i Zerilli-Armstrong'a do opisu właściwości miedzi, żelaza, stali i aluminium. Z kolei modeli Johnson'a-Cook'a, Zerilli-Armstrong'a oraz semi-empirycznych modelu Preston'a-Tonks'a-Wallace'a. Wiele miejsca poświęca się badaniom uszkodzeń materiałowych [Lem1990, And1991, Lem1996, Her1996, Nei1998, Bas2000].

W pracach własnych [Kuki2004a, Kuki2005b, Kuki2005d, Kuki2005e, Kuki2006, Kuki2006a, Kuki2006e, Kuki2006f, Kuki2007, Kuki2008, Kuki2008a, Kuki2008b, Kuki2008e] obok chwilowych, dynamicznych naprężeń uplastyczniających, do opisu naprężeń wprowadzono historię

odkształceń i prędkości odkształceń, co znacznie rozszerza możliwości symulacji różnych zjawisk fizycznych oraz zwiększa dokładność obliczeń numerycznych.

13.2. Numeryczne metody rozwiązywania zagadnień ciągłych

Modele matematyczne, opisujące ośrodek ciągły, są najczęściej układami równań całkowych lub różniczkowych cząstkowych. Wynika to stąd, że w ośrodku ciągłym występujące zmienne są zależne od co najmniej jednej zmiennej przestrzennej oraz czasu (jeśli badany obiekt jest zmienny w czasie). Model matematyczny jest uzupełniony odpowiednimi warunkami brzegowymi i początkowymi. W rezultacie otrzymuje się do rozwiązania zagadnienie brzegowe lub brzegowo-początkowe. Jedynie w prostych zagadnieniach możliwe jest ścisłe rozwiązanie analityczne otrzymanego problemu matematycznego. Najczęściej rozwiązanie wymaga stosowania metod przybliżonych. W praktyce wykorzystuje się najczęściej przybliżone metody numeryczne. W wyniku model matematyczny przybiera postać, którą można nazwać modelem numerycznym danego obiektu. Metody numeryczne oparte są na pewnej procedurze dyskretyzacyjnej, która transformuje problem ciągły (układ o nieskończonej liczbie stopni swobody) do problemu dyskretnego, w którym mamy do czynienia z układem równań o skończonej liczbie niewiadomych. W zagadnieniach brzegowo-początkowych lub brzegowych dla zagadnienia ciągłego przeprowadza się zwykle najpierw dyskretyzację przestrzenną, prowadzącą do dyskretnego zagadnienia początkowego, które rozwiązuje się, wprowadzając dyskretyzację czasową, umożliwiającą przybliżone całkowanie równań względem czasu.

Do numerycznych metod przybliżonego rozwiązywania ciągłych zagadnień brzegowo-początkowych zaliczamy metodą różnic skończonych – MRS [Ork1998], metodę elementów brzegowych – MEB [Bur1995], metodę elementów skończonych – MES [Kle1989, Kle1985, Zie2000, Zie2000a, Zie2000b, Bel2000], różnorodne metody bezsiatkowe, jak np. metodę cząstek rozmytych (*ang.* SPH – smoothed particle hydrodynamics) [Liug2003], metodę punktów swobodnych [Jac2001], metodę punktów materialnych, zwaną również metodą „cząstki w komórce” (*ang.* material point method lub particle-in-cell-method) [Wię1999, Wię2004].

Istotą metody różnic skończonych [Ork1998] jest zastąpienie pochodnych odpowiednimi ilorazami różnicowymi określonymi na dyskretnym zbiorze punktów. Metodę różnic skończonych początkowo stosowano do równań różniczkowych (sformułowanie lokalne), później rozszerzono zakres jej zastosowań na zagadnienia sformułowane w postaci wariacyjnej (sformułowanie globalne). W standardowym sformułowaniu MRS stosowano regularną (kwadratową, prostokątną lub sześcienną) siatkę węzłów.

W zaawansowanych sformułowaniach stosuje się dowolną siatkę węzłów [Ork1980]. Ilorazy różnicowe można zbudować na dowolnie wygenerowanych punktach, dzięki temu to sformułowanie MRS można zaliczyć do metod bezsiatkowych [Ork2005]. Zaletą MRS jest prostota sformułowania i łatwość implementacji. Sformułowanie MRS dla dowolnych siatek pozwala wyeliminować problemy z dyskretyzacją skomplikowanych kształtów geometrycznych. W dalszym ciągu jedną z wad jest kłopotliwe zadanie warunków brzegowych typu Neumanna. Metoda różnic skończonych jest szeroko stosowana w mechanice płynów. Jest również stosowana w mechanice ciał stałych, np. znany program do rozwiązywania zagadnień z geomechaniki FLAC [Fla1995] jest oparty na metodzie różnic skończonych.

W niniejszej pracy jako metoda dyskretyzacji zagadnienia ciągłego będzie stosowana metoda elementów skończonych. Ideą metody elementów skończonych jest podział rozpatrywanego obszaru ciągłego na skończoną liczbę podobszarów (elementów skończonych) połączonych ze sobą w punktach węzłowych oraz aproksymacja rozwiązania w obszarze elementów za pomocą funkcji interpolacyjnych (funkcji kształtu) i wartości w węzłach [Kle1989, Kle1985, Zie2000, Zie2000a, Zie2000b, Bat1982]. Równania metody elementów skończonych otrzymuje się ze sformułowania całkowego (globalnego) zagadnienia, korzystając z zasady wariacyjnej lub z metody reszt (reszt) ważonych.

W metodzie wariacyjnej wykorzystuje się słabe sformułowanie analityczne, np. równanie zasady prac przygotowanych lub definiuje się problem minimalizacji pewnego funkcjonału. Metoda

residuów ważonych przekształca lokalne sformułowanie zagadnienia brzegowego w całkową postać słabą. Do przybliżonego rozwiązania zagadnienia minimalizacji stosuje się metodę Ritza, a do słabej postaci stosuje się metodę Galerkina. Metoda Galerkina jest metodą bardziej ogólną niż metoda Ritza, można ją stosować również wtedy, gdy nie możliwe jest zdefiniowanie zagadnienia minimalizacji i nie istnieje sformułowanie wariacyjne (słabą postać otrzymuje się wówczas z metody residuów ważonych). MES jest metodą stosunkowo najbardziej uniwersalną i wszechstronną. Do zalet MES należy łatwość dyskretyzacji skomplikowanych kształtów, łatwość określenia warunków brzegowych i łatwość adaptacyjnego zagęszczania i rozrzedzenia siatki.

Metoda elementów brzegowych [Bur1995] polega na sprowadzeniu układu równań różniczkowych z zadanymi warunkami brzegowymi do układu równań całkowych, określonych na brzegu rozpatrywanego obszaru. W odróżnieniu od metody elementów skończonych i metody różnic skończonych, jej stosowanie nie wymaga dyskretyzacji wnętrza obszaru, a jedynie jego brzegu. Jest to główna zaleta tej metody. Metoda elementów brzegowych dobrze reprezentuje nieskończone obszary. Niestety jej wady, takie jak trudności w zastosowaniu do zagadnień nieliniowych i ośrodków niejednorodnych, ograniczają możliwości jej wykorzystania.

Jedną z niedogodności w stosowaniu metody elementów skończonych jest konieczność generacji odpowiedniej siatki elementów, co w przypadku skomplikowanych trójwymiarowych geometrii nie jest proste dla niektórych typów elementów. W analizie dużych deformacji siatka elementów ulega nadmiernym dystorsjom, co powoduje konieczność nieraz wielokrotnego przesiatkowania domeny obliczeniowej. Uniknięcie tych problemów to jeden z powodów rosnącej popularności metod bezsiatkowych. Istnieje wiele metod bezsiatkowych. Powyżej wspomniano o bezsiatkowej metodzie różnic skończonych [Ork2005]. Innymi metodami bezsiatkowymi jest metoda cząstek rozmytych (*ang.* SPH – smoothed particle hydrodynamics) [Liug2003], metoda punktów swobodnych [Jac2001], metoda punktów skończonych (*ang.* finite point method) [Oña1996] i bezsiatkowa metoda Galerkina (*ang.* element free Galerkin method) [Be11994]. Wspólną cechą metod bezsiatkowych jest to, że lokalna aproksymacja poszukiwanej funkcji jest oparta jedynie na wartościach tej funkcji (lub wartościach działających na nią operatorów, np. pochodnych) w poszczególnych wybranych punktach obszaru. Ta aproksymacja nie wymaga istnienia jakiegokolwiek sztywnej struktury węzłów, ani określania jakichkolwiek połączeń między węzłami. Węzły mogą być generowane regularnie i równomiernie lub w sposób dowolny z możliwością lokalnego zagęszczania. Jedną z zalet metod bezsiatkowych jest łatwość lokalnego zagęszczania dyskretyzacji poprzez dodawanie punktów. W metodach bezsiatkowych stosunkowo łatwe jest również wprowadzenie nieciągłości materiału. Z tych powodów metoda cząstek rozmytych i metoda punktów swobodnych jest stosowana do symulacji zniszczenia materiału pod obciążeniem uderzeniowym. Metoda cząstek rozmytych została początkowo rozwinięta dla problemów dyskretnych w astrofizyce [Dol1999]. Później została zastosowana jako metoda dyskretyzacyjna do zagadnień ciągłych. Często zalicza się ją do szerokiej klasy metod cząstek materialnych. Niektóre z metod cząstek materialnych są oparte o model dyskretny i spełniają założenia pozwalające traktować je również jako szczególną odmianę metody elementów dyskretnych [Liug2003].

13.3. Metoda elementów skończonych

Nieliniowy charakter procesu walcowania gwintów, złożona postać równań konstytutywnych oraz nieznajomość warunków brzegowych w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem powodują, że w analizie procesu możliwe jest zastosowanie jednej z przybliżonych metod rozwiązywania zagadnień mechaniki ciała stałego odkształcalnego – metoda elementów skończonych (MES). Metoda elementów skończonych jest metodą dyskretyzacyjną, stosowaną w celu rozwiązania numerycznego modelu ciągłego. Metoda ta pomimo swoich wad, do których należy zaliczyć brak możliwości uzyskania ścisłych rozwiązań oraz ogólnych zależności w postaci sformalizowanych zapisów matematycznych, pozwala obliczać stany naprężeń oraz pola przemieszczeń dla geometrycznie dowolnych układów. Przyjęto założenie, że systematyka pojęć takich jak: stopnie swobody, elementy tarczowe, elementy objętościowe, dyskretyzacja, model dyskretny, funkcja

kształtu, warunki brzegowe i inne dotyczących MES jest ogólnie znana, a niezbędne równania ograniczono do minimum. W obecnej chwili, po prawie 40 latach rozwoju, należy uznać, że jest to dominująca metoda wśród istniejących metod analizy numerycznej. Cały czas ukazują się wiele prac dotyczących zagadnień teoretycznych, analiz numerycznych oraz zastosowań praktycznych. Klasyczny przegląd problematyki MES można znaleźć w pracach O. C. Zienkiewicza, J. Odena, J. H. Argyrisa, M. Kleibera R.D. Cooka [Zie1972, Ode1972, Bor1977, Kle1989, Coo1989], w których omówiono podstawowe sformułowania metody w zakresie analizy nieliniowej, przedstawiono najważniejsze zagadnienia, możliwości zastosowań oraz wskazano główne kierunki rozwoju. Z pozycji literaturowych poświęconej stricte MES należy wymienić [Arg1974, Bat1996, Kle1985, Zie1972]. Z uwagi na powszechne użycie tej metody w praktyce inżynierskiej oraz ugruntowaną pozycję w pracach naukowych zdecydowano się apriori wykorzystać jej wszechstronności i zalety w niniejszej rozprawie do obliczeń stanów deformacji i naprężeń z uwzględnieniem historii procesu oraz nieliniowości geometrycznej i fizycznej. Pomiedzy użytkownikami MES istnieje rozbieżność w doborze odpowiedniej metody rozwiązywania dyskretnych równań ruchu. Z uwagi na tę różnicę oraz wynikające z tego błędy obliczeń, problem doboru poprawnego modelu MES oraz metod rozwiązań układu równań dyskretnych będzie szczegółowo rozwinięty i dyskutowany w dalszej części pracy.

Z punktu widzenia zagadnień nieliniowej mechaniki bardzo ważne są prace o charakterze teoretycznym K. J. Bathego, E. Wilsona, M. Kleibera i Beltyschki [Bat1976, Bat1982, Kle1985, Bat1996, Bel2000], które stanowią niezwykle interesujące i spójne ujęcie metody elementów skończonych dotyczące analizy olbrzymiej grupy zagadnień nieliniowych. Podstawą takiego sformułowania problemów początkowo-brzegowych jest zastosowanie metod wariacyjnych [Was1982, Kle1989] do budowy modeli dyskretnych w ujęciu metody elementów skończonych. Ważne uzupełnienie stanowią prace J. Odena, D. Owena i E. Hintona [Ode1972, Owe1980], w których zwrócono uwagę na zagadnienia sprężysto-plastyczne w metodzie elementów skończonych.

Ponieważ, problematyka obliczania stanów naprężeń w gwincie jest jednym z głównych rozważań niniejszej pracy, przegląd literatury dotyczył także zagadnień obliczania rozkładu naprężeń. Problem nabiera szczególnego znaczenia w przypadku prowadzenia obliczeń MES uwzględniających nieliniowość fizyczną materiału przedmiotu, a takie obliczenia będą prezentowane w pracy. Najprostszym i najpowszechniej spotykanym sposobem uwzględniania nieliniowości fizycznej materiału w obliczeniach prowadzonych z wykorzystaniem MES jest iteracyjne rozwiązanie układu równań metodą zmiennej sztywności [Zie1972]. W metodzie tej stan naprężenia z poprzedniego kroku obliczeniowego jest kryterium doboru parametrów (najczęściej stałych materiałowych) modelu do obliczeń w następnym kroku obliczeniowym. Dlatego od poprawności obliczenia stanu naprężenia, a tym samym doboru parametrów modelu zależy dokładność obliczania nieliniowych charakterystyk w każdym kroku obliczeniowym.

Najprostszym sposobem zwiększenia dokładności obliczeń MES, lecz najbardziej kosztownym pod względem czasu obliczeń, jest budowanie modeli dyskretnych o dużej liczbie stopni swobody, czyli modeli o bardzo gęstych siatkach ES w miejscu koncentracji naprężenia. Jedną z metod, która nie prowadzi do nadmiernego rozrostu zadania jest metoda polegająca na budowaniu w wybranych miejscach o dużym gradiencie naprężeń tzw. podmodeli (ang. submodel) – metoda H. W metodzie tej po rozwiązaniu układu równań dla początkowej liczby stopni swobody wydziela się w miejscach koncentracji naprężeń podobszar, dla którego następuje zagęszczenie siatki ES, przy zachowaniu zgodności węzłów brzegowych. W ten sposób tworzony jest nowy podmodel. Układając nowy układ równań dla podmodelu wykorzystywane są obliczone w poprzednim kroku wektory przemieszczeń i sił węzłowych. Po rozwiązaniu zadania dla nowego podobszaru stopni swobody wyniki mogą być łączone z wynikami niezmodyfikowanych części modelu wyjściowego. Całą metodę można powtarzać dowolną ilość razy, aż do osiągnięcia zadowalającej dokładności rozwiązania. Zaawansowane systemy MES są zazwyczaj zaopatrzone w procedury wspomagające tworzenie podmodeli i ich dyskretyzację. Wartość naprężeń dla poszczególnych węzłów są uśredniane z wartości dla elementów łączących się w tym węźle, wówczas błąd dla elementu jest

definiowany jako różnica między naprężeniem dla elementu a średnim naprężeniem węzłowym. Na podstawie tak wyznaczonej odchyłki można wyznaczyć błąd energii odkształcenia dla poszczególnych elementów [Rus2000]. Elementy, które wykazują błąd wyższy niż dopuszczalny (zadeklarowany przez użytkownika) polegają na procedurze zagęszczenia siatki.

Przytoczone powyżej techniki modelowania z prac różnych autorów nie ułatwiają podjęcia decyzji, w jaki sposób poprawnie dyskretyzować układ narzędzie-przedmiot do przeprowadzenia analizy MES. W metodzie elementów skończonych w większości zagadnień można stosować siatki o zmiennej gęstości, co pozwala zoptymalizować wielkość modelu obliczeniowego. Dlatego uznano, że uzasadnionym jest przeprowadzenie własnych obliczeń i analizę wyników w celu dobrania odpowiedniej dyskretnej struktury badanego układu (narzędzie-przedmiot).

13.4. Jawne i niejawne metody całkowania względem czasu

Model matematyczny dynamiki odkształcalnego ośrodka ciągłego po dyskretyzacji przestrzennej, za pomocą metody elementów skończonych, stanowi zagadnienie początkowe opisane przez układ równań różniczkowych zwyczajnych z odpowiednimi warunkami początkowymi. Rozwiązanie problemu wymaga całkowania tych równań względem czasu. W rozwiązaniu numerycznym stosuje się metody przybliżonego całkowania. Najczęściej stosowane metody przybliżonego całkowania zagadnień początkowych należą do klasy metod różnicowych [Jan1999]. Metody różnicowe wprowadzają dyskretyzację czasową – przybliżenia rozwiązania wyznaczone są jedynie w pewnych punktach (chwilach czasu) należących do przedziału rozwiązania. Metody całkowania można podzielić na metody jawne (otwarte, ang. explicit) i niejawne (zamknięte, ang. implicit):

- metody jawne zakładają spełnienie równań ruchu na początku kroku czasowego i ekstrapolują rozwiązanie w czasie Δt ,
- metody niejawne próbują (zazwyczaj iteracyjnie) spełnić równanie ruchu na końcu kroku.

Zaletą metod jawnych (otwartych) jest niewielki koszt wyznaczenia nowego przybliżenia (w kolejnej chwili czasu). Kolejne wartości poszukiwanych funkcji uzyskuje się bezpośrednio poprzez rozwiązanie układu równań otrzymanych po zastosowaniu schematów różnicowych. Rozwiązanie jawne jest szczególnie łatwe jeśli zastosuje się diagonalizację macierzy mas. Wówczas układ równań MES rozpręga się i nie ma potrzeby kosztownego numerycznego odwracania macierzy dla wyznaczenia rozwiązania układu równań algebraicznych. Wadą tych metod jest warunkowa stabilność, ograniczająca długość kroku całkowania, co sprawia, że rozwiązanie wymaga stosowania dużej liczby kroków całkowania.

Zaletą metod niejawnych (zamkniętych) jest możliwość zbudowania algorytmu bezwarunkowo stabilnego. Koszt otrzymania nowego przybliżenia jest jednak znacznie większy. Rozwiązanie niejawne wymaga zazwyczaj zastosowania procedury iteracyjnej. Konieczność uzyskania zbieżności na kroku rozwiązania jest jedną z niedogodności schematów niejawnych, gdyż w wielu przypadkach, np. w zagadnieniach z kontaktem lub w problemach silnie nieliniowych, mogą wystąpić problemy ze zbieżnością rozwiązania iteracyjnego.

Do zalet metod jawnych należą małe wymagania wobec pamięci komputera, dzięki temu że nie buduje się macierzy sztywności układu. Złożoność obliczeniowa, zarówno czasowa jak i pamięciowa, jest liniowa w zależności od liczby stopni swobody, co w metodach niejawnych jest najczęściej niemożliwe. W przypadku dużych modeli zalety metod jawnych przeważają nad ich wadami i niedogodnościami, co sprawia, że są chętnie wykorzystywane w praktyce do analizy zagadnień inżynierskich, prowadzących do dużych modeli obliczeniowych.

Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu jest popularnym narzędziem w wielu zastosowaniach praktycznych, jak np. analiza konstrukcji poddanych obciążeniom uderzeniowym, symulacja procesów tłoczenia blach i inne. Możliwości zostaną przedstawione w aplikacjach zawartych w niniejszej pracy.

Efektywność metod jawnych opiera się na możliwości użycia diagonalnej macierzy mas, dzięki czemu w kroku opisanym równaniem ruchu nie ma potrzeby kosztownego numerycznego odwracania macierzy. W równaniach dyskretnych algorytmu jawnego zbędne jest konstruowanie globalnej

macierzy sztywności, co zmniejsza zapotrzebowanie programów komputerowych na pamięć. Następną zaletą jawnego schematu całkowania względem czasu jest jego nieiteracyjny charakter, dzięki czemu nie występują problemy ze zbieżnością rozwiązania nieliniowego. Podstawową wadą metod jawnych jest ich warunkowa stabilność i spowodowane tym ograniczenie długości kroku całkowania, co prowadzi zazwyczaj do dużej liczby kroków potrzebnych do rozwiązania problemu. W przypadku dużych modeli numerycznych zalety metod jawnych najczęściej przeważają nad ich wadami, dzięki czemu programy oparte na jawnym całkowaniu równań ruchu chętnie są stosowane w analizie złożonych problemów inżynierskich.

13.5. Stabilność schematu całkowania równań ruchu

Schemat całkowania numerycznego równań ruchu względem czasu jest stabilny, jeśli przy dowolnych warunkach początkowych i braku obciążeń zewnętrznych, po dowolnie wielu krokach całkowania wszystkie przemieszczenia są ograniczone. Schemat jawny całkowania metodą różnic centralnych jest stabilny pod warunkiem, że krok całkowania Δt nie jest dłuższy niż pewien graniczny krok zwany krokiem krytycznym Δt_{kr} :

$$\Delta t \leq \Delta t_{kr} = \frac{2}{\omega_{max}}, \quad (2.8)$$

gdzie ω_{max} jest najwyższą częstością własną układu dyskretnego. Można dowiedzieć, że najwyższa częstość układu dyskretnego elementów skończonych ω_{max} jest nie większa niż najwyższa z częstości drgań własnych pojedynczych elementów systemu ω_{max}^E [Bel1985]. Najwyższą częstość całego układu oszacowuje się wyznaczając częstości własne dla pojedynczych elementów. Dla prostych elementów wyrażenie na częstości własne można otrzymać w jawny sposób [Bat1982]. W innych przypadkach można ją oszacować za pomocą przybliżonych wzorów lub rozwiązać zagadnienie własne. Równanie (2.8) jest prawdziwe przy założeniu zerowego tłumienia. Jeśli w układzie występuje tłumienie, krytyczny krok jest dany następującym wyrażeniem:

$$\frac{2}{\omega_{max}} \left(\sqrt{1 + \xi^2} - \xi \right), \quad (2.9)$$

gdzie parametr ξ , określający wielkość tłumienia, stanowi stosunek wielkości występującego tłumienia do tłumienia krytycznego, dla drgań swobodnych o częstości ω_{max} .

13.6. Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu

Początki nieliniowego sformułowania metody elementów skończonych sięgają drugiej połowy lat sześćdziesiątych ubiegłego wieku. Pierwszy nieliniowy program MES, MARC, pojawił się na rynku w roku 1969 i do dzisiaj jest jednym z programów o najszerzych możliwościach [MSC2005]. Zarówno MARC jak i inne najbardziej znane programy nieliniowe MES takie, jak ANSYS [Ans2007], ABAQUS [Aba1996], ADINA [Adi2005] wykorzystywały sformułowanie z niejawnym rozwiązaniem zarówno nieliniowego problemu statyki, jak i dynamiki. Komercyjne programy MES z jawnym całkowaniem równań ruchu pojawiły się dopiero pod koniec lat osiemdziesiątych. Wyrosły one na bazie wcześniejszych prac badawczych nad algorytmami wykorzystującymi jawne algorytmy całkowania równań ruchu [Bel2000a]. Jednymi z pierwszych prac w tej dziedzinie były prace Belytschki ze współautorami [Bel1973, Bel1976, Bel1977]. Sformułowania teoretyczne prezentowane w tych pracach zostały implementowane w programie numerycznym WHAMS [Hal1976]. Momentem przełomowym w rozwoju programów MES z jawnym całkowaniem równań ruchu było pojawienie się programu DYNA3D, którego pierwsza wersja powstała w Lawrence Livermore National Laboratory w roku 1976 [Hal1976]. Doświadczenia uzyskane podczas stosowania DYNA3D pokazały, że ze względu zarówno na efektywność, jak i dokładność rozwiązania wskazane jest stosowanie prostych liniowych sformułowań elementów. Elementy wyższego rzędu, obok znacznego kosztu obliczeniowego,

wprowadzały nierealistyczny szum numeryczny z powodu stosowania diagonalnej macierzy mas w zagadnieniach propagacji fal [Hal1998]. Program DYNA3D był nieustannie rozszerzany, jego kolejne wersje zawierały nowe modele materiałów, nowe algorytmy analizy kontaktu oraz nowe opcje pozwalające modelować nowe zagadnienia. Oryginalnym przeznaczeniem DYNA3D było modelowanie zjawisk związanych z zastosowaniami militarnymi, przede wszystkim symulacja obciążeń uderzeniowych pochodzących od wybuchów jądrowych i badanie odporności schronów podziemnych na obciążenia uderzeniowe. Z czasem znaczny wysiłek został włożony w rozwinięcie możliwości zastosowań cywilnych, takich jak np. numeryczne badanie wytrzymałości pojazdów na zderzenia (*ang.* crashworthiness) oraz symulacja procesów przeróbki plastycznej [Hal1987]. Jednym z głównych zastosowań stała się symulacja procesów kształtowania blach. Do 1988 r. DYNA3D był programem ogólnie dostępnym (*ang.* public domain). W 1988 r. na jego bazie główny twórca programu J. Hallquist rozpoczął rozwijanie programu komercyjnego LS-DYNA, który jest do dzisiaj jednym z najważniejszych programów MES wykorzystujących jawny schemat rozwiązania [Hal1998]. Program DYNA3D jest w dalszym ciągu rozwijany w Lawrence Livermore National Laboratory i został wzbogacony o liczne nowe możliwości [Dyn1999]. Ogólnie dostępna wersja programu DYNA3D stała się podstawą do rozwoju innych programów komercyjnych MES wykorzystujących jawne całkowanie względem czasu takich, jak PAM-CRASH/PAM-STAMP [Pam1997, Pam2000], MSC Dytran [Msc2008], RADIOSS [Rad2000], które należą do najważniejszych programów na rynku oprogramowania inżynierskiego. Rozwój tych programów został zainicjowany w drugiej połowie lat osiemdziesiątych. Pierwszym krokiem w rozwoju programu PAM-CRASH firmy ESI była pomyślna analiza wytrzymałości uderzeniowej Volkswagena Polo w 1985 r. Pierwsza wersja programu RADIOSS pojawiła się w roku 1986. Sukces rynkowy programów MES opartych na jawnym schemacie całkowania równań ruchu zachęcił niektórych producentów standardowego oprogramowania MES, opartego na niejawnym schemacie rozwiązania, do stworzenia wersji swojego oprogramowania wykorzystującego jawne schematy, w ten sposób powstał Dytran [Msc2008] i Abaqus Explicit [Aba2003], którego pierwsza wersja pojawiła się w roku 1991. W 1990 r. w CIMNE w Barcelonie został zainicjowany rozwój oprogramowania Simpack/Stampack. Początkowo program zastosowano do obliczenia wytrzymałości uderzeniowej nadwozi autobusów. Następnym zastosowaniem była symulacja procesów tłoczenia blach. Początkowo program był tworzony w języku Fortran 77, w drugiej połowie lat dziewięćdziesiątych oprogramowanie zostało całkowicie przeprogramowane na język Fortran 90/95, dzięki czemu możliwe było wprowadzenie wielu nowoczesnych elementów programowania, takich jak np. obiektowość. W programie zostało wprowadzonych wiele nowych sformułowań teoretycznych. Główny nacisk w tamtym okresie położono na rozwój możliwości symulacji wieloetapowych procesów kształtowania blach [Roj1998, Oña1995]. W celu efektywnego modelowania blachy w tłoczeniu blach został implementowany efektywny element powłokowy bez obrotowych stopni swobody [Roj1999]. Ponadto opracowano specjalny algorytm do symulacji okrawania wytłoczki i wycinania otworów. Stwierdzono, że w symulacji sprężynowania powrotnego następującego po usunięciu wytłoczki z prasy, zastosowanie sformułowania jawnego nie jest efektywne. Optymalne rozwiązanie daje połączenie modelu numerycznego jawnego w symulacji tłoczenia z niejawnym modelem numerycznym procesu sprężynowania powrotnego. W programie Stampack implementowano niejawną analizę dla analizy sprężynowania powrotnego [Roj1998a]. Wprowadzono również specjalne algorytmy całkowania względem czasu stabilizujące liniowe elementy czworościenne [Zie1998]. Z jawnym rozwiązaniem równań ruchu dla zagadnienia dynamicznego zostało sprzężone rozwiązanie problemu termicznego, również wykorzystujące jawne całkowanie względem czasu [Roj1998, Roj2001]. Dzięki implementacji wymienionych algorytmów program Stampack stał się jednym z niewielu programów, który jest w stanie analizować złożone problemy tłoczenia blach. Wyniki uzyskane za jego pomocą dorównują, a nawet przewyższają dokładnością, wyniki uzyskane za pomocą innych uznanych programów komercyjnych [Leej1996, Gel1999].

Obecnie programy metody elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu są nie kwestionowanym narzędziem projektowania inżynierskiego w takich dziedzinach jak modelowanie

konstrukcji poddanych obciążeniom uderzeniowym, zarówno konstrukcji budowlanych, jak i pojazdów mechanicznych oraz konstrukcji lotniczych. Inną ważną dziedziną zastosowań przemysłowych jest symulacja procesów przeróbki plastycznej, głównie procesów tłoczenia blach. W tej dziedzinie programy te są nie tylko efektywne, ale dają bardzo dokładne wyniki. Mimo, że obecnie wzrosły możliwości programów niejawnych w zastosowaniu do złożonych problemów tłoczenia blach, dzięki zweryfikowanej dokładności wyników, uzyskiwanych za pomocą programów jawnych, ich pozycja w zastosowaniu do tłoczenia jest na pewno niezagrożona. Chociaż ogólne podstawy teoretyczne sformułowania jawnego metody elementów skończonych są już dokładnie zbadane, wciąż trwają prace badawcze nad ulepszeniem i rozwojem algorytmów numerycznych, wprowadzeniem nowych sformułowań elementów i nowych modeli konstytutywnych. Nowe wymagania pojawiają się w związku z wprowadzaniem nowych materiałów i nowych procesów technologicznych.

W niniejszej rozprawie zostaną przedstawione oryginalne prace autora nad algorytmami umożliwiającymi symulację złożonych procesów walcowania gwintów. Autor, począwszy od 2001 roku, brał udział w rozwoju aplikacji do symulacji procesu walcowania gwintów przystosowanej do systemu ANSYS, wykorzystującej jawne całkowanie równań ruchu. Autor zaprojektował strukturę aplikacji umożliwiającą wszechstronne modyfikacje modelu w trakcie analizy, dzięki czemu możliwe jest modelowanie procesów walcowania, w których następują zmiany powierzchni kontaktowych, położenia śruby i warunków brzegowych kinematycznych i obciążeniowych. Opracowany i zaimplementowany nowy model materiałowy pozwala uwzględnić historię procesu, w tym również symulację odsprężynowania powrotnego.

13.7. Modelowanie zagadnienia kontaktowego

Pierwsze rozwiązania zagadnienia kontaktu dla ciał sprężystych miały miejsce w latach 80-tych ubiegłego stulecia. Wynikły one z ich zastosowania w wyjaśnianiu zjawisk występujących podczas przenoszenia obciążeń przez konstrukcje inżynierskie oraz przez części maszynowe w warunkach wzajemnej współpracy. Prace te zostały podjęte przez Hertza [Hert1981] i Boussinesqua [Bou1985]. Z kolei prace Prandtla [Pran1920, Pran1923] z lat dwudziestych docenia się ze względu na ich dużą przydatność w analizie procesów obróbki plastycznej metali. Zagadnieniom mechaniki kontaktu poświęcone są również prace Johnsona [Johk1985] i Kalkera [Kal1967, Kal1979].

Kontakt ciał może następować poprzez stykanie, ślizganie się, toczenie lub zderzenie. Z taką różnorodnością wiążą się zagadnienia kontaktu statycznego, quasi-statycznego oraz dynamicznego. Powierzchnie styku są powierzchniami o zależnościach prosto lub krzywoliniowych (nacisk stemplem płaskim lub wypukłym). Kształty ciał odpowiadają powierzchniom walcowym (koła), kulistym (łożyska), ewolwentowym (koła zębate), spiralnymi (gwinty), itp. Ciała na siebie oddziałujące mogą być ciałami gładkimi lub chropowatymi, co warunkuje brak występowania tarcia lub plastycznej adhezji w obszarze kontaktu. Ciała odkształcające się posiadają także różne własności wytrzymałościowe, odpowiadające ciałom sprężystym, lepkiemu, bądź ich kombinacjom. Z właściwościami ciał i wielkością oraz prędkością deformacji wiąże się nieliniowa postać związków fizycznych określających podstawowe wielkości charakteryzujące mechanikę kontaktu. Mechanika ta dotyczy nie tylko mechaniki powierzchni, gdzie bada się obszary styku, w tym naciski, temperaturę, czy topografię powierzchni, jak również ściśle związanej z nią mechaniki ciała odkształcalnego, dla którego badane są: wyężenie materiału, rozkłady odkształceń, naprężeń, obszary deformacji sprężystych i plastycznych, obszary zniszczenia i inne.

Analiza stanów przemieszczenia, odkształcenia i naprężenia jest problemem podstawowym, a ich znajomość (zarówno dla zagadnień płaskich, jak i przestrzennych) stwarza szerokie możliwości opisu zjawisk fizycznych, zachodzących podczas wzajemnego oddziaływania ciał. Szczególnie istotną i praktyczną grupą zagadnień jest zagadnienie kontaktu między ciałem odkształcalnym lepko-plastycznie (przedmiotem) a ciałem o znacznie większej twardości (narzędziem). Problemy te mają szerokie zastosowanie w procesach technologicznych obróbki plastycznej. W procesie kontaktu narzędzia z przedmiotem może wystąpić różny stopień deformacji. Odmiernym sztywnością ciał o właściwościach sprężysto/lepko-plastycznych

odpowiadają różne stany odkształcenia w procesach obróbki oraz różna odporność na lokalne odkształcenia trwałe, umiejscowione głównie w obszarze ich styku. Stanom małych i pomijalnych odkształceń sprężystych narzędzia towarzyszą odkształcenia sprężysto/lepko-plastyczne lub zaawansowane odkształcenia lepko-plastyczne przedmiotu.

Opisane zjawiska towarzyszą obróbce plastycznej przedmiotu poprzez nagniatanie i walcowanie. W literaturze podejmowana jest różnorodna problematyka naukowo-badawcza związana z kontaktem w procesie nagniataniem. Szczególny nacisk kładzie się na następujące zagadnienia: struktura geometryczna powierzchni przedmiotu po obróbce poprzedzającej [Kuk1994], mechanizm odkształcenia nierówności w procesie nagniatania [Kuk1994], trwałość narzędzia, stan obciążenia w czasie nagniatania [Kol1965, Kuk1994], stan prędkości przemieszczenia i prędkości odkształcenia materiału warstwy wierzchniej w czasie nagniatania [Kuk1994] oraz pole obszarów kontaktu elementu nagniatającego z przedmiotem [Col1978, Jez1989, Jez1991, Kuk1989, Kuk1994, Prz1979, Prz1987]. Nowoczesne metody modelowania procesu nagniatania, wykorzystujące mechanikę kontaktu, zawierają prace [Prz1979, Prz1987, Ska1979, Ska1985, Ska1986].

W niniejszej rozprawie dla potrzeb modelowania i symulacji procesu walcowania gwintów opracowano przyrostowy model kontaktu ruchomego ciała sprężysto/lepko-plastycznego charakteryzowanego mieszanym modelem wzmocnienia, dla stanów przestrzennych (3D), z uwzględnieniem anizotropowego tarcia oraz zjawisk przylegania i poślizgu materiału. Model ten jest wykorzystywany do wariacyjnego sformułowania zagadnienia kontaktowego z metodą elementów skończonych [Kuk2002d]. Pozwala to następnie analizować i symulować zagadnienie kontaktowe na drodze numerycznej [Kuk2002b, Kuk2002c, Kuk2005, Kuki2006a, Kuki2006b, Kuki2007, Kuki2008b, Kuki2008e, Mró1966].

14. Wnioski z dotychczasowego stanu badań

- 1) Mimo wielu lat rozwoju metod analizy procesu walcowania gwintów sprężysto/lepko-plastycznych można zauważyć, w niektórych pracach znaczne uproszczenia. Zwykle dotyczy to wprowadzenia istotnych uproszczeń w stosowanym modelu teoretycznym procesu, materiału oraz obciążenia. Najczęściej pomija się wpływ dynamicznych właściwości materiałowych (wpływ prędkości odkształcenia plastycznego) oraz historię odkształceń i prędkości odkształceń. Stosuje się nieadekwatne do problemu metody analizy nieliniowej, brak jest weryfikacji stosowanych modeli teoretycznych oraz oceny uzyskanych rozwiązań.
- 2) Dokładność obliczeń numerycznych zależy między innymi od dokładności opisu własności mechanicznych obrabianych materiałów. Istniejące metodyki sporządzania tzw. krzywej umocnienia są mało dokładne. Dlatego też konieczne jest opracowanie nowej metodyki opartej na metodzie elementów skończonych.
- 3) Złożoność zjawisk fizycznych oraz duża liczba czynników występujących w procesie jest przyczyną trudności w opracowaniu uniwersalnych modeli teoretycznych zależności pomiędzy jakością technologiczną gwintu a warunkami walcowania.
- 4) Nowoczesne metody planowania eksperymentu oraz statystycznego opracowania wyników pozwalają na opracowanie modelu matematycznego obiektu badań w postaci funkcji regresji. Jednak model ten jest zasadny tylko dla identycznych jak podczas badań warunków obróbki. Powoduje to konieczność przeprowadzenia skomplikowanych i kosztownych optymalizacyjnych badań eksperymentalnych odmiennie dla każdego rodzaju gwintu, rodzaju użytego materiału oraz geometrii półwyrobu i narzędzi.
- 5) Wysoka jakość gwintu wymaga od technologa precyzyjnego opracowania procesu technologicznego walcowania, z uwzględnieniem wszystkich istotnych czynników, od których zależy produkt finalny oraz prawidłowego zaprojektowania narzędzi do tego procesu.
- 6) Proces walcowania gwintów jest geometrycznie i fizycznie nieliniowym zagadnieniem brzegowo-początkowym. W procesie występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie

i przestrzeni warunki brzegowe, które nie są znane w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem. Modelowanie procesu walcowania wymaga zastosowania nowoczesnych metod opartych na sformułowaniu wariacyjnym w uaktualnionym opisie przyrostowym Lagrange'a oraz nowoczesnych metod analizy. Nieznajomość warunków brzegowych w obszarach kontaktu narzędzia z półwyrobem wymaga stosowania specjalnych, nieliniowych modeli zagadnienia kontaktowego oraz opracowania efektywnych metod ich rozwiązania.

- 7) Brak jest podstaw teoretycznych procesu walcowania gwintów oraz efektywnych algorytmów numerycznych pozwalających teoretycznie obliczać stany odkształceń, naprężeń, nacisków, sił tarcia itd. w dowolnej chwili realizacji procesu walcowania, z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej. Istniejące wzory teoretyczno-doświadczalne, w celu określenia stanów przemieszczeń, odkształceń, naprężeń, wymagają przeprowadzenia kosztownych i skomplikowanych badań eksperymentalnych. Natomiast niemożliwe jest określenie stanów sił nacisku i tarcia oraz obszarów przylegania w strefach kontaktu walców z przedmiotem, dla różnych warunków smarowania.
- 8) Aktualnie brak jest metodyki obliczeń lub systemu eksperckiego doboru optymalnych warunków walcowania gwintów w aspekcie jakości wyrobu lub symulacji wpływu wybranych warunków technologicznych walcowania na jakość gwintu. Posiadanie takiego systemu pozwoli prognozować jakość technologiczną gwintu już na etapie projektowania technologii.
- 9) W literaturze dotyczącej procesów walcowania gwintów brak jest informacji na temat walcowania gwintów łukowych o dużym skoku na rurach o dużej długości.

15. Hipoteza, teza i cele pracy

Przedstawiona analiza aktualnego stanu wiedzy w zakresie tematu pozwoliła na sformułowanie hipotezy i tezy pracy:

Hipoteza

Uwzględnienie nieliniowości procesu walcowania zapewni wzrost dokładności obliczeń jakości technologicznej gwintów o zarysach trapezowych i łukowych. Zwiększenie dokładności obliczeń parametrów geometrycznych i fizycznych gwintu jest szczególnie istotne w przypadku analizy procesu walcowania gwintów wykonanych ze stali o silnie nieliniowych właściwościach lepkoplastycznych.

Teza

Prognozowanie zarysu oraz właściwości fizycznych gwintów trapezowych i łukowych walcowanych może nastąpić na podstawie analiz stanu odkształceń i naprężeń w strefie obróbki, przy wykorzystaniu opracowanego modelu symulacji komputerowej. Wyniki symulacji mogą być podstawą do opracowania nowych konstrukcji narzędzi do walcowania gwintów.

Naukowymi celami głównymi rozprawy są:

1. Opracowanie naukowych podstaw procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowych i łukowych z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej oraz opracowanie algorytmów numerycznych wykorzystujących jawne i niejawne całkowanie równań ruchu względem czasu. Opracowanie takiego modelu jest niezbędne do kompleksowej analizy zjawisk fizycznych zachodzących podczas walcowania. Duży nacisk położono na modelowanie procesu walcowania gwintów z uwzględnieniem rzeczywistych warunków takich jak: dynamiczne warunki realizacji, nieliniowości, warunki tarcia, sztywność kontaktowa i postaciowa itp.
2. Opracowanie zaleceń dotyczących sposobu modelowania procesu walcowania gwintów trapezowych i łukowych ze szczególnym ukierunkowaniem na zmniejszenie liczby stopni swobody modelu numerycznego przy zapewnieniu zbieżności wyników obliczeń dla

maksymalnych wartości naprężeń i odkształceń w warstwie wierzchniej gwintu. W powyższym sensie model obliczeniowy rozumiany będzie jako – **model efektywny**.

3. Implementacja modeli i algorytmów w komercyjnym systemie komputerowym np. ANSYS oraz zastosowanie w analizie praktycznych problemów inżynierskich np. poznanie procesów mechanizmu plastycznego płynięcia, zmian zarysu gwintu, występujących odkształceń sprężystych, lepkich i plastycznych, pól naprężeń, stanowi podstawę do określenia sił i mocy walcowania oraz opisu jakości technologicznej gwintu, a więc pośrednio również jego jakości użytkowej.

Celami dodatkowymi są:

- 1) Opracowanie uniwersalnego modelu matematycznego procesu walcowania na zimno gwintów o zarysach trapezowym i łukowym, w ujęciu metody elementów skończonych, sformułowanego w przyrostach, w uaktualnionym opisie Lagrange'a.
- 2) Opracowanie modelu komputerowego procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym oraz jego aplikacji w komercyjnym systemie np. ANSYS.
- 3) Opracowanie nowej metodyki wyznaczania krzywej umocnienia i estymacja parametrów modelu materiałowego dla wybranych rodzajów i gatunków stali, z wymaganą dokładnością.
- 4) Wyjaśnienie wpływu wybranych warunków technologicznych walcowania na zarys gwintu, dokładność wymiarowo-kształtową oraz stan odkształceń i naprężeń w gwincie.
- 5) Opracowanie nowej technologii walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach o dużej długości.

W związku z tym, niniejsza rozprawa w znacznej części dotyczy opracowania modelu fizycznego procesu walcowania gwintów, a następnie - modelu matematycznego oraz algorytmów rozwiązań otrzymanych układów równań dyskretnych wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi. Proces walcowania na zimno rozpatrzono jako geometrycznie i fizycznie nieliniowe zagadnienie brzegowo-początkowe, w którym występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe. Przy czym warunki te nie są znane w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem. Opracowano algorytm i aplikacje w środowisku ANSYS do symulacji procesu oraz obliczeń stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w gwincie. Wyjaśniono wpływ parametrów zarysu powierzchni roboczej rolek i warunków tarcia na stan przemieszczenia, odkształcenia i naprężeń w gwincie. Są to zagadnienia niezbędne dla właściwego projektowania i sterowania tym złożonym procesem obróbki.

Aby sprawdzić ważność postawionej hipotezy oraz udowodnić tezę, zrealizowano sześć następujących etapów:

- Etap 1.** Badania rozpoznawcze uzasadniające celowość wprowadzenia plastycznego kształtowania regularnych, symetrycznych nierówności trójkątnych, jako nowej operacji poprzedzającej nagniatanie powierzchniowe.
- Etap 2.** Badania modelowe procesu plastycznego kształtowania zarysu gwintu w celu wyjaśnienia mechanizmu plastycznego płynięcia materiału dla różnych współczynników tarcia w obszarze kontaktu i różnych zarysów powierzchni czynnej rolek.
- Etap 3.** Opracowanie przyrostowych równań konstytutywnych charakteryzujących fizycznie nieliniowy materiał przedmiotu i różne mechanizmy jego umocnienia oraz różne warunki i fazy realizacji procesu walcowania.
- Etap 4.** Opracowanie przyrostowego modelu procesu walcowania gwintów w uaktualnionym opisie Lagrange'a, przy wykorzystaniu metody wariacyjnej i metody elementów skończonych (MES) oraz jawnych algorytmów całkowania równań ruchu.
- Etap 5.** Implementacja modeli i algorytmów w autorskiej aplikacji w systemie ANSYS oraz symulacja komputerowa procesu plastycznego kształtowania zarysu gwintu.
- Etap 6.** Eksperymentalne badania weryfikujące poprawność wyników analiz numerycznych.

Rozdział III

RÓWNANIA KONSTYTUTYWNE DLA MATERIAŁU SPRĘŻYSTO/LEPKO-PLASTYCZNEGO Z UMOCNINIEM MIESZANYM

Ze względu na wysokie koszty ponoszone przy wdrażaniu nowych technologii obróbki plastycznej lub wzrostu jej efektywności lub poprawy jakości wyrobów itp., istnieje ciągła potrzeba poszukiwania bardziej efektywnych metod ich projektowania. W krajach Unii Europejskiej i w USA obserwuje się proces stopniowego wypierania tradycyjnych (empirycznych) metod modelowania przez metody numeryczne. Proces ten jest w znacznym stopniu stymulowany koniecznością wprowadzania nowych materiałów stosowanych w konstrukcji narzędzi do walcowania gwintów, jak również ciągłym wzrostem prędkości (wydajności) procesów walcowania, wpływającego na trwałość narzędzi i jakość gwintu. Właściwe projektowanie procesu technologicznego walcowania gwintów jest trudne ze względu na dużą liczbę czynników, które determinują zachowanie materiału przedmiotu obrabianego podczas procesu walcowania, decydujących o jakości gwintu. W metodach numerycznych zasadniczą kwestią jest wybór lub opracowanie odpowiedniego modelu konstytutywnego, definiującego odpowiedź układu poddanego działaniu obciążeń technologicznych. Obecnie inżynierowie dysponują efektywnymi narzędziami w postaci komercyjnych programów metody elementów skończonych (MES), które pozwalają na modelowanie i analizę różnych procesów technologicznych. Wykorzystanie gotowego oprogramowania, przy uwzględnieniu nieliniowości geometrycznych i materiałowych, wymaga jednak dużej wiedzy w zakresie mechaniki ciał odkształcalnych i mechaniki kontaktu. Konieczne jest zatem opracowanie nowych, adekwatnych modeli matematycznych opisujących zachowanie się materiałów w różnorodnych, złożonych obciążeniach wynikających z warunków obróbki oraz ich implementacja w komercyjnych programach MES.

Równania konstytutywne są to zależności pomiędzy tensorem odkształcenia i odpowiednim tensorem naprężenia. Są to równania zwane również modelem materiałowym [Kle1985, Bat1996]. W niniejszej rozprawie przyjęto założenie, że materiał w trakcie walcowania gwintów ulega odkształceniom sprężystym, lepkiemu i plastycznemu oraz dodatkowo umacnia się nieliniowo. Jest to zatem ciało sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepko-plastyczne z umocnieniem nieliniowym (w zakresie odkształceń nieodwracalnych) - skrót: ciało E/VP. Pominęto natomiast odkształcenia termiczne traktując proces walcowania gwintów na zimno jako proces izotermiczny. Wówczas model materiałowy ciała E/VP zawiera:

- model odkształceń sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP),
- model naprężeń sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP),
- model translacji sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP),
- model dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiał gwintu w funkcji odkształceń i prędkości odkształceń.

Tak opracowany model materiałowy charakteryzuje fizycznie nieliniowy, izotropowy ośrodek ciągły, przy założeniu wzmocnienia mieszanego oraz możliwości występowania w nim odkształceń sprężystych, lepkich i plastycznych (ciało E/VP).

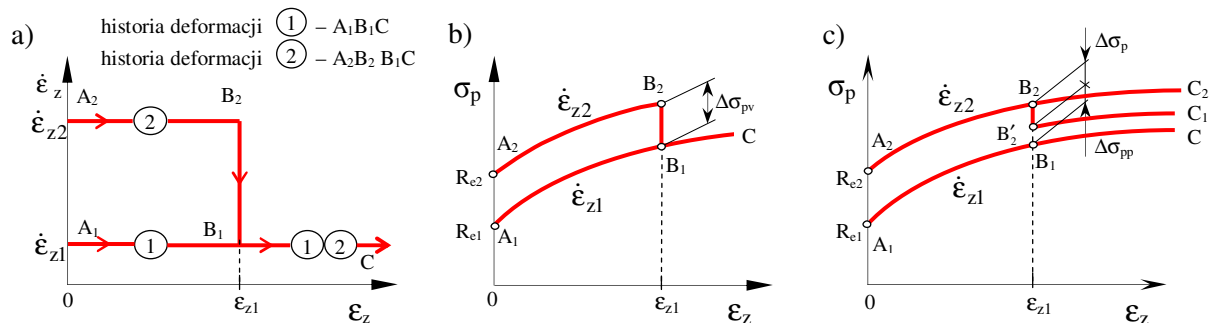
Zastosowanie komputerowych metod matematycznego modelowania i projektowania procesu walcowania wymaga poprawnego doboru funkcji do opisu dynamicznego naprężenia uplastyczniającego. Zawarte w bazach danych charakterystyki technologicznej plastyczności muszą

spełniać warunek poprawnego opisu naprężenia uplastyczniającego σ_p i odkształcenia granicznego ε_g dla warunków przebiegu odkształcenia odpowiadających zakresowi rzeczywistych wartości lokalnych parametrów opisujących warunki i przebieg odkształcenia dla całej objętości odkształcanego ciała [Gro2005].

W omawianym procesie technologicznym występują nieliniowości geometryczna i fizyczna, a przebieg zjawisk fizycznych zależy nie tylko od aktualnej wartości zmiennych, z których najważniejszymi są: odkształcenie zastępcze ε_z i zastępcza prędkość odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z$, ale także od historii: odkształcenia h_ε i prędkości odkształcenia $h_{\dot{\varepsilon}}$ [Erb1981] (rys. 3.1):

$$\sigma_p = \sigma_p(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z, h_\varepsilon, h_{\dot{\varepsilon}}). \quad (3.1)$$

Wynika stąd konieczność opracowania modelu naprężeń uplastyczniających, w którym materiał będzie traktowany jako ciało w którym występują odkształcenia sprężyste, lepkie i plastyczne, z nieliniowym wzmocnieniem. Ponadto równania muszą uwzględniać zależność naprężenia od historii odkształcenia, prędkości odkształcenia i zmian struktury materiału, za pomocą parametrów strukturalnych oraz równań opisujących zmiany tych parametrów, zwanych równaniami ewolucji [Mar1985].



Rys. 3.1. Historia deformacji (a) oraz krzywe naprężeń uplastyczniających dla materiałów niezależnych od historii deformacji (b) i zależnych od historii deformacji (c)

Związki konstytutywne stosowane najczęściej do rozwiązywania zagadnień brzegowych, opisujących zachowanie materiału w procesie walcowania, uwzględniają jedynie sprężyste i/lub sztywno-plastyczne własności materiału, bez umocnienia oraz z pominięciem historii odkształcenia i historii prędkości odkształcenia. Tymczasem przy dużych wartościach obciążeń pojawiają się również nieliniowe odkształcenia plastyczne, które generowane są natychmiastowo, gdyż nie zależą one od prędkości obciążenia a jedynie od jego intensywności. Jednoczesne uwzględnienie efektów związanych z uplastycznieniem i lepkością materiałów pozwala na analizę zjawisk zachodzących w materiale gwintu w szerokim zakresie intensywności obciążeń i ich prędkości oraz ich historii.

W rozdziale przedstawiono sformułowania modeli konstytutywnych materiałów implementowanych przez autora w programach numerycznych i wykorzystywanych w modelowaniu stanów deformacji i naprężeń w gwincie. Przedstawione modele konstytutywne dla ośrodka ciągłego mogą być stosowane do opisu dużych deformacji metali w zakresie sprężystym i niesprężystym, z uwzględnieniem efektu wzmocnienia mieszanego po przekroczeniu granicy plastyczności. Na początku rozdziału omówiono sformułowanie modelu dla odkształceń sprężysto-plastycznych metali. W opisie kinematyki odkształceń wykorzystano addytywny rozkład tensora odkształceń składowych. Opracowano przyrostowy model naprężeń uplastyczniających z uwzględnieniem historii odkształceń i historii prędkości odkształceń. Podano zależności na chwilowe naprężenia uplastyczniające oraz metodyki estymacji stałych w tych modelach. Wartości stałych identyfikowano w badaniach eksperymentalnych w próbach jednoosiowego ściskania tworzywa modelowego oraz rozciągania próbek wykonanych z przykładowych gatunków stali (C45, S235JR i 11SMn30). W końcowej części rozdziału przedstawiono dyskusję wyprowadzonych modeli oraz

przedstawiono sposób wykorzystania tych równań do otrzymywania rozwiązań szczególnych, dla materiałów charakteryzujących się izotropowym lub kinematycznym modelem wzmocnienia, materiałów nielepkich i procesów statycznych oraz procesów czynnych i biernych. Algorytm całkowania związków fizycznych został zaimplementowany w równaniach ruchu obiektu (rozdz. pkt26.5) oraz w opracowanych aplikacjach w ramach komercyjnego oprogramowania MES – systemy ANSYS/Multiphysic i LS-Dyna (rozdz. VII, pkt. 35.1).

16. Modele matematyczne ciała sprężysto/lepko-plastycznego z umocnieniem mieszanym

Dla ogólności rozważań przyjęto model materiału wykazującego własności sprężyste, lepkie i plastyczne, z mieszanym modelem umocnienia. Przyjęta zasada dekompozycji naprężeń i odkształceń może być przedstawiona za pomocą odpowiednich schematów reologicznych. Tensor całkowitych odkształceń rozkładamy na część sprężystą, lepką i plastyczną. Odkształcenia sprężyste są odwracalne, podczas gdy lepkie i plastyczne nie znikają po zdjęciu obciążenia. Odkształcenia lepkie i plastyczne są sprzężone i mogą być rozpatrywane łącznie. Założono, że dla części sprężystej obowiązuje liniowy związek Hooke’a, natomiast część lepko-plastyczna jest wyznaczona z prawa płynięcia stowarzyszonego z nieliniowym warunkiem plastyczności Hubera-Misesa-Hencky’ego (HMH).

16.1. Model matematyczny przyrostu odkształceń całkowitych

Podstawowym założeniem do sformułowania równania konstytutywnego na przyrost odkształcenia całkowitego ciała E/VP (walcowanie na zimno) jest przyjęcie addytywności przyrostów odkształceń składowych. Założenie to pozwala na oddzielne rozpatrzenie równań opisujących poszczególne rodzaje odkształceń. Następnie, wykorzystując jawne postacie tych równań można wyprowadzić równanie na przyrost odkształcenia całkowitego. Przyrosty odkształceń składowych wyznaczono wykorzystując definicję przyrostu dowolnej funkcji według wzoru 5.2.

Składowe $\Delta\varepsilon_{ij}$ tensora ΔT_e przyrostu odkształceń całkowitych, dla ciała E/VP, określa wzór:

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^{(E)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(V)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}, \quad (3.2)$$

gdzie $\Delta\varepsilon_{ij}^{(E)}, \Delta\varepsilon_{ij}^{(V)}, \Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}$ są składowymi tensora przyrostu odkształceń sprężystych, lepkich i plastycznych.

Ze względu na sprzężenia efektów odkształceń lepkich i plastycznych, odkształcenia te będą dalej rozpatrywane jako odkształcenia lepko-plastyczne, zatem ich składowe wynoszą:

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta\varepsilon_{ij}^{(V)} + \Delta\varepsilon_{ij}^{(P)}. \quad (3.3)$$

W celu otrzymania jawnej postaci wzoru (3.2) należy wyprowadzić modele konstytutywne na przyrosty odkształceń składowych.

Składowe tensora przyrostu odkształceń sprężystych wyznaczono z prawa Hooke’a otrzymując:

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{(E)} = D_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta\sigma_{kl}, \quad (3.4)$$

gdzie $D_{ijkl}^{(E)}$ są składowymi tensora $\mathbf{D}^{(E)}$, który jest odwrotnością tensora Hooke’a $\mathbf{C}^{(E)}$ charakteryzującego właściwości sprężyste materiału, o składowych [Fun1969]:

$$C_{ijkl}^{(E)} = \lambda \cdot \delta_{ij} \cdot \delta_{kl} + \mu \cdot (\delta_{ik} \cdot \delta_{jl} - \delta_{il} \cdot \delta_{jk}), \quad (3.5)$$

w którym λ i μ są stałymi Lamego, δ_{ij} jest deltą Kroneckera.

Natomiast składowe tensora przyrostu odkształceń lepko-plastycznych wyprowadzono wykorzystując założenia i definicje. Podstawiając do równania różnicowego oraz uwzględniając zależności [Kuki2008a]:

$$\Delta S_{ij} = C_{ijkl}^E \cdot (\Delta \epsilon_{kl} - \Delta \epsilon_{kl}^{(VP)}), \quad (3.6)$$

$$\Delta \alpha_{ij} = \tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \Delta \lambda \cdot \tilde{S}_{ij}, \quad (3.7)$$

$$\Delta \epsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial S_{ij}} = \Delta \lambda \cdot \tilde{S}_{ij}, \quad (3.8)$$

$$I_{ij} \cdot \Delta \alpha_{ij} = \tilde{C} \cdot \Delta \lambda \cdot \tilde{S}_{ij} \cdot \tilde{S}_{ij} = \frac{2}{3} \cdot \tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}), \quad (3.9)$$

otrzymuje się następujące równanie:

$$\begin{aligned} \tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^E \cdot (\Delta \epsilon_{kl} - \Delta \lambda \cdot \tilde{S}_{kl}) - \frac{2}{3} \cdot \tilde{C} \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2 - \frac{4}{9} \cdot \Delta \lambda \cdot \sigma_p^2 \cdot E_T + \\ - \frac{2}{3} \cdot [{}^t \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})] \cdot \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\epsilon}_z^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)} = 0. \end{aligned} \quad (3.10)$$

Rozwiązując równanie (3.10) względem funkcji skalarnej $\Delta \lambda$ (mnożnik Lagrange'a) otrzymuje się następujący wzór dla obciążeń złożonych:

$$\begin{aligned} \Delta \lambda = \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \epsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\epsilon}_z^{(VP)}} \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\epsilon}_z^{(VP)}} \right)} = \\ = \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \epsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} = \\ = \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \epsilon_{kl} - A}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)}, \end{aligned} \quad (3.11)$$

gdzie:

- $A = \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{E}_T \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z$ jest skalarą,
- $\tilde{C}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})$ jest parametrem materiałowym określającym składowe $\Delta \alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji $\Delta \mathbf{T}_\alpha$,
- $\epsilon_{ij}^{(E)}$ jest skumulowaną składową tensora odkształceń sprężystych w chwili t ,
- $E_T = \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\epsilon}_z^{(VP)}}$ jest chwilowym modułem umocnienia materiału,
- $\dot{E}_T = \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\epsilon}_z^{(VP)}}$ określa wrażliwość materiału na prędkość odkształceń,
- $\sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})$ są dynamicznymi naprężeniami materiału w chwili t .

Przyrost odkształceń lepko-plastycznych wyznaczono ze stowarzyszonego z warunkiem plastyczności prawa płynięcia o postaci:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}}, \quad (3.12)$$

gdzie \tilde{S}_{ij} są składowymi zredukowanego dewiatora naprężeń \tilde{D}_σ i mają postać: $\tilde{S}_{ij} = S_{ij} - \alpha_{ij}$, w którym S_{ij} są składowymi dewiatora naprężeń $\mathbf{D}_\sigma = \mathbf{T}_\sigma - \mathbf{A}_\sigma$, α_{ij} są składowymi tensora translacji \mathbf{T}_α , $\Delta \lambda$ jest przyrostem funkcji skalarnej, tzw. mnożnika Lagrange'a, zależnym od: odkształceń, naprężeń, prędkości odkształceń na początku kroku oraz od przyrostu odkształceń, przyrostu prędkości odkształceń, przyrostu naprężeń.

Po podstawieniu do wzoru (3.12) zależności (3.11) oraz po obliczeniu pochodnej cząstkowej $\frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}}$ z nieliniowego warunku plastyczności:

$$\frac{\partial f}{\partial \tilde{S}_{ij}} = \frac{\partial}{\partial \tilde{S}_{ij}} \left[\frac{1}{2} \cdot \tilde{D}_{ij} \cdot \tilde{D}_{ij} - \frac{1}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \right] = \tilde{S}_{ij}, \quad (3.13)$$

otrzymuje się następujący wzór na przyrost składowych tensora odkształceń lepko – plastycznych:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)} &= \Delta \lambda \cdot \tilde{S}_{ij} = \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - A}{\tilde{S}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} \cdot \tilde{S}_{ij} = \\ &= \tilde{S}_{ij}^* \cdot \tilde{S}_{kl} \cdot \mathbf{C}_{klmn}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{mn} - A \cdot \tilde{S}_{ij} = \tilde{S}^{**} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**}, \end{aligned} \quad (3.14)$$

gdzie zastosowano następujące oznaczenia zastępcze:

$$\tilde{S}^{**} = \tilde{S}_{ij}^* \cdot \tilde{S}_{mn} \cdot \mathbf{C}_{ijmn}^{(E)}, \quad (3.15)$$

$$\Delta \varepsilon_{ij}^{**} = -A \cdot \tilde{S}_{ij}^*. \quad (3.16)$$

We wzorach (3.14)÷(3.16) oznaczono:

$$\tilde{S}_{ij}^* = \frac{\tilde{S}_{ij}}{\tilde{S}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)}, \quad (3.17)$$

$$A = \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z, \quad (3.18)$$

gdzie $\dot{\mathbf{E}}_T = \frac{\partial \sigma_p}{\partial \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}}$, przy czym \tilde{S}^{**} i A są skalarami, natomiast \tilde{S}_{ij}^* i $\Delta \varepsilon_{ij}^{**}$ są składowymi tensorów.

Z kolei podstawiając wzór (3.14) do równania (3.2) otrzymano:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1}{1 - \tilde{S}^{**}} (\Delta \varepsilon_{ij}^{(E)} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**}). \quad (3.19)$$

Natomiast po podstawieniu do wzoru (3.19) zależności (3.4) oraz (3.16)÷(3.18) otrzymano następującą postać modelu na składowe przyrostu odkształcenia całkowitego ciała E/VP:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \frac{1}{1 - \tilde{S}^{**}} \cdot \left(\mathbf{D}_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \sigma_{kl} - \frac{\frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})] \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z \cdot \tilde{S}_{ij}}{\tilde{S}_{ij} \cdot \mathbf{C}_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} \right). \quad (3.20)$$

16.2. Model matematyczny składowych tensora przyrostu naprężeń

W celu wyprowadzenia równania konstytutywnego wiążącego składowe przyrostu tensora naprężeń wypadkowych ze składowymi przyrostu tensorów odkształceń składowych, wykorzystuje się równanie odwrócone do równania (3.4), tj. równanie postaci:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl}^{(E)}. \quad (3.21)$$

Po wyznaczeniu ze wzoru (3.1) składowych przyrostu odkształceń sprężystych $\Delta \varepsilon_{ij}^{(E)}$ i podstawieniu do równania (3.21) otrzymano:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot (\Delta \varepsilon_{kl} - \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}) = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}. \quad (3.22)$$

gdzie przyrost odkształceń $\Delta \varepsilon_{kl}^{(VP)}$ określa wzór (3.14). Po podstawieniu do wzoru (3.22) zależności (3.14) otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{ij} &= C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot (\tilde{S}^{**} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \varepsilon_{ij}^{**}) = C_{ijkl}^{(E)} \cdot (1 - \tilde{S}^{**}) \cdot \Delta \varepsilon_{ij} - C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{ij}^{**} = \\ &= C_{ijkl}^{(E)*} \cdot \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \sigma_{ij}^*, \end{aligned} \quad (3.23)$$

gdzie zastosowano następujące oznaczenia zastępcze:

$$C_{ijkl}^{(E)*} = (1 - \tilde{S}^{**}) \cdot C_{ijkl}^{(E)}, \quad (3.24)$$

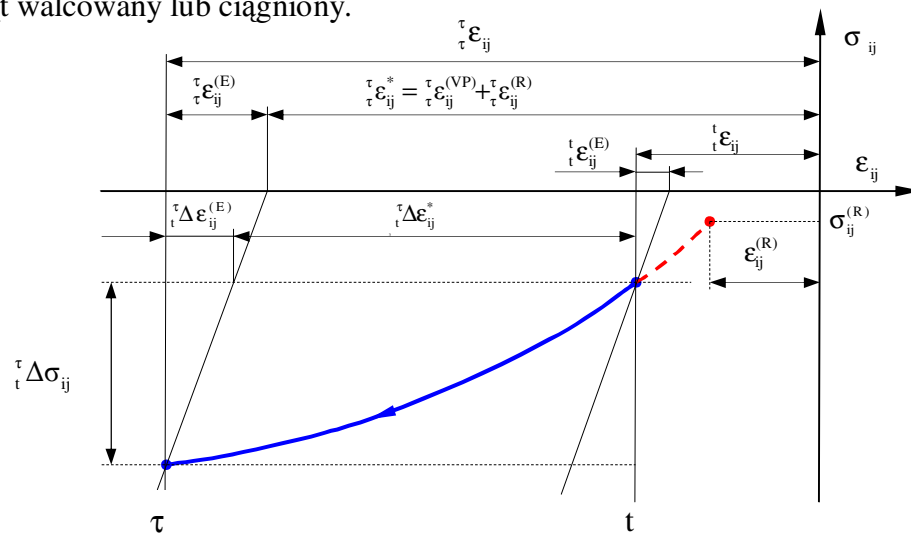
$$\Delta \sigma_{ij}^* = -C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{ij}^{**}, \quad (3.25)$$

Wzór (3.23) dla ciała E/VP można zapisać w następującej postaci pełnej:

$$\Delta \sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left(\Delta \varepsilon_{kl} - \frac{\tilde{S}_{kl} \cdot \left\{ \tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \Delta \varepsilon_{kl} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{E}_T^{(VP)} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \right\}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{C}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \right). \quad (3.26)$$

który jest wykorzystywany do wariacyjnego sformułowania równań ruchu obiektu (pkt. 26).

Geometryczną interpretację składowych poszczególnych tensorów naprężeń i odkształceń oraz ich przyrostów zobrazowano na rysunku 3.2. Opracowany model uwzględnia również stan odkształceń ($\varepsilon_{ij}^{(R)}$) i naprężeń ($\sigma_{ij}^{(R)}$) w półwyrobie po obróbkach poprzedzających lub stan dostawy z huty np. pręt walcowany lub ciągniony.



Rys. 3.2. Geometryczna interpretacja składowych tensorów naprężenia i odkształcenia oraz ich przyrostów na kroku w zakresie odkształceń trwałych dla ciała E/VP w procesie walcowania gwintów

16.3. Model matematyczny składowych tensora przyrostu translacji

Tensor translacji \mathbf{T}_α posiada cechy tensora naprężenia \mathbf{T}_σ . Składowe α_{ij} tensora \mathbf{T}_α muszą być tak określone, aby były równe zero, gdy nie ma odkształceń plastycznych. W literaturze podawane są różne hipotezy wzmocnienia kinematycznego i różne postacie zależności na składowe $\Delta\alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji. Należą do nich hipotezy W. Pragera [Pra1955], Ju. N. Kadeszewicza i W. W. Nowożyłowa [Kad1958], M. A. Eisenberga i A. Philipsa [Eis1968], Z. Mroza, H. P. Shrivastova i R. N. Debey'a [Mró1976] oraz H. Zieglera [Zie1959].

Przykładowo rozważony zostanie jeden z przypadków umocnienia kinematycznego tzw. translacji liniowej zgodnie z prawem Pragera. Wówczas przesunięcie środka powierzchni płynięcia zachodzi w kierunku odkształcenia, a składowe $\Delta\alpha_{ij}$ są proporcjonalne do składowych przyrostu tensora odkształceń lepkoplastycznych $\Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)}$:

$$\Delta\alpha_{ij} = \tilde{C} \cdot \Delta\varepsilon_{ij}^{(VP)}, \quad (3.27)$$

przy czym chwilowa wartość parametru $\tilde{C}(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ związana jest z chwilowym modułem umocnienia E_T i modułem sprężystości E wyrażeniem [Maln1981]:

$$\tilde{C} = \frac{2}{3} \frac{E_T \cdot E}{E - E_T}, \quad \text{dla } T = \text{const i } \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \text{const.}$$

Po podstawieniu odpowiednich wzorów otrzymuje się:

$$\Delta\alpha_{ij} = \tilde{C} \cdot \Delta\lambda \cdot \tilde{S}_{ij} = \frac{2}{3} \cdot \frac{E_T \cdot E}{E - E_T} \cdot \Delta\lambda \cdot \tilde{S}_{ij}, \quad (3.28)$$

gdzie $\Delta\lambda$ jest mnożnikiem Lagrange'a według wzoru (3.11). W podobny sposób otrzymuje się wzory na składowe przyrostu tensora translacji dla innych przypadków umocnienia kinematycznego.

17. Model matematyczny dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe

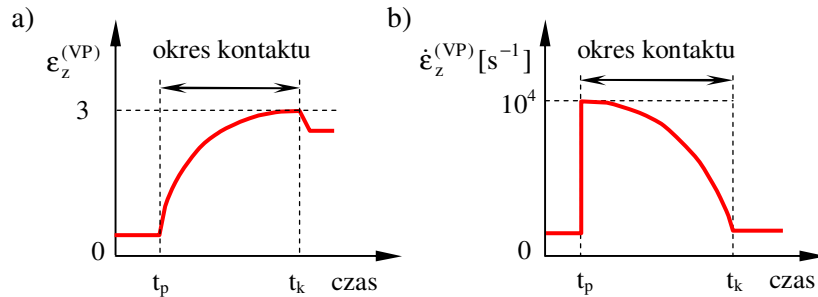
Obliczenie składowych tensora przyrostu odkształceń ze wzoru (3.20) i składowych tensora przyrostu naprężeń ze wzoru (3.26) i (3.28) wymaga znajomości naprężeń uplastyczniających w rozpatrywanej chwili σ_p oraz ich przyrostów na kroku przyrostowym $\Delta\sigma_p$. Jest to najważniejszy parametr charakteryzujący opór plastyczny odkształcanego materiału. Znajomość naprężenia uplastyczniającego jest niezbędna m. in. do analizy procesu odkształcania materiału oraz do określenia: pól tensorowych naprężeń chwilowych i wynikowych, pól wektorowych obciążenia przedmiotu i narzędzia, pracy odkształcenia plastycznego i wielkości odkształcenia granicznego, itp. Pośrednio, naprężenia te są wykorzystywane głównie do obliczania: nacisków i sił w procesie walcowania gwintów oraz do określenia właściwości fizycznych gwintu po procesie, decydujących o jego jakości.

Opracowanie modelu naprężeń uplastyczniających, który będzie przydatny dla powyższych celów, wymaga określenia:

- zbioru czynników badanych i zakresu ich zmienności w procesie walcowania,
- ogólnego modelu konstytutywnego naprężeń uplastyczniających w funkcji czynników różnicujących,
- ogólnych modeli jednoparametrycznych naprężeń w funkcji czynników różnicujących,
- wartości stałych w modelach jednoparametrycznych, w zależności od składu chemicznego materiału i jego historii,
- wartości współczynników w modelu konstytutywnym, w zależności od warunków dynamicznych obciążania,

- zależności matematycznych, wiążących czynniki bezpośrednio wpływające na naprężenia uplastyczniające ze stanem wyjściowym przedmiotu i warunkami nagniatania.

W procesie walcowania gwintów występują duże deformacje lepko-plastyczne ($\varepsilon_z^{(VP)} \leq 2,195$, $\varphi_z^{(VP)} \leq 1,16$), przebiegające z prędkościami dochodzącymi do $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \leq 10^3 \text{ s}^{-1}$. Efekty prędkości deformacji zmieniają charakter umocnienia plastycznego warstwy wierzchniej przedmiotu, mierzonego przyrostem naprężenia uplastyczniającego oraz zdolność materiału do odkształceń plastycznych.



Rys. 3.3. Historia odkształcenia zastępczego $\varepsilon_z^{(VP)}$ i prędkości odkształcenia zastępczego $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ materiału przedmiotu w obszarach kontaktu z rolkami walcującymi

Na podstawie analizy literatury [Erb1981, Kac2001, Kuk2001, Kuk2000, Paw2005, Peł1983, Per1966, Wie1980] stwierdzono, że głównymi czynnikami, które bezpośrednio wpływają na naprężenia uplastyczniające σ_p materiałów metalowych są:

- skład chemiczny, struktura materiału i jego stan (y) – np. wielkość i kształt ziaren,
- zastępcze odkształcenia lepko-plastyczne ($\varepsilon_z^{(VP)}$),
- zastępcza prędkość odkształceń lepko-plastycznych ($\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$).

Dla przypadku procesu walcowania gwintów model σ_p może mieć następującą postać jakościową:

$$\sigma_p = (y, \varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}). \quad (3.29)$$

Przeważnie funkcję taką przedstawia się w formie wykresów:

$$\sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}), \sigma_p(\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}), \quad (3.30)$$

lub też podaje się postać analityczną np.:

$$\sigma_p = R_c(y) \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon_z^{(VP)})^{n_1} \cdot (1 + \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})^{n_2}, \quad (3.31)$$

gdzie: $R_c(y)$, n_1 , n_2 , ε_0 są stałymi materiałowymi.

W dotychczasowej praktyce obliczeniowej, w nieliniowej mechanice ośrodków ciągłych, naprężenia uplastyczniające opisuje się za pomocą funkcji regresji typu: $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)})$ i $\sigma_p = (\dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ oraz rzadziej dwuparametrycznych $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$. W nielicznych publikacjach próbowano do izotermicznych funkcji typu $\sigma_p = (\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})$ wprowadzić zmienność temperatury. Funkcje te dla celów modelowania i analizy procesu walcowania gwintów są nieprzydatne gdyż:

1. Nie uwzględniają wszystkich czynników istotnie wpływających na naprężenia uplastyczniające.
2. Przedziały zmienności argumentów $\varepsilon_z^{(VP)}$, $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}$ są zbyt wąskie. Przedział zmienności $\varepsilon_z^{(VP)}$ wynosi (0; 0,5). Ponadto powinno się operować nie odkształceniem umownym $\varepsilon_z^{(VP)}$, lecz logarytmicznym (rzeczywistym) $\varphi_z^{(VP)}$, gdyż już przy $\varepsilon = 0,4$ różnice między nimi wynoszą 6,35 %.

3. Brak jest uzależnienia argumentów od stanu wyjściowego przedmiotu i warunków obróbki. Ponadto modele naprężeń (3.30) i (3.31) mogą być zastosowane jedynie w przypadku, gdy właściwości materiału nie zależą od historii deformacji (rys. 3.1b).

W przypadku procesu walcowania gwintów właściwości materiału zależą od historii deformacji (rys. 3.1c). Dlatego też naprężeń uplastyczniających nie można opisywać za pomocą funkcji (3.29), gdyż funkcja taka nie istnieje, albowiem dla różnej historii procesu, pomimo osiągnięcia identycznych wartości zmiennych w rozpatrywanej chwili, wartości naprężeń uplastyczniających są różne [Erb1981]. Celowe jest natomiast zastosowanie opisu przyrostowego (pkt. 23). Na podstawie powyższych stwierdzeń konieczne jest określenie, z dokładnością dostateczną dla praktyki inżynierskiej, ogólnych równań konstytutywnych dynamicznych naprężeń uplastyczniających, ujmujących wpływ wszystkich istotnych czynników bezpośrednich, których przedziały wyznaczone są warunkami procesu walcowania i słusznych dla różnych materiałów metalicznych. Następnie dla określonego rodzaju materiału – określenie równań szczególnych.

17.1. Model matematyczny przyrostu dynamicznych naprężeń uplastyczniających

Przyjęto, że naprężenie uplastyczniające σ_p zależy od: początkowej granicy plastyczności R_e oraz od warunków jego odkształcania, a więc od zastępczego odkształcenia ε_z i zastępczej prędkości odkształcenia lepko-plastycznego $\dot{\varepsilon}_z$ [Mar1985]:

$$\sigma_p = F(R_e, \varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z). \quad (3.32)$$

Z kolei funkcja R_e uwzględniająca początkową granicę plastyczności zależy od początkowej struktury materiału (y): $\sigma_0 = \sigma_0(y)$. Zatem model naprężeń uplastyczniających w chwili t ma postać jakościową:

$$\sigma_p = F[\bullet] = F[R_e(y), \varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z]. \quad (3.33)$$

lub multiplikatywną:

$$\sigma_p = F[\bullet] = R_e(y) \cdot F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z). \quad (3.34)$$

Przyrost naprężenia uplastyczniającego na typowym kroku $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ określa następujące równanie [Kuk2001, Kuk2001a, Kuk2001b]:

$$\Delta \sigma_p = F_2(y) \cdot \Delta y + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \varepsilon_z} \cdot \Delta \varepsilon_z, \quad (3.35)$$

gdzie:

$\Delta \varepsilon_z$, $\Delta \dot{\varepsilon}_z$ są przyrostami odpowiednio lepko-plastycznego odkształcenia zastępczego i prędkości odkształcenia zastępczego na kroku, i są zdefiniowane następującymi wzorami:

$$\Delta \varepsilon_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_\varepsilon * \Delta \mathbf{D}_\varepsilon}, \quad (3.36)$$

$$\Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}} * \Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}}, \quad (3.37)$$

gdzie: znak „*” oznacza mnożenie tensorów, $\Delta \mathbf{D}_\varepsilon$ i $\Delta \mathbf{D}_{\dot{\varepsilon}}$ są przyrostami dewiatorów odpowiednio odkształcenia i prędkości odkształcenia.

$F_2(y) \cdot \Delta y = \frac{\partial \sigma_0(y)}{\partial y} \cdot \Delta y$ - składowa określająca zmianę początkowej granicy plastyczności wynikająca ze zmiany struktury materiału,

$$\frac{\partial F[\bullet]}{\partial \varepsilon_z} \cdot \Delta \varepsilon_z = \sigma_0(y) \cdot \left. \frac{\partial F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z)}{\partial \varepsilon_z} \right|_{\dot{\varepsilon}_z = \text{const.}} \cdot \Delta \varepsilon_z - \text{składowa charakteryzująca zmianę chwilowej}$$

granicy plastyczności (umacnianie lub osłabianie materiału) wywołane jego odkształceniem i wynika z relacji $\sigma_p - \varepsilon_z$,

$$\frac{\partial F[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z = \sigma_0(y) \cdot \left. \frac{\partial F_1(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z)}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \right|_{\varepsilon_z = \text{const.}} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z - \text{składowa charakteryzująca zmianę chwilowej}$$

granicy plastyczności wraz ze zmianą intensywności prędkości odkształceń lepko-plastycznych i wynika z relacji $\sigma_p - \dot{\varepsilon}_z$.

W celu obliczenia przyrostu naprężeń uplastyczniających z równania przyrostowego (3.35) należy dokonać doboru parametrów stanu materiału a następnie wyznaczyć funkcje: R_e , F_1 i F_2 . Optymalnym rozwiązaniem tego problemu byłoby wyznaczenie tych funkcji na podstawie znajomości zjawisk fizycznych decydujących o lepko-plastycznych właściwościach metali. Jednak próby sformułowania fizykalnie uzasadnionych związków konstytutywnych napotykają szereg poważnych trudności i jak dotychczas nie dały rezultatów przydatnych w praktyce inżynierskiej.

Natomiast możliwe jest uzyskanie równań naprężeń uplastyczniających w oparciu o zastosowane w niniejszej pracy, planowane badania eksperymentalne. Przedstawiony przyrostowy model naprężenia uplastyczniającego jest modelem makroskopowym, tzn. równania konstytutywne odniesiono do całego przedmiotu jako jednorodnego materiału.

17.2. Matematyczny model chwilowych dynamicznych naprężeń uplastyczniających

17.2.1. Ogólny model naprężeń uplastyczniających materiały metalowe

Analiza procesu walcowania gwintów wymaga zastosowania modelu matematycznego dynamicznych naprężeń, który powinien być ciągły i różniczkowalny w całym przedziale zmienności czynników: intensywność odkształceń lepko-plastycznych ($\varphi_z^{(VP)}$) oraz intensywności prędkości odkształceń lepko-plastycznych ($\dot{\varphi}_z^{(VP)}$). Stwierdzono, że krzywe umocnienia otrzymane dla różnych warunków badań są podobne, tzn. że można je otrzymać mnożąc krzywe statyczne umocnienia przez parametr, który jest funkcją prędkości odkształcenia:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p2}(\dot{\varphi}_z^{(VP)}), \quad (3.38)$$

Model (3.38) można również zapisać w postaci [Kac2001]:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot K_\varphi, \quad (3.39)$$

lub:

$$\sigma_p = \sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot K_\varphi \cdot K_{\dot{\varphi}} = \sigma_{p0} \cdot K_\varphi \cdot K_{\dot{\varphi}} = \sigma_{p0} \cdot K, \quad (3.40)$$

gdzie:

$$K = K_\varphi \cdot K_{\dot{\varphi}}. \quad (3.41)$$

W równaniach (3.38) i (3.39) zastosowano następujące oznaczenia:

$$\sigma_{p0}(y, \varphi_i^{(VP)}) = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p0}(\varphi_i^{(VP)}) \quad (3.42)$$

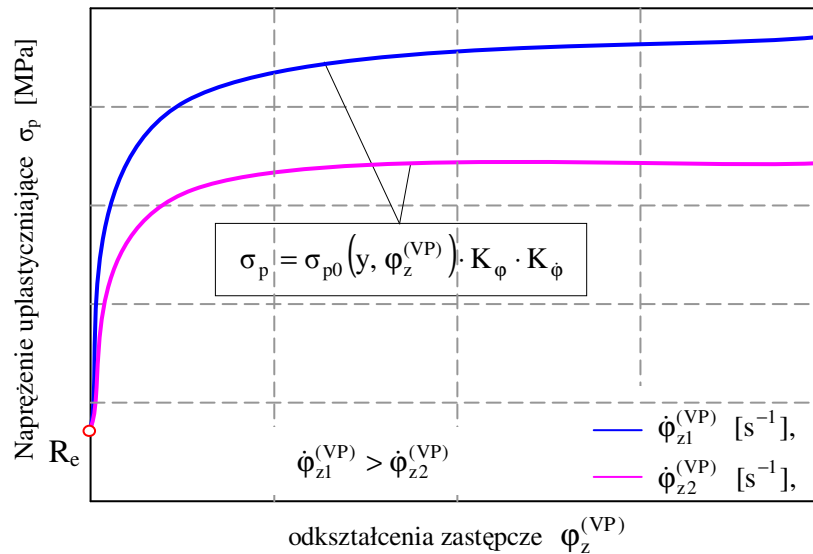
jest początkową granicą plastyczności (granica sprężystości) materiału zależną od odkształceń początkowych materiału φ_0 , natomiast:

$$\sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) = \sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p0}(\varphi_z^{(VP)}) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \quad (3.43)$$

chwilowe naprężenie uplastyczniające materiał dla $K_\varphi = 1$ i $K_{\dot{\varphi}} = 1$ [Kuk2001b],

$$K_{\phi} =_{p1}(\dot{\varphi}_z^{(VP)}), \quad K_{\phi} = \sigma_{p2}(\dot{\varphi}_z^{(VP)}), \quad (3.44)$$

są współczynnikami (funkcjami) ujmującymi wpływ na naprężenia uplastyczniające odpowiednio zastępczych odkształceń i zastępczych prędkości odkształceń.



Rys. 3.4. Jakościowe krzywe $\sigma_p - \varphi_z^{(VP)}$ zależności naprężeń uplastyczniających od zastępczych odkształceń dla różnych zastępczych prędkości odkształceń

Przyjęcie modelu naprężeń uplastyczniających w postaci (3.38) wymaga, aby jednoparametryczne funkcje (współczynniki) spełniały następujące warunki początkowe:

$$\sigma_{p0}(y) \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)} = 0) = R_e(y), \quad (3.45)$$

$$\sigma_{p2}(\dot{\varphi}_z^{(VP)} \equiv 0) = 1 \quad (3.46)$$

gdzie $R_e(y) = \sigma_{p0}(y, \varphi_z^{(VP)} = 0)$ jest początkową granicą plastyczności (granicą sprężystości) materiału.

W celu otrzymania ogólnej postaci modelu matematycznego naprężeń uplastyczniających (3.38), należy ustalić ogólne postacie występujących w nim funkcji jednoparametrycznych, natomiast w celu otrzymania szczególnej postaci funkcji naprężeń uplastyczniających, obowiązującej tylko dla danego rodzaju materiału i jego stanu należy po ustaleniu ogólnych postaci występujących funkcji jednoparametrycznych, określić stałe materiałowe na podstawie empirycznych badań identyfikacyjnych.

18. Estymacja parametrów modelu materiałowego na podstawie wyników badań eksperymentalnych

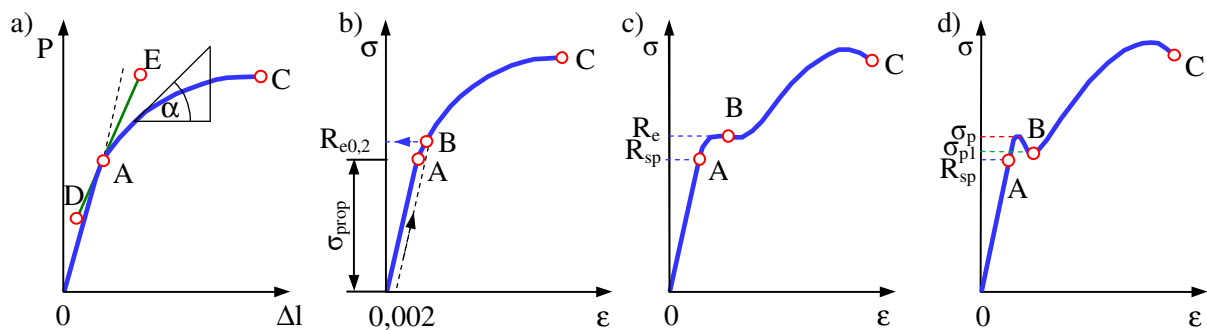
Części gwintowane wykonuje się z różnych materiałów. Najczęściej zaleca się, aby materiały do walcowania gwintów miały współczynnik wydłużenia nie mniejszy niż $A_5 \geq 7\%$ [Fet2008] (korzystnie $A_5 \geq 10\%$ [Łyc1999]) i wytrzymałość na rozciąganie $R_m \leq 500 \div 600$ MPa [Łyc1999], (a nawet do $R_m = 1600$ MPa [Fet2008]). Na gwinty stosuje się stale automatowe: 11SMn30 (A10X) [PN2000a], stale konstrukcyjne: S235JR (St3), stale niestopowe do ulepszania cieplnego: C35 i C45, austenityczne: X10Cr13 (1H13), X20Cr13 (2H13), X10CrNi18-8 (1H18N9) [Dob2006, Olszak1982a], stale stopowe do ulepszania cieplnego: 41Cr4 (40H), a także biały mosiądz, miedź, metale lekkie, żeliwo ferrytyczne np. EN-GJS-400-18 (GGG 40) lub EN-GJMB-350-10 (GTS 35) [Dob2006, Fet2008]. Szczególnie zalecane jest stosowanie walcowania do obróbki metali trudno skrawalnych o strukturze austenitycznej.

Z przeprowadzonej analizy wrażliwości (pkt. 22.3.1) wynika konieczność bardzo dokładnego wyznaczenia parametrów materiałowych. Estymację parametrów modelu pokazano na przykładzie stali automatowej 11SMn30 (pręty ciągnięte), stali do ulepszenia – gatunek C45 (pręty ciągnięte i walcowane) i stali gatunek S235JR (pręty ciągnięte). Stale te pomimo otrzymanych atestów zostały poddane następującym badaniom laboratoryjnym: twardości, składu chemicznego, struktury metalograficznej i właściwości mechanicznych (załącznik Z1. Właściwości próbek). Wybór gatunków stali wynika z tego, że stal C45 jest najbardziej porównywalnym materiałem w technologii maszyn, natomiast stale S235JR i 11SMn30 charakteryzują się znacznie mniejszym oporem plastycznego płynięcia i mniejszą wartością początkowej granicy plastyczności. Natomiast wybór stali o znacznie różniących się właściwościach wynika z różnorodności zastosowania części walcowanych i ma na celu ustalenie wpływu charakterystyk materiałowych na przebieg procesu walcownia i na jakość technologiczną wyrobu.

18.1. Metodyka wyznaczania krzywych umocnienia na podstawie wyników badań nad jednoosiowym rozciąganiem lub ściskaniem

Typowe wykresy związku między naprężeniami działającymi na ciało metaliczne i wywołanymi przez nie odkształceniami jest odwzorowany przez wykresy typu podanego na rysunku 3.5.

Krzywa zmiany bezwzględnego wydłużenia Δl w zależności od działającego obciążenia P składa się z prostoliniowego odcinka OA i krzywoliniowego BC . Odcinek BC odpowiada przejściu materiału w obszar odkształceń plastycznych i charakteryzuje się stopniowym zmniejszaniem się tangensa kąta α nachylenia stycznej do krzywej z osią odciętych (rys. 3.5a). Wielkość odkształcenia trwałego w chwili zniszczenia może służyć za miarę plastyczności materiału. Moment przejścia z obszaru sprężystego do obszaru plastycznego można stwierdzić w sposób bezpośredni przez pomiar odkształcenia trwałego lub pośredni przez pomiar pochylenia stycznej z wykresu rozciągania. Ścisłe ustalenie krzywej odkształcenia i analiza tej krzywej ma ważne znaczenie dla oceny zachowania się metalu przy wchodzeniu w obszar odkształceń plastycznych. Obciążenia poniżej punktu A praktycznie nie wywołują odkształcenia trwałego, możliwego do zmierzenia. W zakresie małych odkształceń reakcja materiału jest zwykle liniowo zależna od przyłożonych naprężeń, małe odkształcenia po zdjęciu obciążenia zanikają. Punkt A może być przyjęty jako baza do określenia granicy sprężystości (σ_{sp}) i granicy proporcjonalności (σ_{prop}). Jeżeli granica sprężystości nie jest przedmiotem dociekań, wtedy może on służyć do określenia umownej granicy plastyczności [Kul2003]. Na rysunku 3.5a styczna DE w sposób łagodny zmienia kąt nachylenia w stosunku do osi odciętych, granicę plastyczności określa się jako - umowną granicę plastyczności $R_{e0,2}$ dla odkształcenia $\epsilon = 0,002$ (0,2%) (rys. 3.5b).



Rys. 3.5. Wykres zależności siły od wydłużenia $P = P(\Delta l)$ (a) oraz wykresy zależności naprężeń od odkształceń $\sigma = \sigma(\epsilon)$ (b, c, d) (na podstawie [Mal1984, Kul2003])

Jeżeli wykres odkształcenia ma przystanek mogą wystąpić następujące przypadki:

1. Wykres ma przystanek plastyczności - materiał posiada fizyczną granicę plastyczności R_e . Wartość tego naprężenia odpowiada najmniejszemu obciążeniu, gdy odkształcenie zachodzi bez

wzrostu obciążenia (rys. 3.5c). Ustalenie się przystanku plastyczności wyjaśnić można tym, że w pewnych przypadkach odkształcenie metalu ma charakter falowy. W pierwszej fazie tego procesu tworzy się niewielkie lokalne przewężenie przekroju, a następnie zaczyna się ono przemieszczać na sąsiadujące z tym przekrojem strefy materiału. W ten sposób fala odkształcenia obejmuje ostatecznie całą objętość materiału, w którym został spełniony warunek $\sigma_1 = R_e$. Efektem tak rozwijającego się odkształcenia jest powstanie równomiernego wydłużenia, odpowiadającego na wykresie przystankowi plastyczności.

- Wykres ma przystanek plastyczności nieustalony (rys. 3.5d) - „zab” na granicy plastyczności – wtedy wprowadza się pojęcie górnej i dolnej granicy plastyczności. W pewnych warunkach oddziaływanie dyslokacji z atomami rozpuszczonych pierwiastków może powodować utworzenie się przystanku plastyczności, charakteryzującego się tym, że naprężenie konieczne do zapoczątkowania poślizgu jest większe niż naprężenie potrzebne do jego kontynuowania. W przypadku metali polikrystalicznych przystanek plastyczności jest zawsze dużo większy niż dla monokryształów. Jest to związane przede wszystkim z wpływem granic, które działają hamująco na przemieszczanie się dyslokacji, przerywając rozprzestrzenianie się plastycznego płynięcia do odkształconych ziarn [Kul2003].

W przypadku, gdy zakończeniu rozciągania towarzyszy zjawisko tworzenia się miejscowego przewężenia (szyjki) wykres odkształcenia wygląda jak na rysunku 3.5c. Wydłużenie równomierne zachodzi tylko w pierwszym okresie plastycznego rozciągania. Poczynając od pewnego momentu odpowiadającego maksymalnej wartości siły rozciągającej, odkształcenia plastyczne lokalizują się w pewnej strefie i dalszy ich rozwój przebiega kosztem tej strefy materiału. Efektem takiej lokalizacji odkształceń (wydłużeń i przewężeń) jest tworzenie się szyjki. W pozostałych przekrojach odkształcenie plastyczne praktycznie ustaje. W obszarze odkształceń plastycznych, zmiana przekroju próbki jest znaczna.

Najbardziej istotną wielkością w procesie walcowania gwintów, która ulega ciągłym zmianom jest chwilowa granica plastyczności materiału, która dla tego przypadku zwana jest naprężeniem uplastyczniającym σ_p . Wzrost naprężenia uplastyczniającego wpływa bezpośrednio na wzrost naprężeń i nacisków w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem. Znajomość zależności pomiędzy granicą plastyczności materiału a odkształceniem jest bardzo istotna. Zależność ta najczęściej ujmowana jest w postaci [Fun1969] tzw. **krzywej umocnienia**:

$$\sigma_p = f(\psi), \quad (3.47)$$

gdzie ψ jest przyjętą miarą odkształcenia.

Dla przypadku, gdy odkształcenie przebiega przy złożonym stanie naprężenia i odkształcenia, wartość naprężenia uplastyczniającego σ_p oblicza się zgodnie z nieliniową hipotezą energetyczną Hubera, w układzie naprężeń głównych, z zależności:

$$\sigma_p = \sigma_H = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \mathbf{D}_\sigma * \mathbf{D}_\sigma} = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (3.48)$$

gdzie \mathbf{D}_σ jest dewiatorem naprężeń.

Wartość naprężenia uplastyczniającego obliczoną ze wzoru (3.48) należy odnieść do wartości rzeczywistego (logarytmicznego) odkształcenia zastępczego, obliczanego z zależności:

$$\varphi_z = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \mathbf{D}_\varepsilon * \mathbf{D}_\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varphi_1 - \varphi_2)^2 + (\varphi_2 - \varphi_3)^2 + (\varphi_3 - \varphi_1)^2}, \quad (3.49)$$

gdzie \mathbf{D}_ε jest dewiatorem odkształceń, $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ są wartościami odkształceń logarytmicznych.

W literaturze [Dyl1999, Fun1969, Kur1993, Maln1981] krzywe umocnienia najczęściej wykreślane są we współrzędnych $\sigma_p - \varepsilon$, gdzie ε jest odkształceniem względnym (umownym) próbki w procesie rozciągania.

Odształcenie ε jest obliczane ze wzoru:

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0}, \quad (3.50)$$

natomiast l i l_0 jest odpowiednio aktualną i początkową długością części roboczej próbki.

Miara ta jest miarą nierównomierną, szczególnie w zakresie dużych odształceń, gdzie dużym przyrostom odształcania odpowiadają coraz mniejsze przyrosty wartości ε . Ma to wpływ na przebieg krzywych umocnienia, przedstawiających zmiany mechanicznych własności materiału, które w zakresie dużych odształceń gwałtownie wznoszą się ku górze, lub gwałtownie opadają. Często spotykaną miarą odształcenia jest tzw. odształcenie logarytmiczne [Fun1969, Maln1981], obliczane z zależności:

$$\varphi_z = \ln \frac{l}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon_z). \quad (3.51)$$

Odształcanie logarytmiczne traktowane jest jako miara równomierna. Sumaryczne odształcenie, odpowiadające następującym po sobie odształceniom $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3, \dots$ przy tym samym sposobie odształcenia, jest sumą tych odształceń:

$$\varphi_c = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 + \dots \quad (3.52)$$

Krzywa umocnienia sporządzana jest również we współrzędnych $\sigma_p - \varepsilon_z$, gdzie ε_z jest zastępczym odształceniem względnym (zwanym również umownym), uwzględniające wszystkie składowe odształceń jakich doznała odształcana próbka. Zależności między różnymi miarami odształceń zestawiono w tabelicy 3.1.

Tablica 3.1. Zależności między miarami odształceń [Peł1983]

ψ	ε	φ	Z
ε	ε	$\varepsilon^\varphi - 1$	$\frac{Z}{1 - Z}$
φ	$\ln(1 + \varepsilon)$	φ	$-\ln(1 - Z)$
Z	$\frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon}$	$1 - e^{-\varphi}$	Z

W zakresie odształceń liniowych (odwracalnych) obowiązuje prawo Hooke'a. W próbce panuje jednoosiowy stan odształcenia, a wartość naprężeń oblicza się jako stosunek siły rozciągającej do pola powierzchni przekroju poprzecznego próbki. Z chwilą tworzenia się szyjki następuje przestrzenny stan naprężenia i odształcenia, a obliczenie naprężenia ze stosunku aktualnie działającego obciążenia do pola powierzchni przekroju poprzecznego próbki daje rzeczywiste wartości naprężenia.

W literaturze opisane są różne metody określania stanów naprężeń i odształceń w próbkach rozciąganych i ściskanych, opartych na analizie tych stanów w szyjce, wykorzystywanych do sporządzania krzywych umocnienia. Jednak obliczone wartości naprężeń i odształceń dla stanów przestrzennych, szczególnie po zainicjowaniu pęknięcia rozdzielczego w osi próbki, są zaniżone. Wykorzystanie metody elementów skończonych oraz komercyjnych programów komputerowych pozwala zwiększyć dokładność określenia stanów naprężeń i odształceń. Konieczne jest wówczas stosowanie specjalnych metod obliczeniowych. W dalszej części rozprawy przedstawione zostaną następujące metody obliczeń wykorzystywanych do budowy krzywych umocnienia na podstawie wyników badań nad jednoosiowym rozciąganiem lub ściskaniem:

- metoda I – według normy PN-EN 10002-1+AC [PN2004]
- metoda II – N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej,
- metoda III - Bridgmana,

- metoda IV – MES-1,
- metoda V – MES-2,
- metoda VI – MES-3 (metoda hybrydowa) w skali makro,
- metoda VII – MES-4 (metoda hybrydowa) w skali mikro.

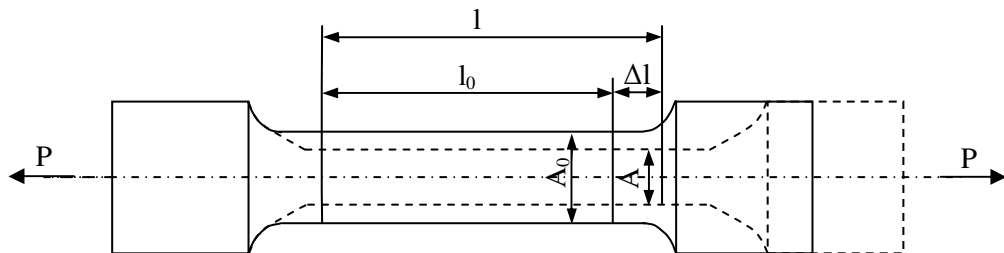
18.1.1. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej na podstawie normy

Norma PN-EN 10002-1 [PN2004], dotycząca metody badania metali w temperaturze otoczenia, zakłada jednoosiowy stan naprężenia i odkształcenia w próbce. Wówczas osiowe składowe tensora naprężenia i odkształcenia są różne od zera, natomiast pozostałe składowe są równe zero: $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ oraz $\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = 0$. Przyjmuje się, że rozciąganie próbki siłą P powoduje równomierne jej odkształcanie na całej długości pomiarowej (rys. 3.6). Naprężenie w próbce oblicza się z zależności:

$$\sigma_z = \frac{P}{A} = \frac{P}{A} \cdot \frac{l_0}{l_0} = \frac{P}{A_0} \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0}\right) \quad (3.53)$$

Natomiast odkształcenia względne (umowne) ε_z oraz rzeczywiste (logarytmiczne) φ_z ze wzorów:

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad \varphi_z = \ln \frac{\Delta l}{l_0} = \ln \frac{A}{A_0} = \ln \frac{r_1}{r_0} = \ln \left(1 + \frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_z). \quad (3.54)$$



Rys. 3.6. Zmiana wymiarów próbki rozciąganej ze stali, w przypadku braku powstawania szyjki

Wzory (3.53) i (3.54) mogą być stosowane jedynie dla stali charakteryzujących się brakiem powstawania szyjki w procesie rozciągania (rys. 3.5a, b).

18.1.2. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej metodą N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej

Metoda N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej [Maln1981] oparta jest na trzech głównych założeniach:

1. Materiał jest nieściśliwy.
2. Obwodowe i promieniowe odkształcenia logarytmiczne w punktach największego przekroju poprzecznego becзки lub najmniejszego przekroju szyjki są sobie równe i stałe.
3. Krzywizna trajektorii jednego z głównych naprężeń w dowolnym punkcie największego przekroju poprzecznego becзки (rys. 3.7a) lub najmniejszego przekroju szyjki (rys. 3.7b) w odległości r od osi może być przedstawiona za pomocą wzoru:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{r}{r_1 \cdot \rho_1}. \quad (3.55)$$

Ostatecznie otrzymuje się następujące wzory na naprężenia zastępcze [Maln1981]:

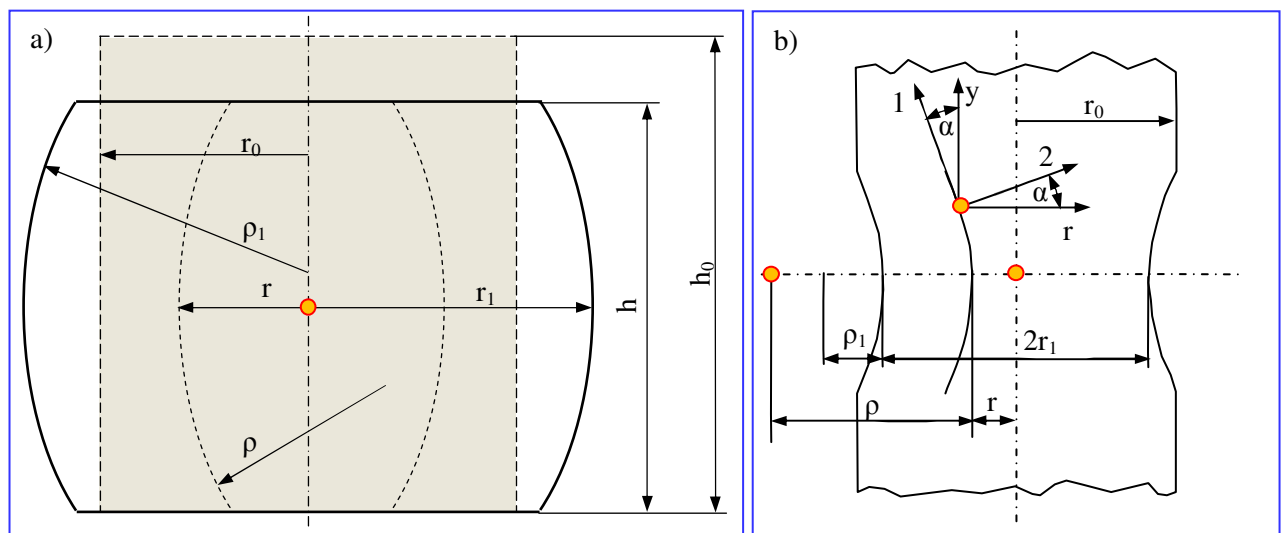
$$\sigma_z = \frac{P}{\pi r_1^2 \left(1 + \frac{r_1}{4 \cdot \rho_1}\right)} \quad (3.56)$$

oraz zastępcze odkształcenia logarytmiczne:

$$\varphi_z = \ln \frac{F}{F_0} = \ln \frac{r_1^2}{r_0^2} \text{ (beczka)}, \quad \varphi_z = \ln \frac{F_0}{F} = \ln \frac{r_0^2}{r_1^2} \text{ (szyjka)}. \quad (3.57)$$

gdzie:

- P – siła ściskająca (beczka) lub rozciągająca (szyjka) próbkę,
- r – promień w dowolnym punkcie największego przekroju poprzecznego becзки lub promień w dowolnym punkcie najmniejszego przekroju poprzecznego szyjki,
- r₀ – promień przekroju poprzecznego becзки lub szyjki przed odkształceniem,
- r₁ – promień największego przekroju poprzecznego becзки po odkształceniu lub promień najmniejszego przekroju poprzecznego szyjki,
- ρ – promień krzywizny konturu becзки dla dowolnego przekroju poprzecznego becзки lub promień krzywizny konturu szyjki dla dowolnego przekroju poprzecznego szyjki,
- ρ₁ – promień krzywizny konturu becázky w punkcie największego przekroju poprzecznego lub promień krzywizny konturu szyjki w punkcie najmniejszego przekroju poprzecznego,
- A – pole przekroju poprzecznego becázky lub szyjki po odkształceniu,
- A₀ – pole przekroju poprzecznego becázky lub szyjki przed odkształceniem.



Rys. 3.7. Zależności geometryczne w największym przekroju poprzecznym próbki ściskanej (a) i najmniejszym przekroju (w szyjce) próbki rozciąganej (b)

Metoda N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridinowej jest podobna do metody E. Siebela i S. Schwaigerera [Doe1986], w której odkształcenie oblicza się z zależności (3.54), natomiast naprężenie - z zależności:

$$\sigma_z = \frac{P}{A} \cdot \frac{1}{1 + \frac{1}{4} \cdot \frac{r_1}{\rho_1}}. \quad (3.58)$$

Przy założeniu, że $r_1 = \rho_1$ z zależności (3.56) i (3.58) otrzymuje się identyczny wzór na średnie naprężenia w szyjce próbki: $\sigma_z = \frac{P}{1,25 \cdot \pi \cdot r_1^2}$.

18.1.3. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce walcowej metodą P.W. Bridgema

W metodzie P. W. Bridgema dwa pierwsze założenia są identyczne jak w metodzie N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej natomiast przyjmuje się inne prawo zmiany krzywizny

trajektorii jednego z głównych naprężeń [Bri1944]. Odształcenie zastępcze oblicza się ze wzorów identycznych jak w metodzie II (wzór (3.54)), natomiast naprężenie - ze wzoru:

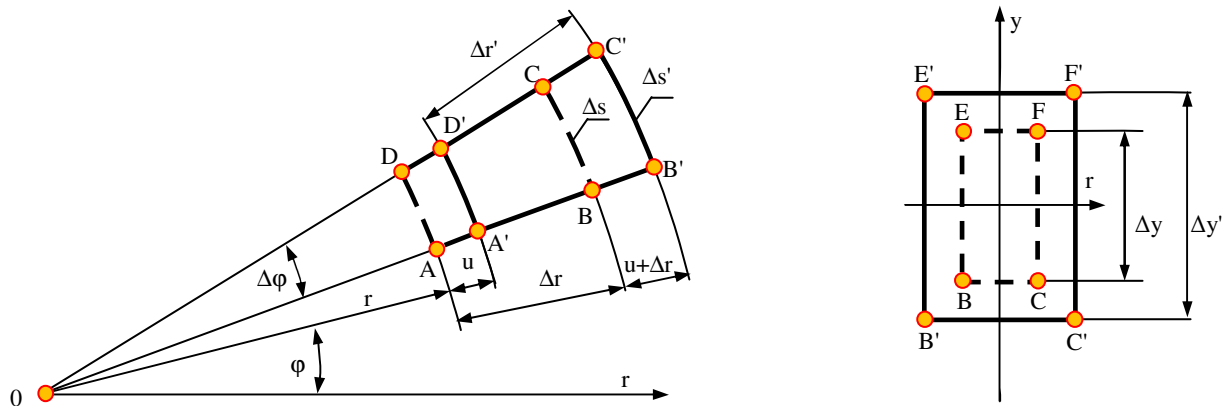
$$\sigma_z = \frac{P}{A} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot \rho_1}{r_1}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{r_1}{2 \cdot \rho_1}\right)}. \quad (3.59)$$

18.1.4. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodą MES-1

W celu dalszego zwiększenia dokładności określenia stanu lokalnych naprężeń i odkształceń w szyjce w stosunku do metod I-III wykorzystano metodę elementów skończonych. Do wyznaczenia stanu odkształceń w próbce kołowo symetrycznej zastosowano walcowy układ współrzędnych (rys. 3.8). Przyjęto następujące założenia:

1. Materiał jest nieściśliwy: $\Delta\varepsilon_r + \Delta\varepsilon_\phi + \Delta\varepsilon_y = 0$.
2. W szyjce panuje przestrzenny stan naprężeń i przestrzenny stan odkształceń. Dla takiego stanu wyodrębniono przyrost składowych tensora odkształceń w kierunku promieniowym (radialnym) $\Delta\varepsilon_r$ oraz przyrost odkształceń obwodowych $\Delta\varepsilon_\phi$ i osiowych $\Delta\varepsilon_z$.
3. Zastępcze naprężenie w punktach największego przekroju poprzecznego beczki lub najmniejszego przekroju szyjki określa się ze wzorów (3.56).

Na próbkę nanosi się siatkę elementów skończonych. W trakcie rozciągania, w kolejnych chwilach czasowych, mierzy się położenie węzłów (przemieszczenie) niezbędne do obliczenia przyrostu odkształceń składowych. Wycinek próbki z widocznym elementem skończonym przedstawia rysunek 3.8.



Rys. 3.8. Wielkości geometryczne dla elementu skończonego w próbce ściskanej w układzie współrzędnych walcowych

Przyrost składowych tensora odkształceń, zgodnie z definicją odkształceń względnych, określono jako:

$$\Delta\varepsilon_r = \frac{\Delta r' - \Delta r}{\Delta r}, \quad \Delta\varepsilon_\phi = \frac{\Delta s' - \Delta s}{\Delta s} \quad \text{oraz} \quad \Delta\varepsilon_y = \frac{\Delta y' - \Delta y}{\Delta y}. \quad (3.60)$$

Natomiast pozostałe składowe symetrycznego tensora odkształcenia Greena-Lagrange'a są równe zero. Następnie oblicza się składowe przyrostu odkształceń rzeczywistych (logarytmicznych) ze wzorów:

$$\Delta\phi_r = \ln(1 + \Delta\varepsilon_r), \quad \Delta\phi_\phi = \ln(1 + \Delta\varepsilon_\phi) \quad \text{oraz} \quad \Delta\phi_y = \ln(1 + \Delta\varepsilon_y). \quad (3.61)$$

Po obliczeniu składowych według wzorów (3.60) i (3.61) możliwe jest obliczenie przyrostu zastępczych odkształceń na kroku czasowym z definicji:

$$\Delta \varepsilon_z = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_\varepsilon * \Delta \mathbf{D}_\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta \varepsilon_r - \Delta \varepsilon_\varphi)^2 + (\Delta \varepsilon_\varphi - \Delta \varepsilon_y)^2 + (\Delta \varepsilon_y - \Delta \varepsilon_r)^2}, \quad (3.62)$$

$$\Delta \varphi_z = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \Delta \mathbf{D}_\varphi * \Delta \mathbf{D}_\varphi} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta \varphi_r - \Delta \varphi_\varphi)^2 + (\Delta \varphi_\varphi - \Delta \varphi_y)^2 + (\Delta \varphi_y - \Delta \varphi_r)^2}, \quad (3.63)$$

gdzie $\Delta \mathbf{D}_\varepsilon$, $\Delta \mathbf{D}_\varphi$ są składowymi dewiatora przyrostu odkształceń odpowiednio umownych i rzeczywistych, lub składowych tensora odkształceń całkowitych w dowolnej chwili t jako suma przyrostu odkształceń składowych w chwilach poprzednich $t \rightarrow \tau$ ze wzorów:

$$\varepsilon_i = \sum_{t=0}^{\tau} \Delta \varepsilon_i, \quad i = r, \varphi, \text{ lub } y \quad \text{oraz} \quad \varphi_i = \sum_{t=0}^{\tau} \Delta \varphi_i, \quad i = r, \varphi, \text{ lub } y, \quad (3.64)$$

a następnie zastępczych odkształceń chwilowych umownych i rzeczywistych ze wzorów:

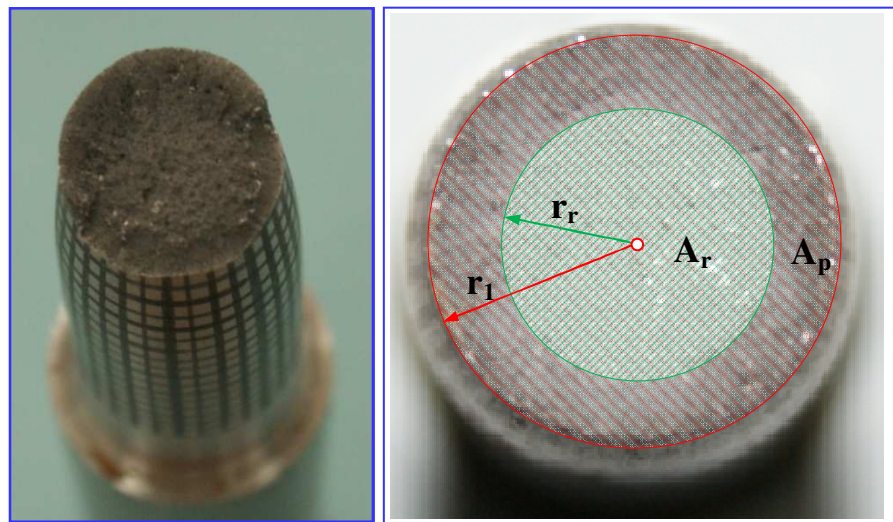
$$\varepsilon_z = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \mathbf{D}_\varepsilon * \mathbf{D}_\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_r - \varepsilon_\varphi)^2 + (\varepsilon_\varphi - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_r)^2}, \quad (3.65)$$

$$\varphi_z = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \mathbf{D}_\varphi * \mathbf{D}_\varphi} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varphi_r - \varphi_\varphi)^2 + (\varphi_\varphi - \varphi_y)^2 + (\varphi_y - \varphi_r)^2}, \quad (3.66)$$

gdzie \mathbf{D}_ε , \mathbf{D}_φ są składowymi dewiatora odkształceń odpowiednio umownych i rzeczywistych.

18.1.5. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodą MES-2

Wartości odkształceń oblicza się identycznie jak w metodzie MES-1 – wzory (3.60)÷(3.64), natomiast w celu zwiększenia dokładności określenia naprężenia lokalnego w szyjce, z chwilą wystąpienia pęknięcia rozdzielczego, siłę rozciągania próbki odnosi się nie najmniejszego przekroju próbki (w szyjce), lecz do rzeczywistego przekroju A_r (rys. 3.9).



Rys. 3.9. Próbka walcowa z widocznymi obszarami pęknięcia rozdzielczego A_r i poślizgowego A_p po próbie rozciągania

W tym przypadku naprężenie oblicza się ze wzoru:

$$\sigma_z = \frac{P}{A_r} = \frac{P}{\pi(r_1^2 - r_r^2)}, \quad (3.67)$$

gdzie:

A_p – rzeczywista powierzchnia przekroju po zainicjowaniu pęknięcia rozdzielczego,
 r_r – promień obszaru w którym wystąpiło pęknięcie rozdzielcze.

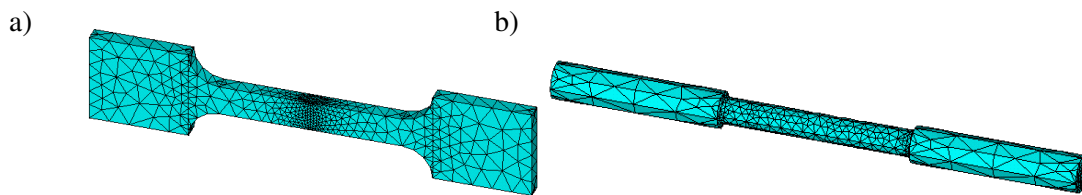
18.1.6. Określanie stanów naprężeń i odkształceń w próbce metodami MES-3 i MES-4

Metoda MES-3 (nazywana również metodą hybrydową) określania stanów naprężeń i odkształceń w próbkach przebiega w dwóch etapach [Mała2008]. W etapie pierwszym wyznacza się parametry materiałowe badanej stali w próbie jednoosiowego rozciągania lub ściskania. Dane te wykorzystuje się w opracowanych aplikacjach komputerowych w systemach ANSYS i ABAQUS. W etapie drugim oblicza się numerycznie wartości składowych tensorów odkształceń i naprężeń w dowolnym miejscu próbki np. w szyjce, następnie oblicza się naprężenie zastępcze ze wzoru (3.48) i odkształcenie zastępcze ze wzoru (3.49) oraz sporządza się krzywe umocnienia.

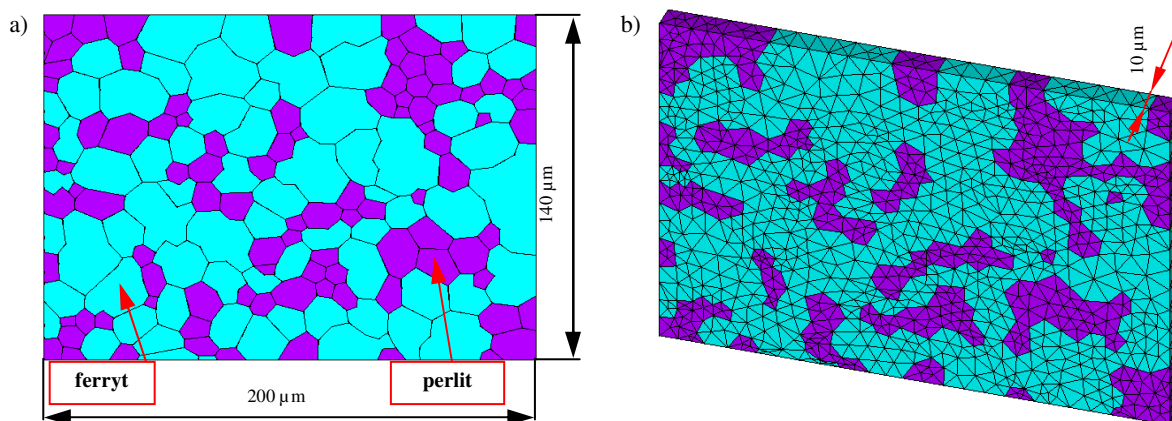
Opracowane aplikacje umożliwiają analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w dowolnym miejscu próbki i w dowolnej chwili trwania procesu rozciągania, z uwzględnieniem historii, dla następujących danych:

- czynniki materiałowe próbki: moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowe naprężenie uplastyczniające, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, moduł umocnienia materiału zależny od prędkości, odkształcenie graniczne,
- czynniki geometryczne próbki: kształt, wymiary, skala (makro i mikro),
- początkowy stan odkształceń i naprężeń w próbce,
- obciążenie dynamiczne lub statyczne.

Próbki dyskretyzowano za pomocą elementów czworościennych bryłowych 8-węzłowych (Solid164) lub 10-węzłowych (SOLID168). Istnieje możliwość zagęszczania siatki w dowolnym obszarze. Pierwsza część chwytowa próbki została unieruchomiona (odebrano translacyjne i rotacyjne stopnie swobody) natomiast drugą część obciążono przesunięciem wywołującym rozciąganie próbki. Widok dyskretnych modeli próbek walcowych w skali makro przedstawia rysunek 3.10.



Rys. 3.10. Dyskretne modele próbek płaskich (a) i walcowych (b) w skali makro



Rys. 3.11. Model geometryczny mikropróbki prostokątnej o strukturze ferrytyczno-perlitycznej ze stali S235JR: a) – przed dyskretyzacją, b) – po dyskretyzacji

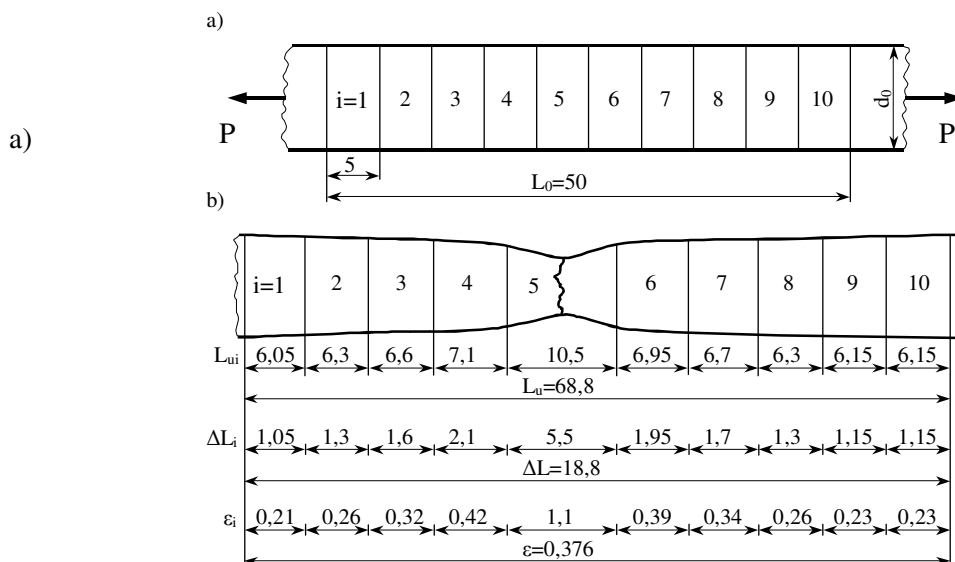
Przejsie z modelu makroskopowego na mikroskopowy (metoda MES-4) pozwala na lepsze poznanie zjawisk fizycznych występujących podczas próby rozciągania. W przypadku mikropróbek rzeczywistą mikrostrukturę badanej stali odwzorowuje się na próbce, a następnie każde ziarno jest dyskretyzowane (rys. 3.11).

18.2. Porównanie metod wyznaczania krzywych umocnienia

W celu porównania opisanych metod określania stanów naprężeń i odkształceń w próbkach rozciąganych przeprowadzono przykładowe obliczenia dla stali S235JR.

Na podstawie statycznej próby rozciągania wyznaczono następujące własności stali S235JR: gęstość $\rho = 7865 \text{ kg/m}^3$, $E = 210 \text{ GPa}$, współczynnik Poissona $\nu = 0,3$, początkowa granica plastyczności $\sigma_0 = 300 \text{ MPa}$, moduł umocnienia $E_T = 610 \text{ MPa}$ ($E_p = 611,78 \text{ MPa}$), parametr umocnienia $\beta = 1$ (liniowo-izotropowe), parametry wrażliwości na prędkość odkształceń $C = 40 \text{ s}^{-1}$ i $P = 5$ ($m=0,2$), logarytmiczne odkształcenie pęknięcia $\phi_f = 0,74$.

W celu porównania odkształceń obliczonych według normy (tj. odniesionych do całej długości odcinka pomiarowego $L_0=50 \text{ mm}$) do odkształceń lokalnych w szyjce, długość pomiarowa, została podzielona na 10 równych odcinków, o długości 5 mm (rys. 3.12a). W trakcie próby rozciągania mierzono długości poszczególnych działek oraz obliczano odkształcenie względne dla całej próbki i lokalnych, w wyróżnionych działkach. Największe wydłużenie próbki, a tym samym odkształcenie względne równe $\varepsilon = 1,1$ wystąpiło w działce 5 ($i=5$), ponieważ tam utworzyła się szyjka i nastąpiło zerwanie. W sąsiednich działkach, w lewą i prawą stronę wydłużenie i odkształcenie maleje (rys. 3.12b). Odkształcenie obliczone według normy wynosi $\varepsilon = 0,376$. Natomiast wartość naprężenia w szyjce według wzoru (3.53b) wynosi: $\sigma_z = 1350 \text{ MPa}$ i jest o około 25% większa od naprężenia obliczonego według wzoru (3.53a) oraz metodami II÷IV.



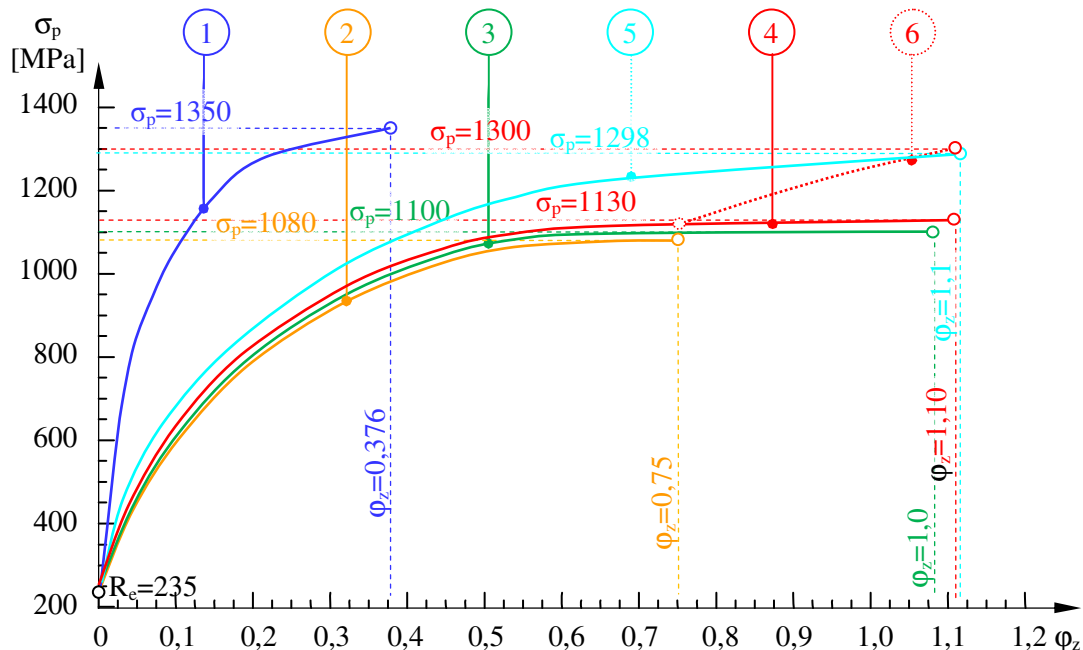
Rys. 3.12. Próbka z naniesionymi działkami przed próbą (a) i wyniki po próbie (b)

Dla pozostałych prób na powierzchnię wypolerowanych próbek nanoszono siatkę kwadratowych elementów skończonych o wymiarach $2,5 \times 2,5 \text{ mm} \times \text{mm}$. Opracowane krzywe umocnienia na podstawie różnych metod zestawiono na rysunku 3.13.

Metody N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej oraz P.W. Bridgema pozwalają poprawnie wyznaczyć jedynie wartość maksymalnych naprężeń w osi próbki do chwili zajścia pęknięcia rozdzielnego ($\sigma_z = 1080 \text{ MPa}$), natomiast niemożliwe jest określenie naprężeń w innym miejscu np. w szyjce lub w zewnętrznej, niepękniętej jeszcze części próbki. Natomiast odkształcenia rzeczywiste obliczane tymi metodami, wynoszące $\phi_z = 0,75$, są znacznie zaniżone w stosunku do odkształceń obliczanych metodą elementów skończonych.

Wykorzystanie tak opracowanej krzywej umocnienia materiału w obliczeniach numerycznych prowadzi do istotnych błędów w określaniu parametrów siłowych procesu walcowania np. stanów naprężeń, nacisków kontaktowych, sił walcowania itp. co uniemożliwia określenie na drodze numerycznej wartości parametrów technologicznych procesu z wymaganą dokładnością,

ze względu na pożądaną jakość technologiczną wyrobu. Również określenie stanów granicznych przy których następuje utrata spójności materiału gwintu, bazujących na odkształceniowych kryteriach wytrzymałościowych (*ang.* failure strain - ϕ_f) prowadzi do istotnych rozbieżności między wynikami obliczeń a wynikami eksperymentu.



Rys 3.13. Krzywe umocnienia dla stali S235JR otrzymane różnymi metodami: 1 – według normy, 2 – metodą N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridonowej oraz P.W. Bridgema, 3 – MES-1, 4 – MES-2, 5 – MES-3, 6 – MES-4

Zastosowanie metody elementów skończonych pozwala zwiększyć dokładność obliczeń odkształceń (MES-1) oraz naprężeń (MES-2) w końcowej fazie procesu rozciągania. Według metody MES-1 otrzymano następujące wartości naprężeń zastępczych w szyjce $\sigma_z = 1100$ MPa i odkształceń zastępczych $\phi_z = 1,08$. Natomiast naprężenia w zewnętrznej, niepękniętej jeszcze części próbki obliczone metodą MES-2 wynoszą $\sigma_z = 1300$ MPa.

Opracowana metodyka oraz aplikacje w programie ANSYS/LS-Dyna pozwalają określać stany odkształceń i naprężeń w dowolnym miejscu makropróbki walcowej lub płaskiej (metoda MES-3) oraz mikropróbki prostokątnej (metoda MES-4) oraz w dowolnej chwili trwania próby rozciągania, z uwzględnieniem historii i mikrostruktury materiału.

W przykładowych obliczeniach numerycznych przy wykorzystaniu metodyki MES-3 i MES-4 przyjęto model materiałowy sprężysto/lepko-plastyczny, Cowper'a – Symonds'a według zależności potęgowej [Ans2007]:

$$\sigma_Y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\phi}_z^{(p)}}{C} \right)^m \right] \cdot (\sigma_0 + \beta \cdot E_p \cdot \phi_z^{(p)}), \quad E_p = \frac{E_T \cdot E}{E - E_T}, \quad (3.68)$$

gdzie:

β – parametr umocnienia: umocnienie liniowo-izotropowe ($\beta = 1$), kinematyczne ($\beta = 0$) lub mieszane ($0 < \beta < 1$),

σ_0 [MPa] – początkowa, statyczna granica plastyczności,

$\dot{\phi}_z^{(p)}$ [s^{-1}] – zastępcza prędkość rzeczywistych odkształceń plastycznych,

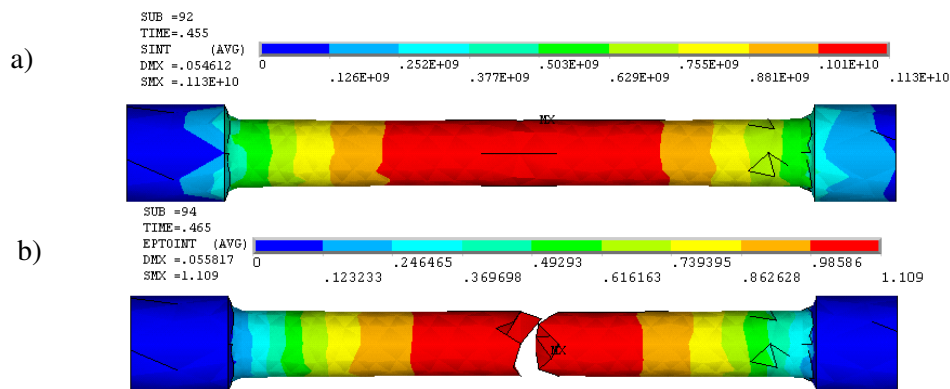
C [s^{-1}] – parametr materiałowy określający wpływ zastępczej prędkości rzeczywistego odkształcenia plastycznego,

$m = 1/P$ – stała materiałowa określająca wrażliwość materiału na prędkość odkształcenia plastycznego,

$\varphi_z^{(p)}$ [-] – zastępcze rzeczywiste odkształcenie plastyczne,

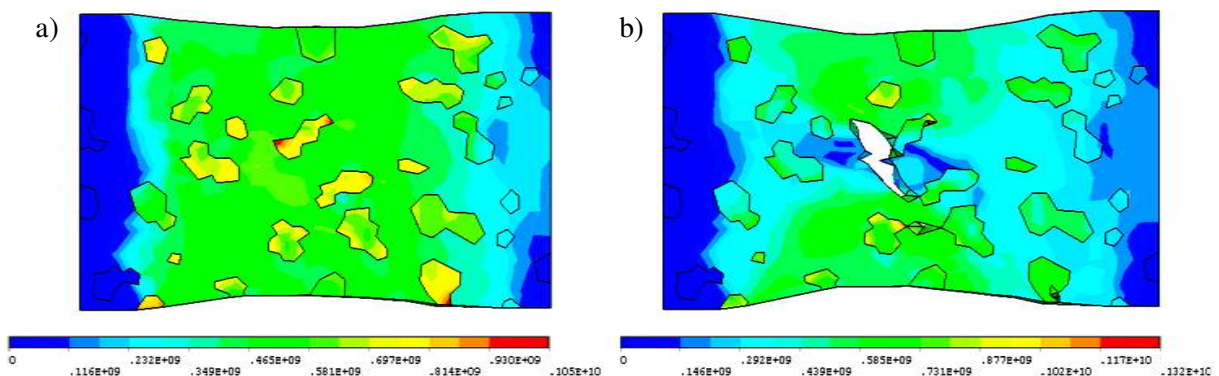
E_p [-] – parametr materiałowy zależny od modułu umocnienia plastycznego E_T i modułu sprężystości Younga E .

Analizy numeryczne wykonano na makropróbkach cylindrycznych (MES-3). Maksymalne naprężenia zastępcze występują przed zerwaniem $\sigma_z = 1130$ MPa (rys. 3.14a), natomiast maksymalne zastępcze odkształcenia rzeczywiste, wynoszą $\varphi_z = 1,109$ (rys. 3.14b).



Rys. 3.14. Mapa naprężeń zastępczych w próbce walcowej o średnicy pomiarowej $d_0=10$ mm ze stali S235JR przed zerwaniem (a) oraz mapa odkształceń zastępczych po zerwaniu (b)

Materiał w skali mikro wykazuje własności, które w tych samych materiałach, ale w skali makro nie występują. Mikropróbkę prostokątną o wymiarach $L \times H \times G = 200 \times 140 \times 10 \mu\text{m}^3$ ze stali S235JR, o mikrostrukturze ferrytyczno-perlitycznej, przedstawia rysunek 3.10. W obliczeniach numerycznych przyjęto następujące własności mechaniczne perlitu: $\rho = 7855 \text{ kg/m}^3$, $E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0,28$, $\sigma_0 = 390 \text{ MPa}$, $E_T = 3000 \text{ MPa}$ ($E_p = 3043 \text{ MPa}$), $\beta = 1$, $C = 40 \text{ s}^{-1}$ i $P = 5$, $\varphi_f = 0,2$ oraz ferrytu: $\rho = 7875 \text{ kg/m}^3$, $E = 200 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$, $\sigma_0 = 270 \text{ MPa}$, $E_T = 400 \text{ MPa}$ ($E_p = 401 \text{ MPa}$), $\beta = 1$, $C = 40 \text{ s}^{-1}$ i $P = 5$, $\varphi_f = 0,74$.



Rys. 3.15. Mapy naprężeń zastępczych w mikropróbkce ze stali S235JR podczas rozciągania: a) – przed mikropeknięciem, b) – po mikropeknięciu

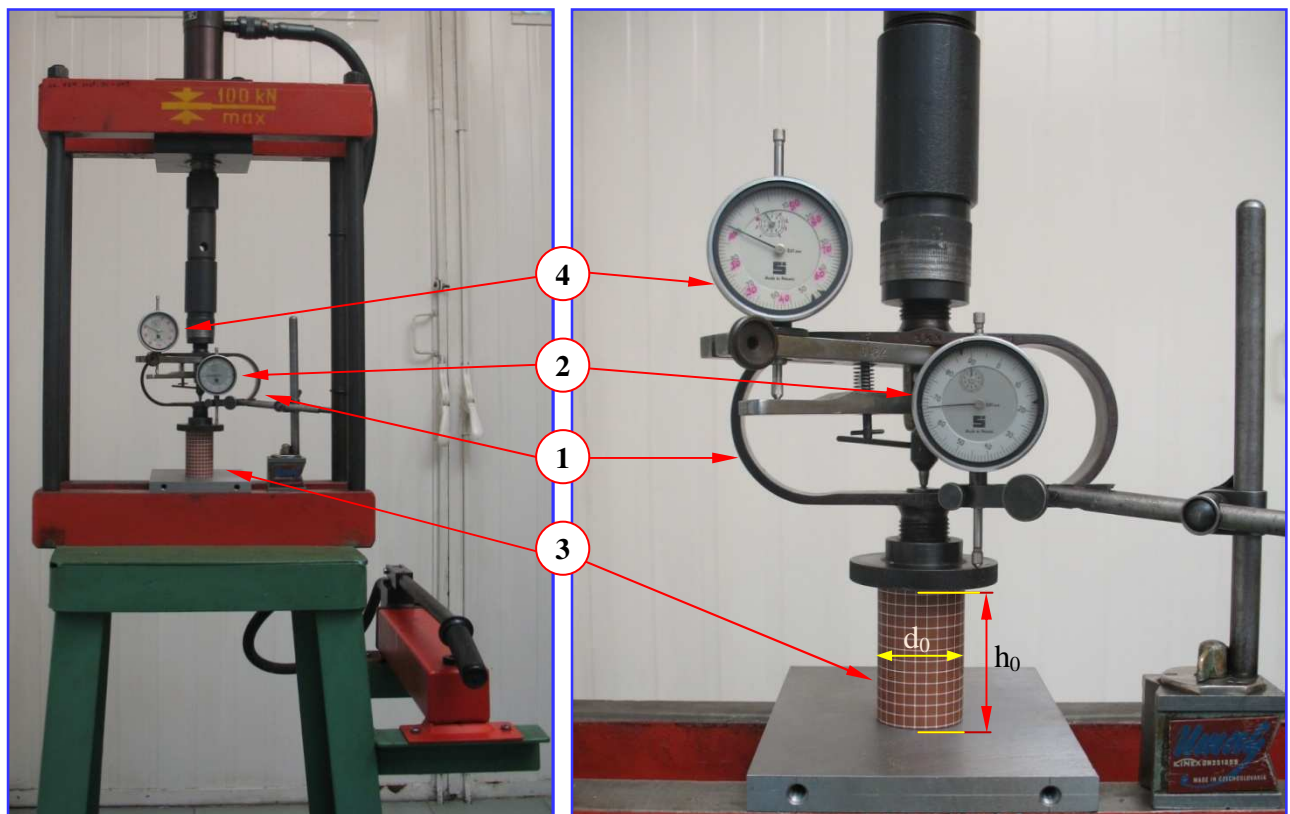
Wartości naprężeń w skali makro i mikro wykazują istotne różnice. Maksymalne naprężenia w mikropróbkce przed mikropeknięciem wynoszą $\sigma_z = 1050$ MPa (rys. 3.15a) natomiast po mikropeknięciu $\sigma_z = 1320$ MPa (rys. 3.15b) i są znacznie większe niż w makropróbkach (rys. 3.14a).

W dalszych badaniach własnych do wyznaczenia krzywych umocnienia tworzywa modelowego (plastelina) i stali stosowano metody MES-2 i MES-3, ze względu na dużą dokładność określania parametrów materiałowych.

19. Wyznaczenie krzywych umocnienia dla wybranych materiałów

19.1. Krzywa umocnienia dla plasteliny jako tworzywa modelowego

Celem zapewnienia warunku podobieństwa reologicznego wyznaczono charakterystykę dla materiału modelowego – plasteliny. Wynika to z jej dostępności, niskiej ceny, łatwej obrabialności, plastyczności (naprężenia uplastyczniające są 100 – 1000 razy mniejsze od odpowiednich naprężeń metalu), możliwości jej modyfikacji i regeneracji a przez co wielokrotnego użycia. Podstawowym składnikiem plasteliny jest węglan wapnia CaCO_3 oraz środki wiążące takie jak: woda, tłuszcze pochodzenia mineralnego, roślinnego, zwierzęcego i inne środki zmiękczające i utwardzające i barwniki. Dobierając odpowiedni skład plasteliny można tworzyć różne modele reologiczne ciał (tj. idealnie plastycznych, sztywno – plastycznych, umacniających się, itp.) oraz o takim samym modelu reologicznym, lecz o różnym oporze plastycznym [Kow1995, Kuk1994, Kuk1990a].

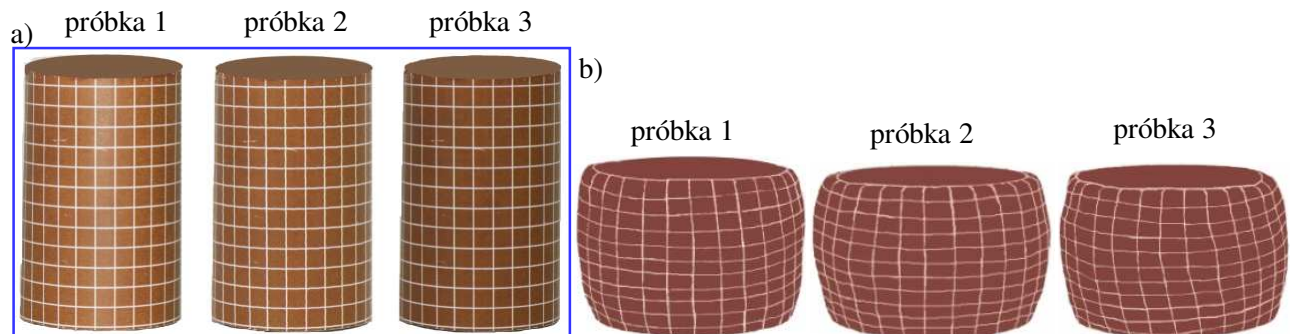


Rys. 3.16. Stanowisko do statycznej próby ściskania tworzywa modelowego: 1 - siłomierz kabłąkowy; 2 - zegarowy czujnik przemieszczenia; 3 - próbka ściskana; 4 - zegarowy czujnik wyskalowany w jednostkach siły

Model materiałowy opracowano w oparciu o statyczną próbę ściskania [PN1957]. Wyniki z tej próby są danymi orientacyjnymi ze względu na występowanie zakłóceń w pomiarze siły ściskania. Czynnikiem zakłócającym pomiar siły ściskania jest tarcie występujące na powierzchniach czołowych próbki walcowej. W warunkach idealnych podczas statycznej próby ściskania średnica próbki walcowej zmieniałaby się równomiernie na całej jej wysokości. Jednakże dla warunków rzeczywistych wpływ tarcia powoduje, że materiał próbki płynie nierównomiernie (tworzy się becinka), jest to wynik blokowania płynięcia materiału na czołowych powierzchniach kontaktu próbki z podłożem i stemplem. Ze względu na to, że podczas statycznej próby ściskania tworzywa

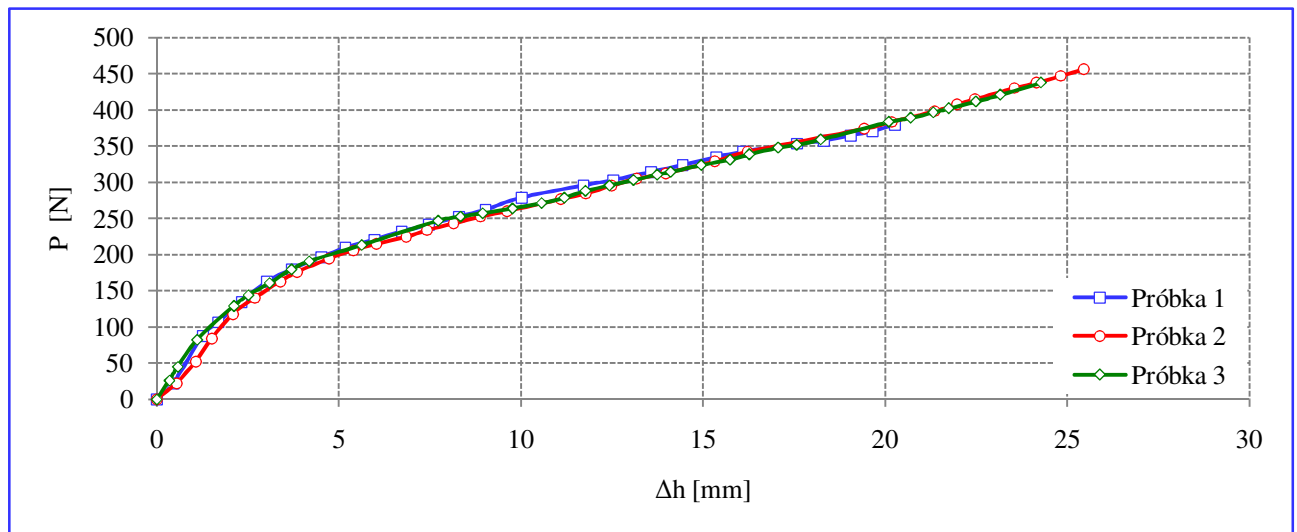
modelowego praktycznie nie jest możliwe wyeliminowanie wpływu tarcia, w próbce występuje trójosiowy stan naprężeń i odkształceń, a nie jak zakłada próba – jednoosiowy. Dlatego też uwzględniono trójosiowy stan naprężeń i odkształceń tj. poza naprężeniami i odkształceniami występującymi na kierunku działania siły ściskającej uwzględniono naprężenia i odkształcenia obwodowe i promieniowe. Do wyznaczenia krzywych umocnienia wykorzystano obliczenia wykonane według metodyki MES-1. Wady tej pozbawiona jest statyczna próba rozciągania jednakże ze względu na charakter tworzywa przeprowadzenie jej jest niemożliwe.

Próbkę ściskania przeprowadzono na stanowisku przedstawionym na rysunku 3.16. Do badań wykorzystano próbki walcowe o wysokości początkowej $h_0 = 58$ mm i średnicy początkowej $d_0 = 2r_0 = 46$ mm. Zdjęcia próbek przygotowanych do badań wytrzymałościowych pokazano na rysunku 3.17.



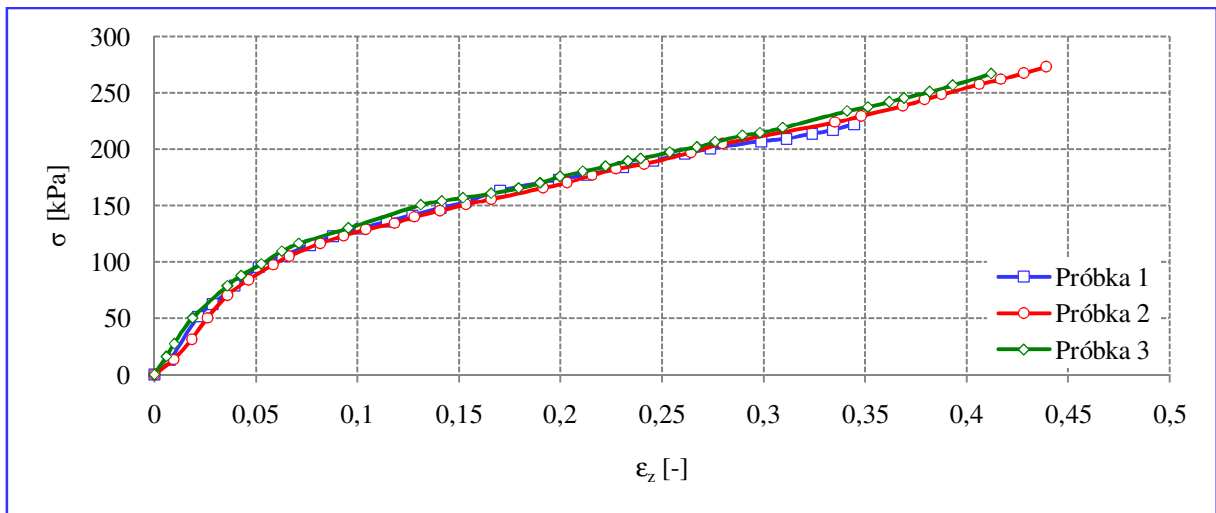
Rys. 3.17. Widok przykładowych próbek wykonanych z tworzywa modelowego z naniesioną siatką elementów skończonych do przeprowadzenia statycznej próby ściskania (a) oraz po próbie (b)

Na podstawie próby ściskania opracowano wykresy zależności siły ściskającej w funkcji zmiany wysokości próbki $P = f(\Delta h)$ (rys. 3.18). Stosowano trzykrotne powtarzanie badań.

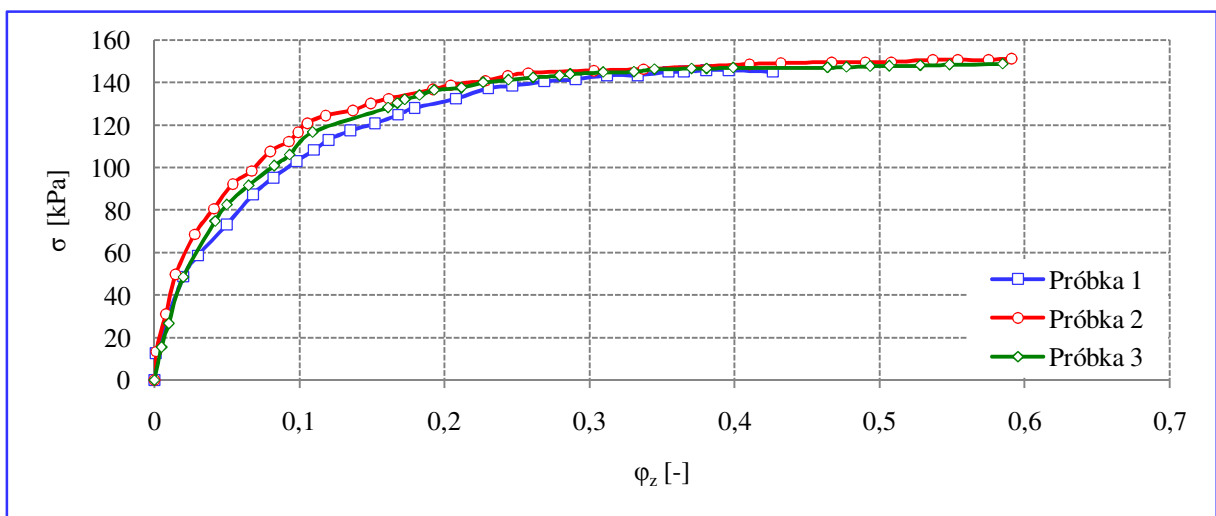


Rys. 3.18. Wykresy zmian siły ściskającej P w funkcji zmiany wysokości Δh próbki walcowej

Wykorzystując przedstawione zależności i wyniki z próby ściskania opracowano model materiałowy w postaci umownego wykresu ściskania (rys. 3.19) oraz rzeczywistego wykresu ściskania (rys. 3.20).

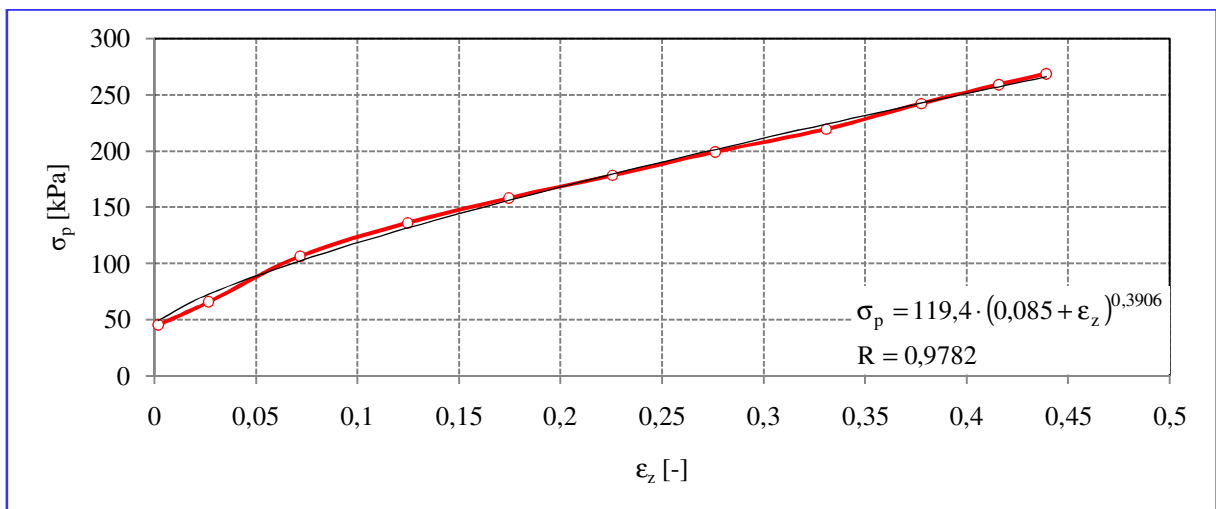


Rys. 3.19. Umowne wykresy ściskania dla tworzywa modelowego (plasteliny)

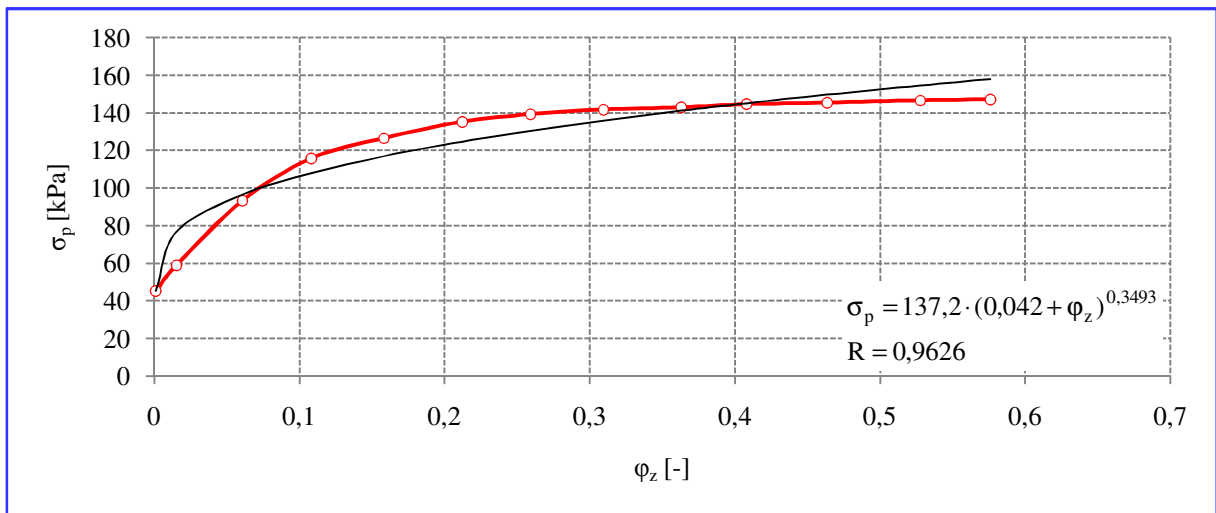


Rys. 3.20. Rzeczywiste wykresy ściskania dla tworzywa modelowego (plasteliny)

Następnie, dla średnich z trzech pomiarów, otrzymano krzywe umocnienia - wykresy $\sigma_p = f(\varepsilon_z)$ oraz $\sigma_p = f(\varphi_z)$ dla plasteliny przedstawione na rysunkach 3.21 oraz 3.22.



Rys. 3.21. Charakterystyka materiałowa $\sigma_p = f(\varepsilon_z^{(VP)})$ przy stałej zastępczej prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \approx 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, dla tworzywa modelowego

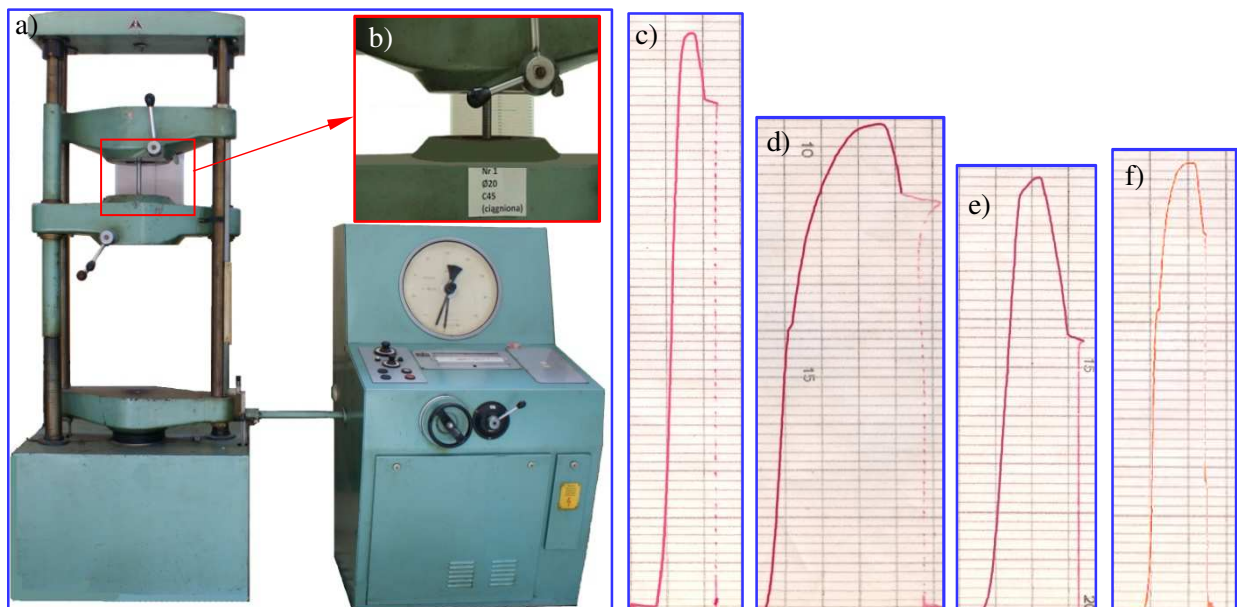


Rys. 3.22. Charakterystyka materiałowa $\sigma_p = f(\phi_z^{(VP)})$ przy stałej zastępczej prędkości odkształcenia $\dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \approx 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, dla tworzywa modelowego

19.2. Krzywe umocnienia dla stali C45, S235JR i 11SMn30

19.2.1. Wpływ odkształceń na naprężenia uplastyczniające

W celu określenia właściwości mechanicznych materiału przeprowadzono próbę rozciągania materiału [PN2004]. Próby rozciągania, charakteryzujące własności materiału traktowane są jako podstawowy element obliczeń wytrzymałościowych. Metody badań ulegają ciągłej modernizacji, a szczegółowe wyniki oraz same metody badań chronione są patentami i nie są udostępniane. Stosowanie metody tzw. schematyzacji wykresów rozciągania i wykorzystywanie ich do precyzyjnych obliczeń np. metodą elementów skończonych może prowadzić do znacznych różnic między wynikami obliczeń, a rzeczywistym stanem WW [Jar2004]. Stosowane maszyny wytrzymałościowe umożliwiają precyzyjny opis prób rozciągania, ale ich oprogramowanie pozwala na obliczenie tylko niektórych parametrów określających własności materiału [Jar2004].



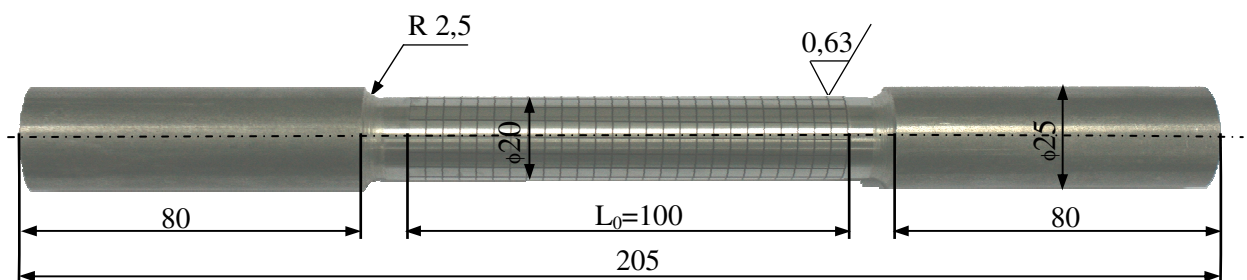
Rys. 3.23. Maszyna wytrzymałościowa typ ZD 40 (a) i widok zamocowanej próbki z naniesioną siatką elementów skończonych (b); wykresy rozciągania $P = f(\Delta l)$ stali C45 (pręt ciągniony) (c), C45 (pręt walcowy) (d), stali 11SMn30 (pręt ciągniony) (e) i stali S235JR (pręt ciągniony) (f)

Wyniki badań ograniczone względami technologicznymi (np. zakres mierników odkształceń) nie opisują precyzyjnie własności materiałów. Stosowanie wyników typowych badań wytrzymałościowych do obliczeń numerycznych obarczone jest błędami wynikającymi z przyjmowanych uproszczeń. Brak modelu matematycznego, który opisywałby rzeczywistą relację $\sigma-\varepsilon$ w całym zakresie obciążenia zmusza konstruktorów do przyjmowania założeń upraszczających albo do dodatkowych obliczeń, tak aby opisać cały proces rozciągania z uwzględnieniem fazy zniszczenia.

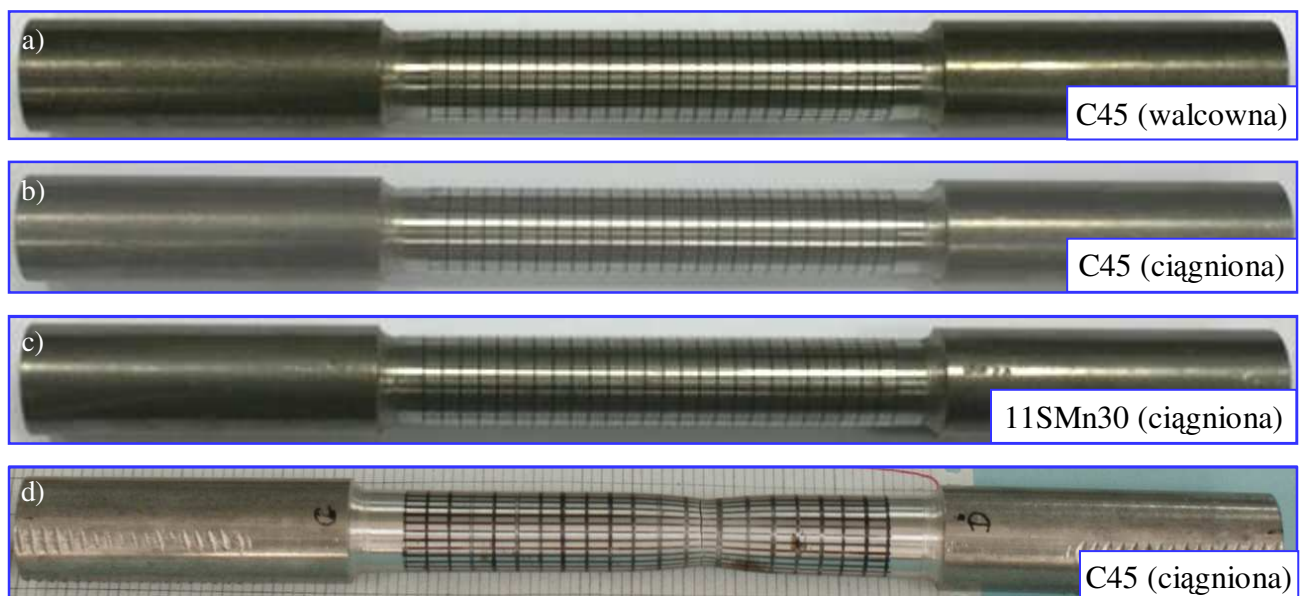
Próba jednoosiowego rozciągania jest powszechnie stosowana w celu wyznaczenia podstawowych własności mechanicznych materiału takich jak: granica plastyczności fizyczna R_e lub umowna $R_{e0,2}$, wytrzymałość na rozciąganie R_m , wydłużenie równomierne A_r , wydłużenie całkowite A_5 lub A_{10} oraz przewężenie Z . Materiały o dobrych własnościach plastycznych charakteryzują się dwiema możliwościami przebiegu krzywej rozciągania: z wyraźną granicą plastyczności i z umowną granicą sprężystości.

Próbę jednoosiowego rozciągania wykonano na maszynie wytrzymałościowej typ ZD 40 (rys. 3.23) o zakresie siłownika od 0 ÷ 400 kN. Temperatura badania wynosiła 18°C. Próbkę wykonano i badania przeprowadzono zgodnie z normą PN-EN 10002-1+AC [PN2004].

W czasie pracy maszyny urządzenie rejestrująco-piszące tworzy wykres rozciągania. Na pionowej osi odkładana jest siła, a na poziomej wydłużenie bezwzględne (rys. 3.24). Do badań użyto próbek ze stali C45 (pręty ciągnione oraz walcowane), S235JR (pręty ciągnione) oraz 11SMn30 (pręty ciągnione). Stosowano 3-krotne powtarzanie wyników. Zdjęcia przykładowych próbek przed oraz po próbie zrywania przedstawia rysunek 3.25.

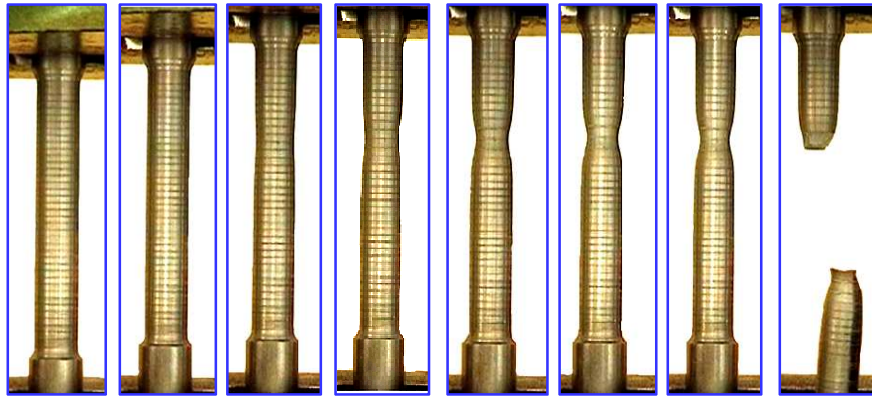


Rys. 3.24. Wymiary próbki w mm wykonanej według normy PN-EN 10002-1

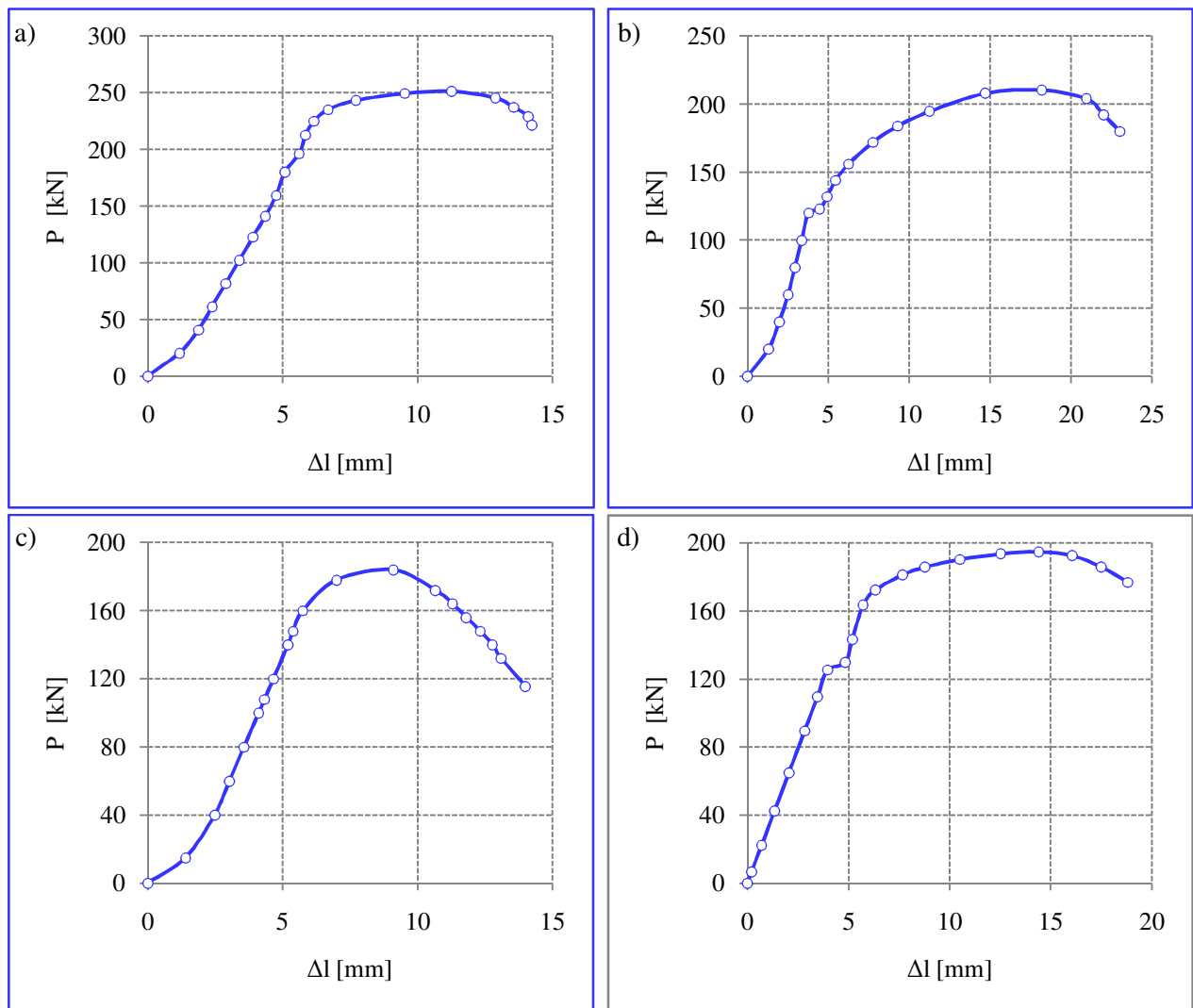


Rys. 3.25. Widok przykładowych próbek przed próbą rozciągania (a)-(c) oraz po próbie rozciągania (d)

Proces rozciągania próbki rejestrowano kamerą cyfrową. Przykładowe zdjęcia próbek w kolejnych fazach procesu przedstawia rysunek 3.26. Na podstawie próby rozciągania otrzymano wykresy zależności siły rozciągającej od wydłużenia względnego $P = f(\Delta l)$ (rys. 3.27).

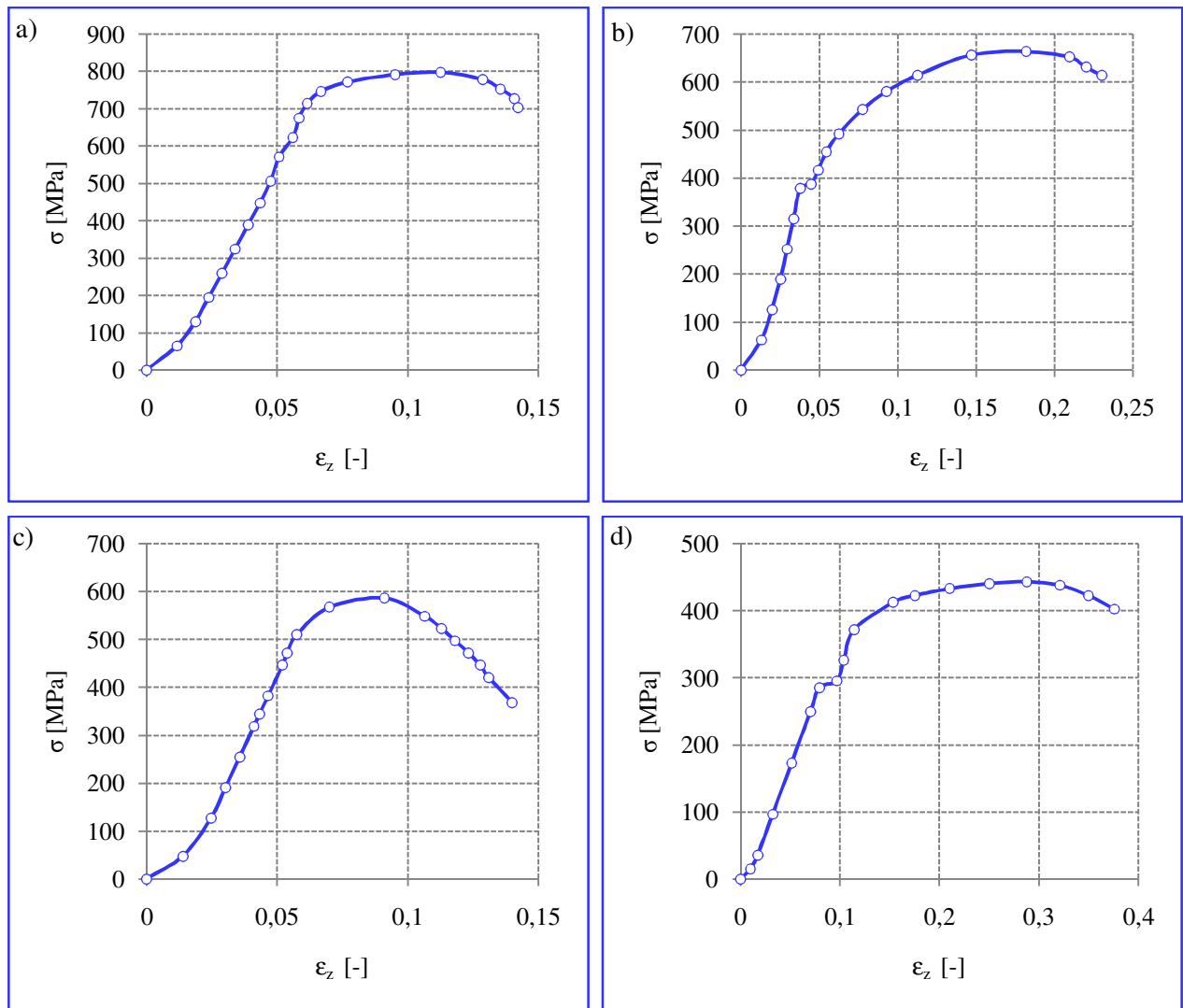


Rys. 3.26. Widok próbek ze stali S235JR z naniesioną siatką elementów skończonych, w kolejnych fazach próby rozciągania

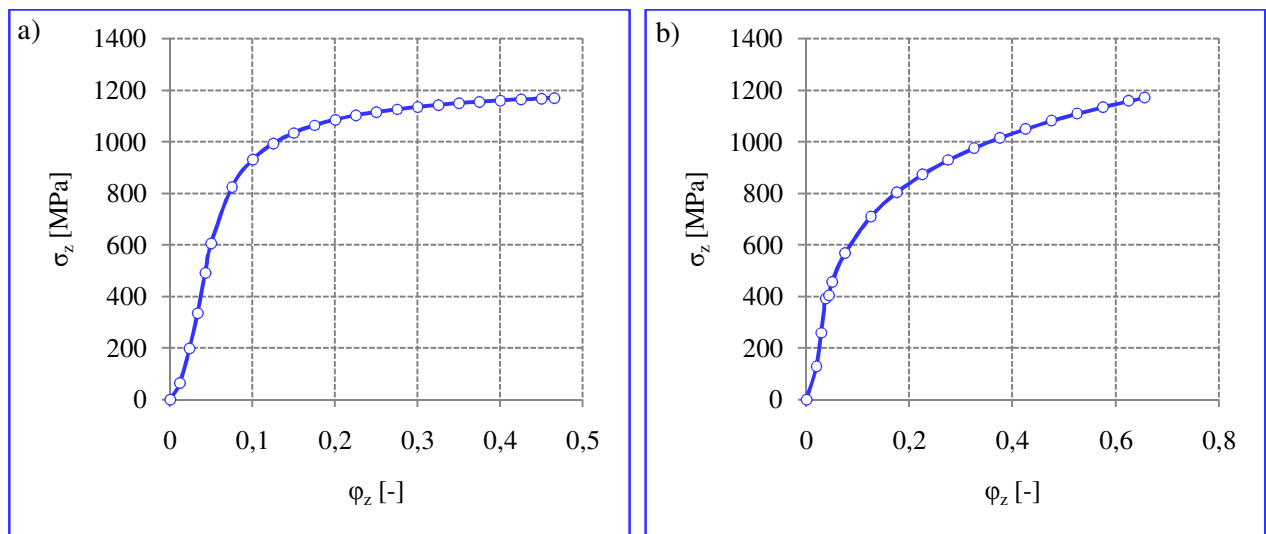


Rys. 3.27. Zależność siły rozciągającej od wydłużenia bezwzględnego dla stali: C45 ciągnionej (a), C45 walcowanej (b), 11SMn30 ciągnionej (c) i S235JR ciągnionej (d)

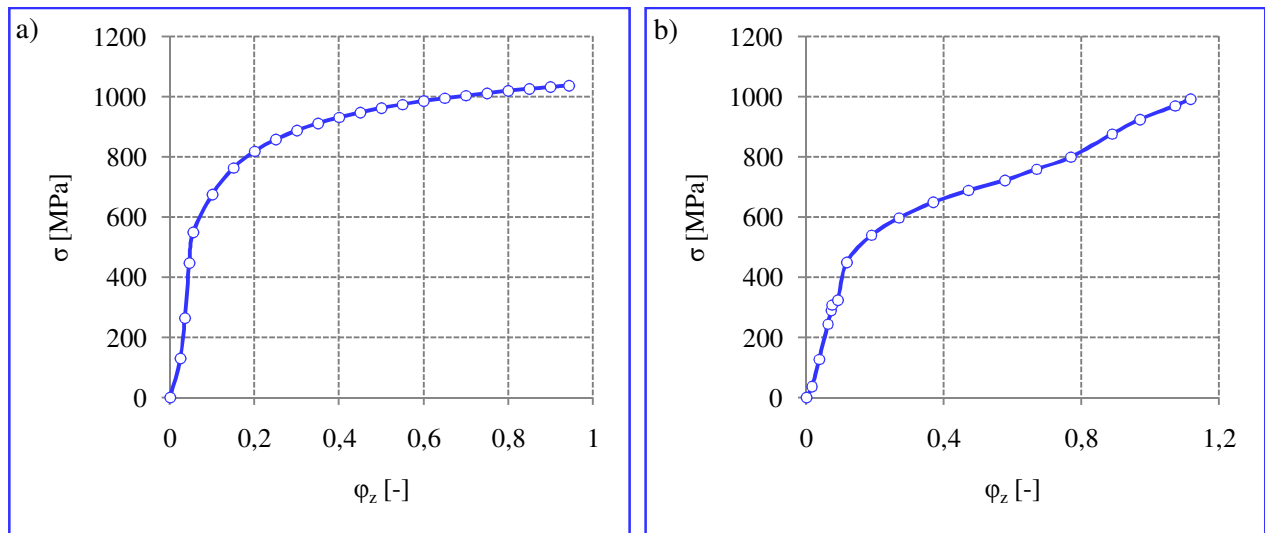
Wykresy rozciągania (rys. 3.27) wykorzystano do stworzenia umownych $\sigma = f(\epsilon_z)$ (rys. 3.28) i rzeczywistych $\sigma = f(\varphi_z)$ (rys. 3.29 i 3.30) wykresów rozciągania.



Rys. 3.28. Umowne wykresy rozciągania $\sigma = f(\varphi_z)$ dla stali: C45 ciągniętej (a), C45 walcowanej (b), 11SMn30 ciągniętej (c) i S235JR ciągniętej (d)



Rys. 3.29. Rzeczywisty wykres rozciągania $\sigma = f(\varphi_z)$ dla stali: C45 ciągniętej (a), C45 walcowanej (b)



Rys. 3.30. Rzeczywisty wykres rozciągania $\sigma = f(\varphi_z)$ dla stali: 11SMn30 ciągnionej (a) oraz S235JR

Następnie, na podstawie krzywych rozciągania (rys. 3.29 i 3.30), opracowano krzywe umocnienia - wykresy $\sigma_p = f(\varphi_z)$. Przykładowo na rysunkach 3.31 i 3.32 przedstawiono krzywe umocnienia dla stali C45 (ciągnionej), które aproksymowano funkcjami: wykładniczą, potęgową, wielomianem (drugiego i trzeciego stopnia) uzyskując następujące równania i współczynniki korelacji:

a) funkcja wykładnicza:

$$\sigma_p = 448,17 \cdot e^{3,316\varphi_z}, R^2 = -0,827, \quad (3.69)$$

b) funkcja potęgowa:

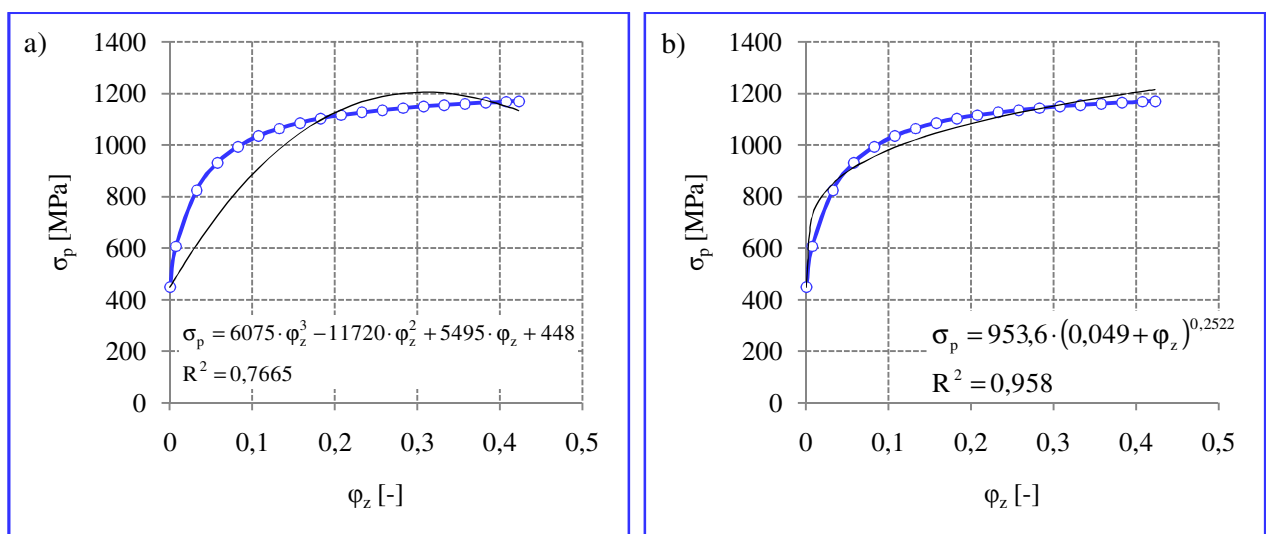
$$\sigma_p = 953,6 \cdot (0,049 + \varphi_z)^{0,2522}, R^2 = 0,958, \quad (3.70)$$

c) wielomian drugiego stopnia:

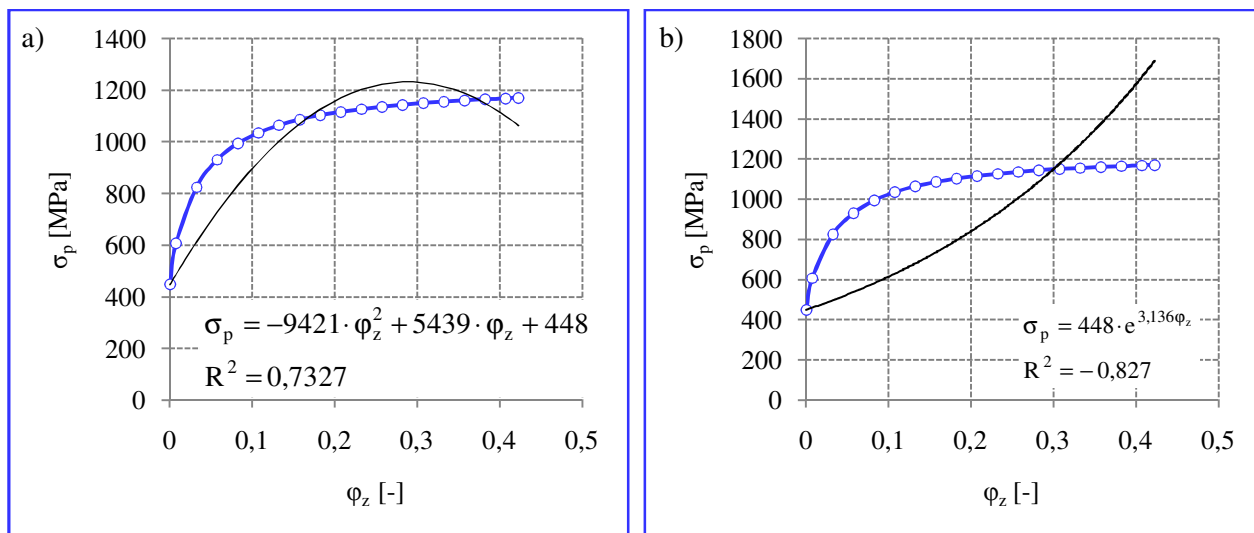
$$\sigma_p = -9421 \cdot \varphi_z^2 + 5439 \cdot \varphi_z + 448, R^2 = 0,7327 \quad (3.71)$$

d) wielomian trzeciego stopnia:

$$\sigma_p = 6075 \cdot \varphi_z^3 - 11720 \cdot \varphi_z^2 + 5495 \cdot \varphi_z + 448, R^2 = 0,7665. \quad (3.72)$$



Rys. 3.31. Aproksymacja wyników eksperymentu wielomianem algebraicznym stopnia trzeciego (a) i funkcją potęgową (b)



Rys. 3.32. Aproksymacja wyników eksperymentu wielomianem algebraicznym stopnia drugiego (a) i funkcją wykładniczą (b)

Do dalszej analizy wybrano funkcję potęgową (3.70), charakteryzującą się najlepszym współczynnikiem korelacji (najlepszym dopasowaniem).

W analogiczny sposób opracowano funkcje naprężeń uplastyczniających $\sigma_p = f(\phi_z)$ dla pozostałych gatunków stali, otrzymując:

- stali C45 walcowanej:

$$\sigma_p = 1394 \cdot (0,027 + \phi_z)^{0,3425}, \quad R^2 = 0,983, \quad (3.73)$$

- stali S235JR ciągnionej:

$$\sigma_p = 929 \cdot (0,052 + \phi_z)^{0,3928}, \quad R^2 = 0,979, \quad (3.74)$$

- stali 11SMn30 ciągnionej:

$$\sigma_p = 833,9 \cdot (0,045 + \phi_z)^{0,2943}, \quad R^2 = 0,975. \quad (3.75)$$

19.2.2. Wpływ prędkości odkształceń na naprężenia uplastyczniające

Wpływ prędkości odkształcenia na granicę plastyczności materiału był przedmiotem badań wielu eksperymentatorów. W wyniku analizy literatury [Per1966, Per1978] pod względem wpływu prędkości odkształcenia na naprężenia uplastyczniające, otrzymano następujące wnioski:

1. Większość wyników badań metali potwierdza tezę, że prędkość odkształcenia istotnie wpływa na naprężenia uplastyczniające. Zjawisko to nazwane zostało wrażliwością materiału na prędkość odkształcenia.
2. Dynamiczna granica plastyczności wzrasta w stosunku do granicy statycznej,
3. Efekt wpływu prędkości odkształcenia dla większości metali jest na tyle duży, że nie można opisywać właściwości dynamicznych za pomocą zależności otrzymanych podczas badań statycznych.

Z licznych badań empirycznych wynika, że zależność naprężeń uplastyczniających od prędkości odkształceń logarymicznych ma postać potęgową. Po uwzględnieniu w niej warunków (3.42) i (3.45) otrzymuje się:

$$\sigma_p = C_2 \cdot [F_2(\dot{\phi}_z^{(VP)})]^{n_2}, \quad (3.76)$$

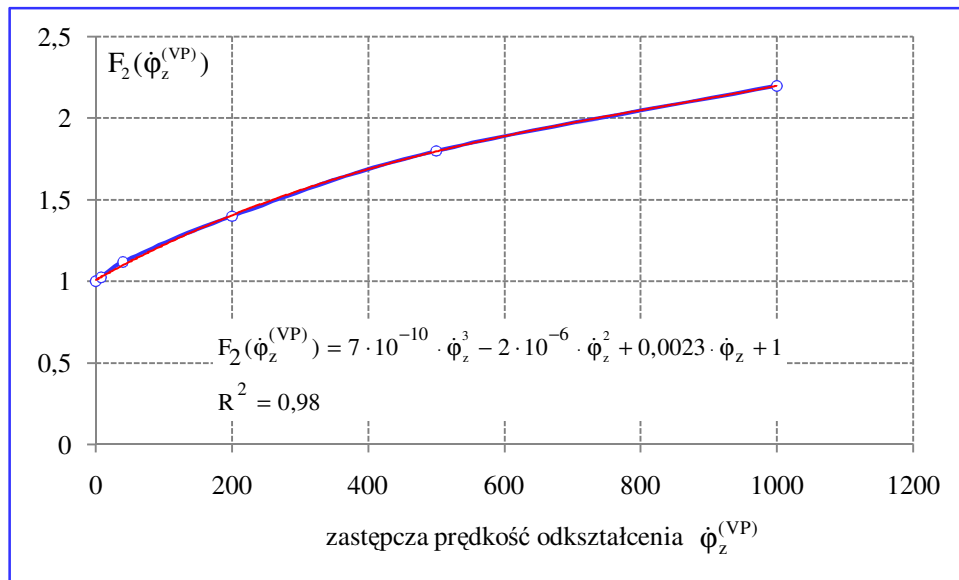
gdzie n_2 jest potęgowym współczynnikiem wrażliwości materiału na prędkość odkształcenia, natomiast stałą C_2 określa wzór:

$$C_2 = \sigma_{p0}(y) \left|_{\substack{\varphi_z^{(VP)} = 0 \\ \dot{\varphi}_z^{(VP)} = 0}} \cdot \sigma_{p1}(\varphi_z^{(VP)}) \right|_{\varphi_z^{(VP)} = 0} \quad (3.77)$$

Funkcję $F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)})$ wyznaczono z zależności naprężeń uplastyczniających od prędkości odkształceń opracowanych na podstawie danych eksperymentalnych.

Przykładowo dla stali C45 (ciągnionej) najlepszy wynik uzyskano w przypadku wielomianu drugiego stopnia postaci (rys. 3.33):

$$F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 7 \cdot 10^{-10} \cdot \dot{\varphi}_z^3 - 2 \cdot 10^{-6} \cdot \dot{\varphi}_z^2 + 0,0023 \cdot \dot{\varphi}_z + 1, R^2 = 0,999. \quad (3.78)$$



Rys. 3.33. Wykres funkcji $F_2(\dot{\varphi}_i^{(VP)})$ dla stali C45 ciągnionej

W analogiczny sposób opracowano funkcje $F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)})$ dla pozostałych gatunków stali, otrzymując:

- stali C45 walcowanej:

$$F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 7 \cdot 10^{-10} \cdot \dot{\varphi}_z^3 - 2 \cdot 10^{-6} \cdot \dot{\varphi}_z^2 + 0,0023 \cdot \dot{\varphi}_z + 1, R^2 = 0,98, \quad (3.79)$$

- stali S235JR ciągnionej:

$$F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 3 \cdot 10^{-10} \cdot \dot{\varphi}_z^3 - 1 \cdot 10^{-6} \cdot \dot{\varphi}_z^2 + 0,0006 \cdot \dot{\varphi}_z^{(VP)} + 1, R^2 = 0,953, \quad (3.80)$$

- stali 11SMn30 ciągnionej:

$$F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 8 \cdot 10^{-10} \cdot \dot{\varphi}_z^3 - 1 \cdot 10^{-6} \cdot \dot{\varphi}_z^2 + 0,0007 \cdot \dot{\varphi}_z + 1, R^2 = 0,946 \quad (3.81)$$

19.2.3. Model naprężeń uplastyczniających dla stali C45, S235JR i 11SMn30

Podstawiając zależności $\sigma_p = f(\varphi_z)$ i $F_2(\dot{\varphi}_z^{(VP)})$ dla poszczególnych gatunków stali według wzorów odpowiednio (3.70) i (3.73)÷(3.75) oraz (3.78)÷(3.81) do modelu (3.38) otrzymuje się następujący model dynamicznych naprężeń uplastyczniających w postaci ogólnej:

$$\sigma_p = R_e(y) \cdot (\varphi_0 + \varphi_z^{(VP)})^{n_1} \cdot [A \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 + B \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + C \cdot \dot{\varphi}_z^{(VP)} + D]^{n_2}, \quad (3.82)$$

gdzie: A, B, C, D, φ_0 i $n_1 \div n_2$ są parametrami materiałowymi (stałe dla danego materiału).

W celu określenia tych stałych wykonuje się badania eksperymentalne, wykorzystując teorię planowania eksperymentu [Kuk2002, Paj1981, Pol1977] oraz analizę statystyczną i teorię identyfikacji.

Model (3.82) zapisano w postaci:

$$y = x_0^{n_0} \cdot x_1^{n_1} \cdot x_2^{n_2}, \quad (3.83)$$

gdzie:

$$x_0^{n_0} = R_e(y); \quad x_1 = \varphi_0 + \varphi_z^{(VP)}; \quad x_2 = A \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 + B \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + C \cdot \dot{\varphi}_z^{(VP)} + D. \quad (3.83a)$$

Następnie dokonano linearyzacji równania (3.83) i normowania wykorzystując wzór:

$$\tilde{x}_i = \frac{2(\ln x_i - \ln x_{i \max})}{\ln x_{i \max} - \ln x_{i \min}} + 1, \quad (3.84)$$

przekształcony do postaci:

$$\ln x_i = \frac{1}{2} [\tilde{x}_i (\ln x_{i \max} - \ln x_{i \min}) + \ln x_{i \max} + \ln x_{i \min}], \quad (3.85)$$

gdzie x_i jest rzeczywistą wartością zmiennej z przedziału: $x_{i \min} \leq x_i \leq x_{i \max}$, $i = 1, 2$.

Ostatecznie otrzymano następującą zależność:

$$Y = k_0 + k_1 \cdot \tilde{x}_1 + k_2 \cdot \tilde{x}_2, \quad (3.86)$$

gdzie:

$$Y = \ln y,$$

k_0, k_1, k_2 – współczynniki, których wartości należy wyznaczyć,

\tilde{x}_i - zakodowana wartość czynnika x_i należy do przedziału $-1 \leq \tilde{x}_i \leq +1$, $i = 1, 2$.

Planowanie eksperymentu oraz wszystkie obliczenia statystyczne i identyfikację wykonano za pomocą programu PLANEKS-STAT [Kuk2002] i E-PLANNER [Kuk2004].

Przykładowo, dla stali C45 ciągnionej stałe materiałowe wynoszą: $A = 7 \cdot 10^{-4}$, $B = -2 \cdot 10^{-6}$, $C = 0,0023$, $D = 1$, $\varphi_0 = 0,049$, natomiast w wyniku obliczeń otrzymano następujące równanie regresji w postaci odkodowanej:

$$\sigma_p = 1710 \cdot x_1^{0,496} \cdot x_2. \quad (3.87)$$

Po wstawieniu do równania (3.87) wzory (3.83a) oraz po odpowiednich przekształceniach otrzymuje się ostatecznie poszukiwany model matematyczny opisujący dynamiczne naprężenia uplastyczniające dla stali C45 ciągnionej:

$$\sigma_p(\varphi_z^{(VP)}, \dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 1710 \cdot (0,049 + \varphi_z^{(VP)})^{0,496} \cdot [7 \cdot 10^{-10} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 - 2 \cdot 10^{-6} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + 0,0023 \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)}) + 1]. \quad (3.88)$$

Postępując analogicznie otrzymano następujące równanie na naprężenia uplastyczniające dla:

- stali C45 walcowanej:

$$\sigma_p(\varphi_z^{(VP)}, \dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 1482 \cdot (0,027 + \varphi_z^{(VP)})^{0,479} \cdot [7 \cdot 10^{-10} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 - 2 \cdot 10^{-6} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + 0,0023 \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)}) + 1], \quad (3.89)$$

- stali S235JR ciągnionej:

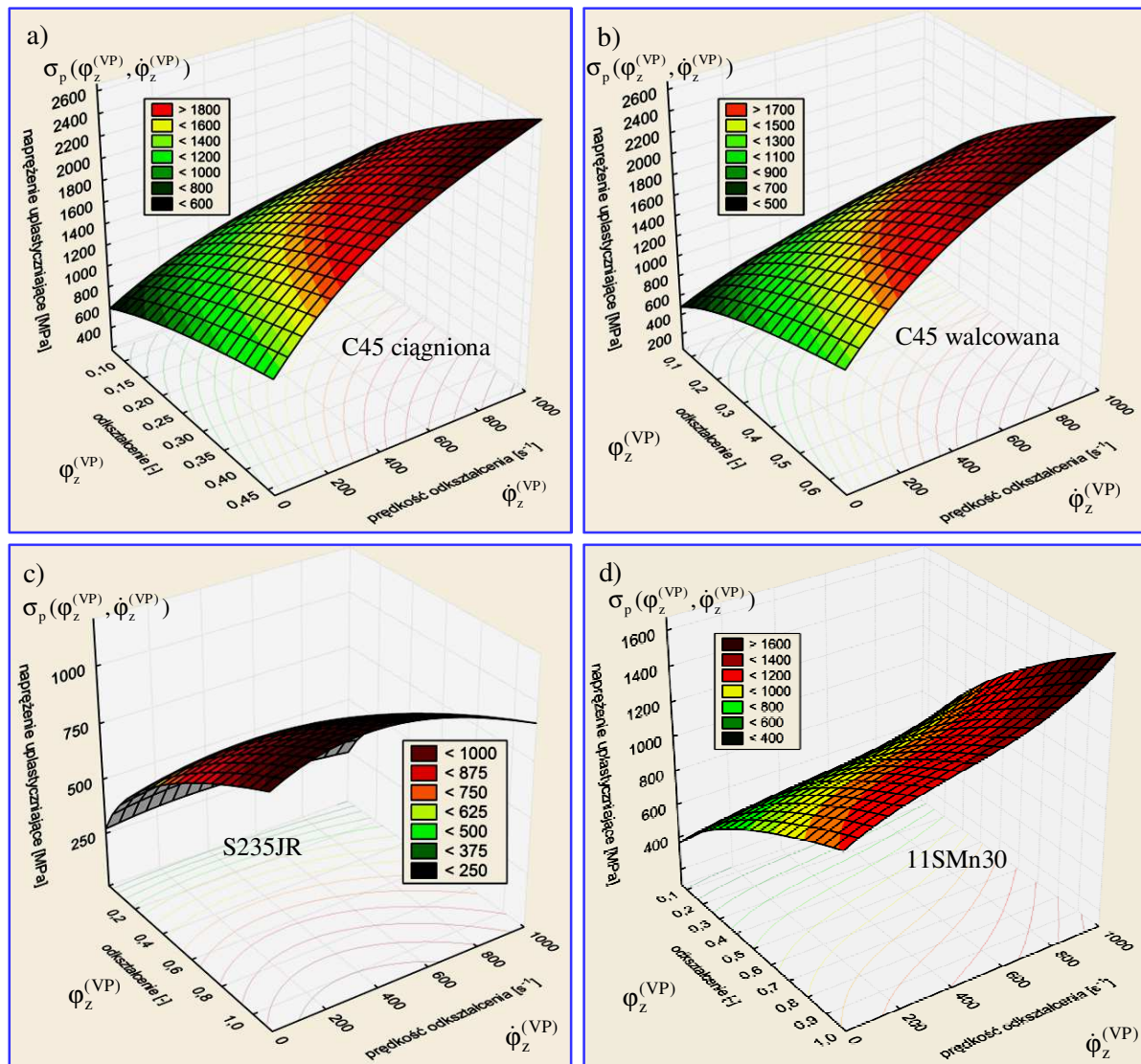
$$\sigma_p(\varphi_z^{(VP)}, \dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 945 \cdot (0,052 + \varphi_z^{(VP)})^{0,4368} \cdot [3 \cdot 10^{-10} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 - 1 \cdot 10^{-6} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + 0,0006 \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)}) + 1], \quad (3.90)$$

- stali 11SMn30 ciągnionej:

$$\sigma_p(\varphi_z^{(VP)}, \dot{\varphi}_z^{(VP)}) = 1088 \cdot (0,045 + \varphi_z^{(VP)})^{0,502} \cdot [8 \cdot 10^{-10} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^3 - 1 \cdot 10^{-6} \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)})^2 + 0,0007 \cdot (\dot{\varphi}_z^{(VP)}) + 1]. \quad (3.91)$$

Wykresy dynamicznych naprężeń uplastyczniających w zależności od odkształceń zastępczych i prędkości odkształceń zastępczych, dla stali C45 (pręt ciągniony), C45 (pręt walcowany), S235JR

(pręt ciągniony) i 11SMn30 (pręt ciągniony) opracowane na podstawie równań regresji odpowiednio (3.88), (3.89), (3.90) i (3.91), przedstawia rysunek 3.34.



Rys. 3.34. Wykresy funkcji $\hat{\sigma}_p(\phi_z^{(VP)}, \dot{\phi}_z^{(VP)})$ dla stali C45 ciągnionej (a), stali C45 walcowanej (b), S235JR ciągnionej (c) i stali 11SMn30 ciągnionej (d)

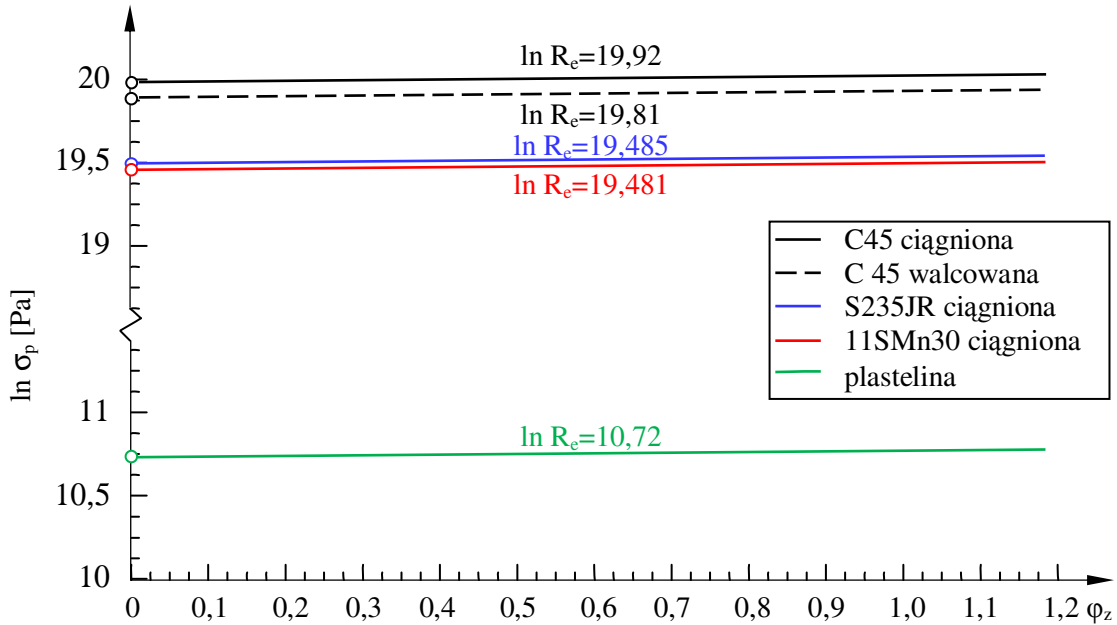
Charakterystyki $\sigma_p - \phi_z$ dla tworzywa modelowego są niezbędne do przeprowadzenia badań modelowych na tworzywie modelowym (rozd. VI pkt. 34, natomiast dynamiczne naprężenia uplastycznijace $\hat{\sigma}_p(\phi_z^{(VP)}, \dot{\phi}_z^{(VP)})$ stali C45, S235JR i 11SMn30 są niezbędne do opracowania modelu materiałowego (równania konstytutywne) występujących w równaniach ruchu obiektu (rozdział V) oraz do opracowania aplikacji komputerowych w programie Ansys i przeprowadzenia symulacji numerycznych (rozdział VII).

19.3. Porównanie właściwości mechanicznych stali i plasteliny

Celem porównania otrzymanej charakterystyki materiałowej tworzywa modelowego z charakterystykami materiałów obróbkowych (stali: C45, S235JR i 11SMn30), zestawiono je na wykresie (rys. 3.35) w współrzędnych logarytmicznych dla naprężeń.

Zbliżone kąty pochylenia linii na wykresie w układzie współrzędnych logarytmicznych, wskazują że otrzymana charakterystyka materiałowa dla tworzywa modelowego wykazuje podobieństwo do charakterystyk materiałowych stali C45 (ciągnionej i walcowanej) oraz stali 11SMn30 (walcowanej) i

S235JR. Na podstawie wyznaczonych w badaniach wytrzymałościowych wartości początkowej granicy plastyczności dla tworzywa modelowego i stali wynoszące odpowiednio: $R_e^* = 45,63 \text{ kPa}$ (plastelina), $R_e = 448 \text{ MPa}$ (stal C45 ciągniona), $R_e = 400 \text{ MPa}$ (stal C45 walcowana), $R_e = 290 \text{ MPa}$ (stal S235JR ciągniona) i $R_e = 280 \text{ MPa}$ (stal 11SMn30 ciągniona). Zatem z zależności (3.1a), wartości współczynnika skali reologicznej wynoszą odpowiednio: $k_r^{(C45c)} = R_e/R_e^* = 448000/45,63 = 9818$, $k_r^{(C45w)} = 8856$, $k_r^{(S235JR)} = 6242$ i $k_r^{(11SMn30)} = 6136$.



Rys. 3.35. Porównanie charakterystyki materiałowej plasteliny z charakterystykami stali: C45, S235JR i 11SMn30

20. Implementacja numeryczna modeli materiałowych

W sformułowanych w poprzednich punktach związkach konstytutywnych (modelach materiałowych), dla ułatwienia operacji matematycznych, zastosowano zapis wskaźnikowy Cauchy'ego. W celu wykorzystania tych związków do wyprowadzenia równań ruchu obiektu (rozd. V) oraz opracowania aplikacji komputerowych do symulacji numerycznej procesu walcowania gwintów wygodnie jest zapisać je w postaci macierzowej.

Zależności (3.20), (3.26) i (3.28) mają następujące postacie macierzowe:

$$\Delta \mathbf{T}_\varepsilon = \frac{1}{1 - \tilde{\mathbf{S}}^{**}} \cdot \left(\mathbf{D}^{(E)} \cdot \Delta \boldsymbol{\sigma} - \frac{\frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)})] \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z \cdot \tilde{\mathbf{S}}}{\tilde{\mathbf{S}} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot (\tilde{\mathbf{C}} + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T)} \right) = \frac{1}{1 - \tilde{\mathbf{S}}^{**}} (\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{(E)} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{**}) \quad (3.92)$$

$$\Delta \mathbf{T}_\sigma = \mathbf{C}^{(E)} \cdot \left(\Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{\tilde{\mathbf{S}} \cdot \left\{ \tilde{\mathbf{S}} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z^{(VP)} \right\}}{\tilde{\mathbf{S}} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\varepsilon_z^{(VP)}, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}} + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} \right) = \quad (3.93)$$

$$= \mathbf{C}^{(E)} \cdot (1 - \tilde{\mathbf{S}}^{**}) \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{C}^{(E)} \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{**}$$

$$\Delta \mathbf{T}_\sigma = \mathbf{C}^{(E)} \cdot \left[1 - \psi \cdot \frac{\mathbf{S} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \mathbf{S}}{\mathbf{S} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \mathbf{S} + \frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\epsilon_z^{(P)})]^2 \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\epsilon_z^{(P)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} \right] \cdot \Delta \boldsymbol{\epsilon} = \mathbf{C}^{(E-P)} \cdot \Delta \boldsymbol{\epsilon} \quad (3.94)$$

$$\Delta \mathbf{T}_\alpha = \frac{2}{3} \cdot \frac{\mathbf{E}_T \cdot \mathbf{E}}{\mathbf{E} - \mathbf{E}_T} \cdot \frac{\tilde{\mathbf{S}} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \Delta \boldsymbol{\epsilon} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_p \cdot \dot{\mathbf{E}}_T \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z}{\tilde{\mathbf{S}} \cdot \mathbf{C}^{(E)} \cdot \tilde{\mathbf{S}} + \frac{2}{3} \cdot \sigma_p^2(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \left(\tilde{\mathbf{C}}(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{E}_T \right)} \cdot \tilde{\mathbf{S}} \quad (3.95)$$

W obliczeniach numerycznych stosuje się macierzowy zapis wzoru (3.94) otrzymany po jego dyskretyzacji metodą elementów skończonych:

$$\Delta \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^{(E)*} \cdot \bar{\mathbf{B}} + \underline{\Delta \mathbf{q}} \cdot \tilde{\mathbf{B}} \cdot \Delta \mathbf{q} + \Delta \boldsymbol{\sigma}^{**} = (1 - \tilde{\mathbf{S}}^{**}) (\bar{\mathbf{S}} + \mathbf{C}^{(E)}) \cdot \underline{\Delta \mathbf{q}} \cdot \tilde{\mathbf{B}} \cdot \Delta \mathbf{q} + \Delta \boldsymbol{\sigma}^{**} \quad (3.96)$$

gdzie $\bar{\mathbf{B}}$ i $\tilde{\mathbf{B}}$ są chwilowymi macierzami odpowiednio liniowej i nieliniowej zależności przyrostu odkształceń od przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych, $\bar{\mathbf{S}} = \mathbf{C}^{(E)} \cdot \bar{\mathbf{B}}$ jest macierzą naprężeń układu dyskretnego, $\underline{\Delta \mathbf{q}}$ i $\Delta \mathbf{q}$ jest odpowiednio macierzą i wektorem kolumnowym przemieszczeń punktów węzłowych układu na kroku, $\mathbf{C}^{(E)}$ jest macierzą Hooke'a.

Sformułowane związki konstytutywne zostaną wykorzystane do symulacji numerycznej zachowania się materiału półwyrobu poddanemu działaniu obciążeń mechanicznych w procesie walcowania gwintu. Zagadnienie brzegowo-początkowe, które należy rozwiązać, ma postać sprzężonego układu równań, na który składają się przemieszczeniowe równania równowagi i relacje fizyczne. Dyskretyzacja równań równowagi względem zmiennych przestrzennych, za pomocą MES, prowadzi do układu równań w formie przyrostowej, który rozwiązuje się metodą explicit.

Oddzielnym zagadnieniem jest całkowanie relacji konstytutywnych, które należy przeprowadzić niezależnie na każdym kroku. Otrzymane związki konstytutywne mogą być zaklasyfikowane jako układ nieliniowych równań różniczkowych. Rozwiązanie takiego zagadnienia można uzyskać za pomocą znanych procedur przyrostowych MES. W wykorzystywanych w pracy komercyjnych programach MES, należy wyznaczyć **przyrost tensora naprężenia** $\Delta \mathbf{T}_\sigma$ o składowych $\Delta \sigma_{ij}$ oraz **przyrost naprężenia uplastyczniającego** $\Delta \sigma_p$ w każdym kroku a także **dokonać akumulacji wielkości przyrostowych** na końcu kroku.

Do akumulacji naprężeń opracowano specjalne procedury odpowiednio AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ i AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ UPLASTYCZNIAJĄCYCH, natomiast do poprawiania wartości naprężeń – algorytm POPRAWIANIE NAPRĘŻEŃ.

20.1. Zasady akumulacji wielkości przyrostowych

W procesie obliczeń zagadnienie akumulacji składowych wektorów przyrostu przemieszczenia Δu_i oraz składowych tensorów przyrostu odkształcenia $\Delta \epsilon_{ij}$ w dowolnej chwili t jest trywialne i polega na dodawaniu odpowiednich ich składowych w chwilach poprzednich:

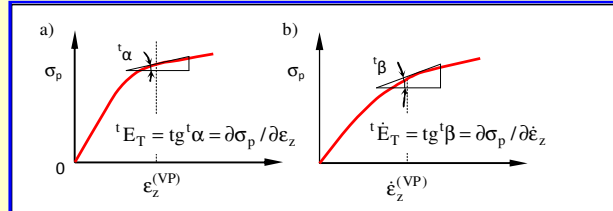
$$u_i = \sum_{t=0}^{\tau} \Delta u_i, \quad i = 1 \div 3 \quad (6),$$

$$\epsilon_{ij} = \sum_{t=0}^{\tau} \Delta \epsilon_{ij}, \quad i, j = 1, 2, 3.$$

Natomiast akumulacja przyrostów naprężeń uplastyczniających $\Delta \sigma_p$ i tensorów przyrostów naprężeń $\Delta \mathbf{T}_\sigma$ nie jest trywialna i wymaga opracowania odpowiednich algorytmów – AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ UPLASTYCZNIAJĄCYCH (tablica 3.2) oraz AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ (tablica 3.3).

Tablica 3.2. Algorytm AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ UPLASTYCZNIAJĄCYCH

1. Na początku kroku (w chwili t) znane jest naprężenie uplastyczniające ${}^t\sigma_p$, otrzymane jako akumulacja przyrostów naprężeń uplastyczniających w chwilach poprzednich.
2. W wyniku rozwiązania problemu przyrostowego otrzymuje się przyrost tensora odkształceń $\Delta\mathbf{T}_\varepsilon$ o składowych $\Delta\varepsilon_{ij}$ i przyrost tensora prędkości odkształceń $\Delta\dot{\mathbf{T}}_\varepsilon$ o składowych $\Delta\dot{\varepsilon}_{ij}$.
3. Oblicza się pochodne cząstkowe: $\operatorname{tg}\alpha = \partial F[\bullet] / \partial \varepsilon_z$, dla $\dot{\varepsilon}_z = \text{const}$ oraz $\operatorname{tg}\beta = \partial F[\bullet] / \partial \dot{\varepsilon}_z$ dla $\varepsilon_z = \text{const}$ jako tangensy nachylenia stycznych do krzywej umocnienia w chwili t (rys. 3.36).

**Rys. 3.36.** Geometryczna interpretacja pochodnych $\partial F[\bullet] / \partial \varepsilon_z$ i $\partial F[\bullet] / \partial \dot{\varepsilon}_z$

4. Oblicza się przyrost naprężenia uplastyczniającego na kroku przyrostowy ze wzoru:

$$\Delta\sigma_p = F_2(y) \cdot \Delta y + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \dot{\varepsilon}_z} \cdot \Delta \dot{\varepsilon}_z + \frac{\partial F[\bullet]}{\partial \varepsilon_z} \cdot \Delta \varepsilon_z,$$

3. Dodając otrzymany przyrost naprężenia uplastyczniającego do naprężenia całkowitego w chwili t ${}^t\sigma_p$ otrzymuje wartość naprężenia uplastyczniającego w chwili $\tau = t + \Delta t$:

$${}^\tau\sigma_p = {}^t\sigma_p + \Delta\sigma_p.$$

5. Obliczenia dla następnego kroku $\tau = t + 2 \cdot \Delta t$ rozpoczyna się dysponując naprężeniem uplastyczniającym w chwili τ .

Tablica 3.3. Algorytm AKUMULACJA NAPRĘŻEŃ

1. Na początku kroku (w chwili t) znany jest drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^t\mathbf{T}_\sigma$, o składowych ${}^t\sigma_{ij}$, zdefiniowany na konfiguracji aktualnej ${}^t\mathbf{C}$ i wyrażony poprzez składowe w układzie współrzędnych kartezjańskich $\{^t x\}$. Tensor ten równy jest tensorowi naprężenia Cauchy'ego ${}^t\mathbf{T}_c$, o składowych ${}^tT_{ij}$. Zatem zachodzi następująca równość składowych:

$${}^t\sigma_{ij} = {}^tT_{ij}.$$

2. W wyniku rozwiązania problemu przyrostowego otrzymuje się przyrost drugiego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^\tau\Delta\mathbf{T}_\sigma$, wyrażony poprzez składowe ${}^\tau\Delta\sigma_{ij}$ w tym samym układzie współrzędnych $\{^t x\}$.
3. Dodając otrzymany przyrost naprężenia do naprężenia całkowitego ${}^t\mathbf{T}_\sigma$ otrzymuje się drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa w chwili $t + \Delta t$, zdefiniowany na konfiguracji ${}^t\mathbf{C}$ przez składowe w starym układzie współrzędnych $\{^t x\}$:

$${}^\tau\mathbf{T}_\sigma = {}^t\mathbf{T}_\sigma + {}^\tau\Delta\mathbf{T}_\sigma.$$

4. Dokonując transformacji składowych ${}^\tau\sigma_{ij}$ tensora ${}^\tau\mathbf{T}_\sigma$ zgodnie ze wzorem:

$${}^\tau\sigma_{ij} = {}^tJ \cdot {}^tU_{im} \cdot {}^\tau\sigma_{mn} \cdot {}^tU_{nj},$$

gdzie ${}^tJ = {}^t\rho / {}^\tau\rho$, zaś ${}^t\rho$ i ${}^\tau\rho$ są gęstościami ośrodka na początku i na końcu kroku, ${}^tU_{im}$ są składowymi tensora rozciągnięcia \mathbf{U} , otrzymuje się drugi tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^\tau\mathbf{T}_\sigma$ w nowej konfiguracji ${}^\tau\mathbf{C}$ w nowym układzie współrzędnych kartezjańskich $\{^\tau x\}$.

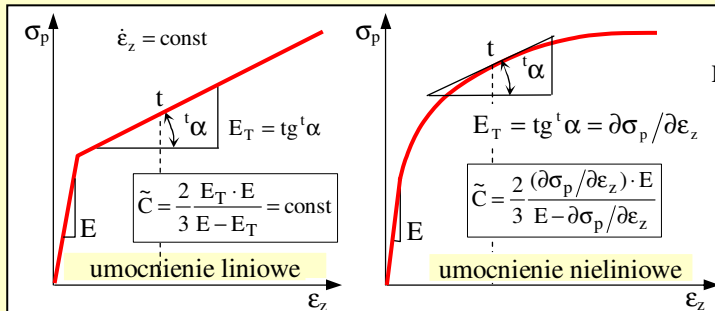
5. Obliczenia następnego kroku rozpoczyna się dysponując w chwili τ drugim tensorem naprężenia Pioli-Kirchhoffa ${}^\tau\mathbf{T}_\sigma$.

20.2. Korekcja naprężeń

Opracowany algorytm korekcji naprężeń (tablica 3.4) bazuje na algorytmie powrotu po promieniu (*ang.* radial return algorithm opisanego przez Simo i Hugnesa [Des1987]). Tensor naprężenia na końcu kroku odniesiony do konfiguracji ${}^{\tau}C$, wyznaczony za pomocą jawnego schematu Eulera, traktujemy jako tzw. naprężenie próbne (*ang.* trial stress) ${}^{\tau}\sigma$. Następnie, sprawdzamy warunek plastyczności $F({}^{\tau}\sigma) \leq 0$. Dalej należy rozpatrzyć dwa przypadki, które umożliwiają określenie wartości skorygowanego tensora naprężeń.

Tablica 3.4. Algorytm POPRAWIANIE NAPRĘŻEŃ

1. Obliczenie składowych odkształceń całkowitych na końcu kroku ${}^{\tau}\epsilon_{ij}$ - akumulacja,
2. Obliczenie odkształceń zastępczych na końcu kroku ${}^{\tau}\epsilon_z$ ze wzoru: ${}^{\tau}\epsilon_z = \sqrt{2 \cdot \mathbf{D}_\epsilon * \mathbf{D}_\epsilon} / 3$
3. Obliczenie składowych przyrostu prędkości odkształceń na kroku $\Delta \dot{\epsilon}_{ij}$,
4. Obliczenie prędkości odkształceń na końcu kroku ${}^{\tau}\dot{\epsilon}_{ij}$ - akumulacja,
5. Obliczenie zastępczej prędkości odkształceń na końcu kroku ${}^{\tau}\dot{\epsilon}_z$ ze wzoru: ${}^{\tau}\dot{\epsilon}_z = \sqrt{2 \cdot \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}} * \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}}}$
6. Obliczenie dynamicznych naprężeń uplastyczniających na końcu kroku ${}^{\tau}\sigma_p({}^{\tau}\epsilon_z, {}^{\tau}\dot{\epsilon}_z)$ - algorytm akumulacji przyrostów naprężeń (tablica 3.2),
7. Obliczenie parametru translacji \tilde{C} (rys. 3.37) oraz tensora translacji ${}^{\tau}\mathbf{T}_\alpha$ o składowych α_{ij} ,



Rys. 3.37. Interpretacja graficzna chwilowego parametru wzmocnienia kinematycznego \tilde{C} , chwilowego modułu wzmocnienia izotropowego E_T i modułu sprężystości E dla różnych przypadków schematyzacji wykresu rozciągania

8. Obliczenie tensora naprężeń wypadkowych ${}^{\tau}\tilde{\mathbf{T}}_\sigma = {}^{\tau}\mathbf{T}_\sigma - {}^{\tau}\mathbf{T}_\alpha$ o składowych ${}^{\tau}\tilde{\sigma}_{ij}$,
9. Rozłożenie tensora naprężeń ${}^{\tau}\tilde{\mathbf{T}}_\sigma$ na aksjator ${}^{\tau}\tilde{\mathbf{A}}_\sigma$ i dewiator ${}^{\tau}\tilde{\mathbf{D}}_\sigma = {}^{\tau}\tilde{\mathbf{T}}_\sigma - {}^{\tau}\tilde{\mathbf{A}}_\sigma$ o składowych ${}^{\tau}\tilde{S}_{ij}$,
10. Obliczenie składowych przyrostu naprężeń na kroku $\Delta \sigma_{ij}$, ze wzoru (3.26).
11. Obliczenie całkowitych naprężeń na końcu rozpatrywanego kroku ${}^{\tau}\sigma_{ij}$ - algorytm akumulacji przyrostów naprężeń (tablica 3.2),
12. Obliczenie wartości funkcji ${}^{\tau}F$ z warunku plastyczności:

$${}^{\tau}F = {}^{\tau}F({}^{\tau}\tilde{\mathbf{D}}_\sigma, {}^{\tau}\epsilon_z^{(VP)}, {}^{\tau}\dot{\epsilon}_z^{(VP)}) = \frac{1}{2} \cdot {}^{\tau}\tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^{\tau}\sigma_{ij}) \cdot {}^{\tau}\tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^{\tau}\sigma_{ij}) - \frac{1}{3} \cdot {}^{\tau}\sigma_p^2({}^{\tau}\epsilon_z^{(VP)}, {}^{\tau}\dot{\epsilon}_z^{(VP)}),$$

wykorzystując obliczone naprężenia całkowite i dynamiczne naprężenia uplastyczniające,

13. Jeżeli $F({}^{\tau}\sigma_{ij}) < 0$, wówczas zachodzi tylko odkształcenie sprężyste, a stan naprężenia na końcu kroku wynosi: $\text{NAPRĘŻENIE} = {}^{\tau}\sigma_{ij}$ i przechodzi się do następnego kroku obliczeń. Natomiast, jeżeli $F({}^{\tau}\sigma_{ij}) > 0$, prowadzi się następujące dalsze obliczenia.
14. Obliczenie parametru poprawkowego γ przyrostu naprężenia tak, aby koniec wektora naprężenia spoczywał na aktualnej powierzchni płynięcia. Przy wykorzystaniu warunku plastyczności, prowadzi to do następującej równości:

$$F[\tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij} + \gamma \cdot \Delta\sigma_{ij}), {}^t\epsilon_z, {}^t\dot{\epsilon}_z] = \frac{1}{2} \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij} + \gamma \cdot \Delta\sigma_{ij}) \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij} + \gamma \cdot \Delta\sigma_{ij}) - \frac{1}{3} \cdot \sigma_p^2({}^t\epsilon_z, {}^t\dot{\epsilon}_z) = 0,$$

${}^t\sigma_{ij}$ jest naprężeniem na początku rozpatrywanego kroku, $\Delta\sigma_{ij}$ jego przyrostem na kroku, wówczas:

$$\gamma = \left(-a_1 + \sqrt{a_1^2 - 4 \cdot a_0 \cdot a_2} \right) / (2 \cdot a_2)$$

$$a_0 = 1,5 \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij}) \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij}) - {}^t\sigma_p^2({}^t\epsilon_z, {}^t\dot{\epsilon}_z); \quad a_1 = 3 \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma({}^t\sigma_{ij}) \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma(\Delta\sigma_{ij}), \quad a_2 = 1,5 \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma(\Delta\sigma_{ij}) \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma(\Delta\sigma_{ij})$$

Po obliczeniu wartości parametru γ stan naprężenia jest uaktualniany według wzoru:

$${}^{\tau}\sigma_{ij} = {}^t\sigma_{ij} + \gamma \cdot \Delta\sigma_{ij}$$

W ten sposób otrzymuje się wartość poszukiwanego, skorygowanego naprężenia na końcu kroku.

21. Podsumowanie i wnioski

W niniejszym rozdziale wyprowadzono równania konstytutywne charakteryzujące zachowanie się materiałów metalowych w warunkach walcowania gwintów. Wzory (3.20), (3.26) i (3.28) opisujące przyrosty składowych tensorów odpowiednio odkształceń, naprężeń i translacji na typowym kroku czasowym, w uaktualnionym opisie Lagrange'a, mają ogólną postać i są słuszne dla przypadków wzmocnienia izotropowego i kinematycznego, które są szczególnymi przypadkami rozważanego wzmocnienia mieszanego. Wzory te mają więc duże znaczenie praktyczne i mogą być wykorzystane dla różnych materiałów, w których zachodzą różne mechanizmy umocnienia. Modele mają dogodną postać, gdyż są tak sformułowane, że w można z nich otrzymać postacie szczególne. Przykładowo, dla modelu sprężysto-plastycznego (brak odkształceń lepkich) ze wzmocnieniem mieszanym mamy: $(\partial\sigma_p/\partial\dot{\epsilon}_z^{(VP)}) \cdot \Delta\dot{\epsilon}_z^{(VP)} = 0$, zatem wzór (3.26) przyjmuje postać:

$$\Delta\sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left[1 - \psi \cdot \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\epsilon_z^{(P)})]^2 \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_z^{(P)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \right] \cdot \Delta\epsilon_{kl} = C_{ijkl}^{(E-P)} \cdot \Delta\epsilon_{kl} \quad (3.97)$$

gdzie:

$$C_{ijkl}^{(E-P)} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left[1 - \psi \cdot \frac{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl}}{\tilde{S}_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot \tilde{S}_{kl} + \frac{2}{3} \cdot [\sigma_p(\epsilon_e^{(P)})]^2 \cdot \left(\tilde{C}(\epsilon_e^{(P)}) + \frac{2}{3} \cdot E_T \right)} \right], \quad (3.98)$$

są składowymi tensora konstytutywnego sprężysto-plastyczności przy założeniu wzmocnienia mieszanego, natomiast wprowadzony tutaj ψ jest współczynnikiem obciążenia i wynosi $\psi = 1$ dla procesów czynnych oraz $\psi = 0$ dla procesów biernych.

Jeżeli dalej założymy, że materiał umacnia się izotropowo, wówczas: $\tilde{C} = 0$, $\alpha_{ij} = 0$, $\tilde{S}_{ij} = S_{ij}$, natomiast składowe tensora $C_{ijkl}^{(E-P)}$ przyjmują następującą postać szczególną:

$$C_{ijkl}^{(E-P)} = C_{ijkl}^{(E)} \cdot \left\langle 1 - \psi \frac{S_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot S_{kl}}{S_{ij} \cdot C_{ijkl}^{(E)} \cdot S_{kl} + \frac{4}{9} \cdot [\sigma_p(\epsilon_z^{(P)})]^2 \cdot E_T} \right\rangle, \quad (3.99)$$

Występujący w modelach materiałowych makroskopowy model dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe uwzględnia dowolny przebiegu odkształcania, w szerokim zakresie zmian prędkości odkształcania w procesach walcowania gwintów. Jednym z parametrów występujących w modelu przyrostowym naprężeń jest wartość chwilowych naprężeń uplastyczniających σ_p . Określanie maksymalnych wartości tych naprężeń na podstawie próby rozciągania obarczone jest zbyt dużym błędem. W opracowanych modelach chwilowych dynamicznych naprężeń uplastyczniających o postaci (3.43) zamierzone cechy proponowanych modeli zostały osiągnięte. Opracowane modele charakteryzują się wymaganą dokładnością przybliżenia wyników pomiarów co zostało wykazane na przykładzie estymacji parametrów stali C45, 11SMn30 i S235JR.

Porównanie różnych metod sporządzania, na podstawie próby jednoosiowego rozciągania, wykresów naprężenie-odkształcenie wykazało, że metoda N. N. Dawidenkowa i N. I. Spiridinowej daje zadawalające rezultaty, jeżeli chodzi o wartości obliczonych naprężeń natomiast wartości odkształceń są zaniżone. Wykorzystanie tak opracowanej krzywej umocnienia materiału w obliczeniach numerycznych prowadzi do istotnych błędów w określaniu parametrów siłowych procesu walcowania np. stanów naprężeń, nacisków kontaktowych, sił walcowania

itp. co uniemożliwia określenie na drodze numerycznej wartości parametrów technologicznych procesu z wymaganą dokładnością, ze względu na pożądaną jakość technologiczną wyrobu. Również określenie stanów granicznych przy których następuje utrata spójności materiału gwintu, bazujących na odkształceniowych kryteriach wyężeniowych (tzw. failure strain) prowadzi do istotnych rozbieżności między wynikami obliczeń a wynikami eksperymentu.

W celu zwiększenia dokładności określenia krzywej napężenie-odkształcenie a zatem i dokładności obliczeń numerycznych wykorzystano dwie metodyki (MES-2 i MES-3). Pierwsza (MES-2), autorska metodyka wyznaczania maksymalnych naprężeń i odkształceń lokalnych w beczce (szyjce) oparta jest na metodzie elementów skończonych i uwzględnia przestrzenny stan odkształceń. Druga (MES-3) również bazująca na metodzie elementów skończonych, tzw. hybrydowa wykorzystuje opracowaną aplikację w systemie ANSYS, w ramach pracy doktorskiej L. Małaga.

Sformułowane modele konstytutywne materiałów są implementowane przez autora w programie numerycznym i wykorzystywane w modelowaniu zagadnień praktycznych dotyczących walcowania gwintów. Poprawność implementacji i działania opisanych modeli konstytutywnych zostaną pokazane w przykładach zamieszczonych w następnych rozdziałach niniejszej pracy.

Rozdział IV

BADANIA ROZPOZNAWCZE

Nieliniowości procesu walcowania gwintów, skomplikowany charakter równań konstytutywnych i równań ruchu wraz z warunkami początkowymi i brzegowymi oraz bardzo duża liczba czynników wpływających na przebieg procesu walcowania i jakość gwintu powodują, że konieczne jest rozdzielanie badań na etapy: badania rozpoznawcze, badania modelowe, badania numeryczne i eksperymentalne badania właściwe.

Ze względu na to, że walcowanie gwintów na rurach jest procesem bardziej skomplikowanym niż walcowanie gwintów na prętach (wałkach) w niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki badań rozpoznawczych dotyczących głównie procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach. Zrealizowano szeroki program badań obejmujący:

- badanie możliwości walcowania gwintu o zarysie łukowym na rurach na typowych walcarkach,
- badanie wpływu grubości ścianki rury na jakość gwintu, wydajność i stabilność procesu walcowania,
- badanie stanu odkształcenia materiału w procesie walcowania gwintu,
- analiza wrażliwości procesu walcowania na wybrane czynniki materiałowe,
- określenie istotności wpływu czynników (warunków walcowania) na jakość gwintu.

22. Badania możliwości walcowania na typowych walcarkach gwintów o zarysie łukowym na rurach

Podstawowym problemem w projektowaniu procesu walcowania zewnętrznych gwintów o zarysie łukowym na rurach jest opracowanie odpowiedniej konstrukcji narzędzi (głowic) i dobór warunków obróbki w celu zapewnienia wymagań technicznych oraz właściwości warstwy wierzchniej śrub, przy jednoczesnym wzroście trwałości narzędzia i wydajności obróbki. Obecnie technologia ta nie jest stosowana w przemyśle krajowym. Brak jest również podstaw naukowych tego procesu i wytycznych doboru warunków obróbki. W Katedrze Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości materiałów Politechniki Koszalińskiej w ramach niniejszej rozprawy prowadzone są badania nad opracowaniem metody walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach, również realizowanej z dużymi prędkościami i w podwyższonych temperaturach.

W niniejszym punkcie przedstawiono opis stanowiska badawczego, plan eksperymentu i wyniki badań walcowania gwintów na typowej walcarce.

Celem badań było określenie:

1. Możliwości wykorzystania typowych walcarek do walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach.
2. Wpływu grubości ścianki g i średnicy wyjściowej d_2 rury na jakość gwintu, wydajność i stabilność procesu walcowania.

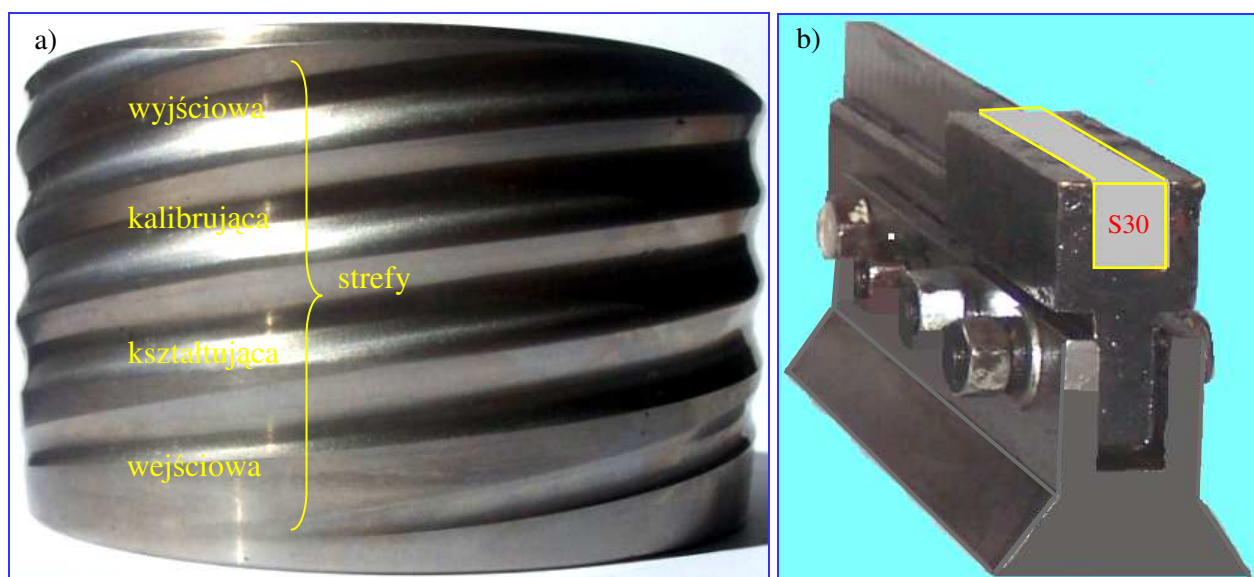
Spośród dwóch typów walcarek: walcarki rolkowe i walcarki ze szczękami płaskimi do badań wytypowano walcarki rolkowe, gdyż charakteryzują się one znacznie większą uniwersalnością i dokładnością. Na walcarkach rolkowych można walcować wszystkie rodzaje gwintów i szereg innych profili wykonanych z materiałów o wytrzymałości na rozciąganie $R_m \leq 1300 \text{ kN/mm}^2$. Walcarki dwurołkowe służą do walcowania typowych gwintów trójkątnych, trapezowych i ślimakowych o średnicy $d \leq 100 \text{ mm}$ i skoku $P \leq 6 \text{ mm}$. Do badań wytypowano walcarkę dwurołkową typ WGH-80 produkcji polskiej, gdyż jest ona łatwo dostępna oraz większość obrabiarek europejskich pod względem konstrukcji i zasady pracy jest do niej podobna.

22.1. Opis stanowiska badawczego

Na rysunku 4.2 przedstawiono widok walcarki dwurołkowej do walcowania gwintów typ WGH-80, produkowanej przez Zakłady Mechaniczne im. M. Nowotki. Walcarka nie jest przystosowana do walcowania gwintów o zarysie łukowym, w szczególności o dużym skoku oraz na rurach o dużych długościach $l \leq 6000$ mm. Dlatego konieczne było wykonanie odpowiedniego oprzyrządowania.

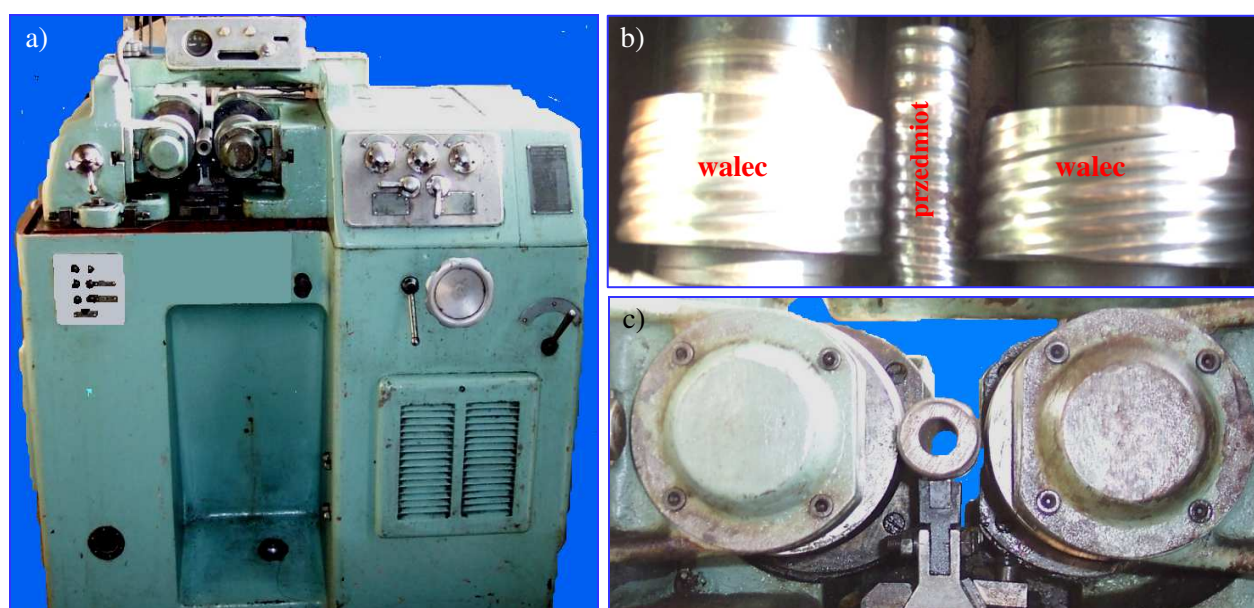
22.1.1. Przystosowanie walcarki WGH-80 do walcowania gwintów o zarysie łukowym

Wykonano oprzyrządowanie specjalne składające się z podtrzymki z wkładką z węglików spiekanych S30 oraz dwóch walców roboczych o osiach równoległych, ze stali narzędziowej NC10, które składały się z czterech stref: wejściowej (wprowadzającej), kształtującej, kalibrującej i wyjściowej (wyprowadzającej) (rys. 4.1a). Na powierzchni roboczej walców (na obwodzie) wykonano gwint o zarysie i skoku odpowiadający zarysowi i skokowi gwintu walcowanego [Kuki2008e].



Rys. 4.1. Widok walca roboczego ze stali NC10 (a) i podtrzymki z wkładką z węglików spiekanych S30 (b)

Widok stanowiska badawczego z walcami, podtrzymką i próbką przedstawia rysunek 4.2.



Rys. 4.2. Walcarka do walcowania gwintów WGH-80 z zainstalowanymi walcami do gwintów o zarysie łukowym i podtrzymką (a), układ obróbkowy: widok z góry (b) oraz z przodu (c)

22.1.2. Opis próbek i plan eksperymentu

Dokładne wykonanie średnicy zewnętrznej półwyrobu przeznaczonego do walcowania gwintu jest jednym z czynników wpływających na przebieg operacji walcowania decydujących o jakości gwintu. Za duża średnica wyjściowa może doprowadzić do zniekształcenia gwintu podczas walcowania i wyłamania lub złuszczenia gwintu na walcach wskutek tego, że wygniatany materiał nie może zmieścić się we wnękach gwintu walców. Z tego też powodu półwyrób powinien być dokładnie toczony lub szlifowany.

Ustalenie średnicy wyjściowej półwyrobu uzależnione jest od rodzaju i zarysu walcowanego gwintu oraz od rodzaju materiału obrabianego i jego struktury.

Podczas walcowania materiał jest wyciskany na zewnątrz, zatem średnica wyjściowa półwyrobu (tzw. wymiar wstępny) winna być mniejsza od średnicy zewnętrznej gwintu. Dopuszczalne odchyłki dla średnicy podziałowej gwintu są słuszne i dla średnicy wyjściowej, ponieważ średnica wyjściowa jest zbliżona do średnicy podziałowej. Jednak w celu uniknięcia możliwości powstania braków tolerancję wykonania średnicy wyjściowej zmniejsza się o 50%. W tabeli 4.1 podane są wartości tolerancji średnic podziałowych i wyjściowych dla różnych klas gwintu, jednak ze względu na dużą różnorodność właściwości mechanicznych materiałów dane te należy traktować jako orientacyjne. Dokładne określenie średnicy wymaga przeprowadzenia badań rozpoznawczych.

Tab. 4.1. Tolerancje wykonania średnicy podziałowej i wyjściowej

Klasa gwintu	Tolerancja	
	Średnicy podziałowej	Średnicy wyjściowej
I	1 T	0,5 T
II	1,5 T	0,75 T
III	2,5 T	1,25 T

Legenda: T [mm] jest tolerancją wykonania średnicy podziałowej gwintu, obliczana ze wzoru: $T = 0,067\sqrt{P}$, P [mm] jest skokiem gwintu.

Tab. 4.2. Plan eksperymentu pięciopozomowy rotatabilny oraz wyniki pomiarów

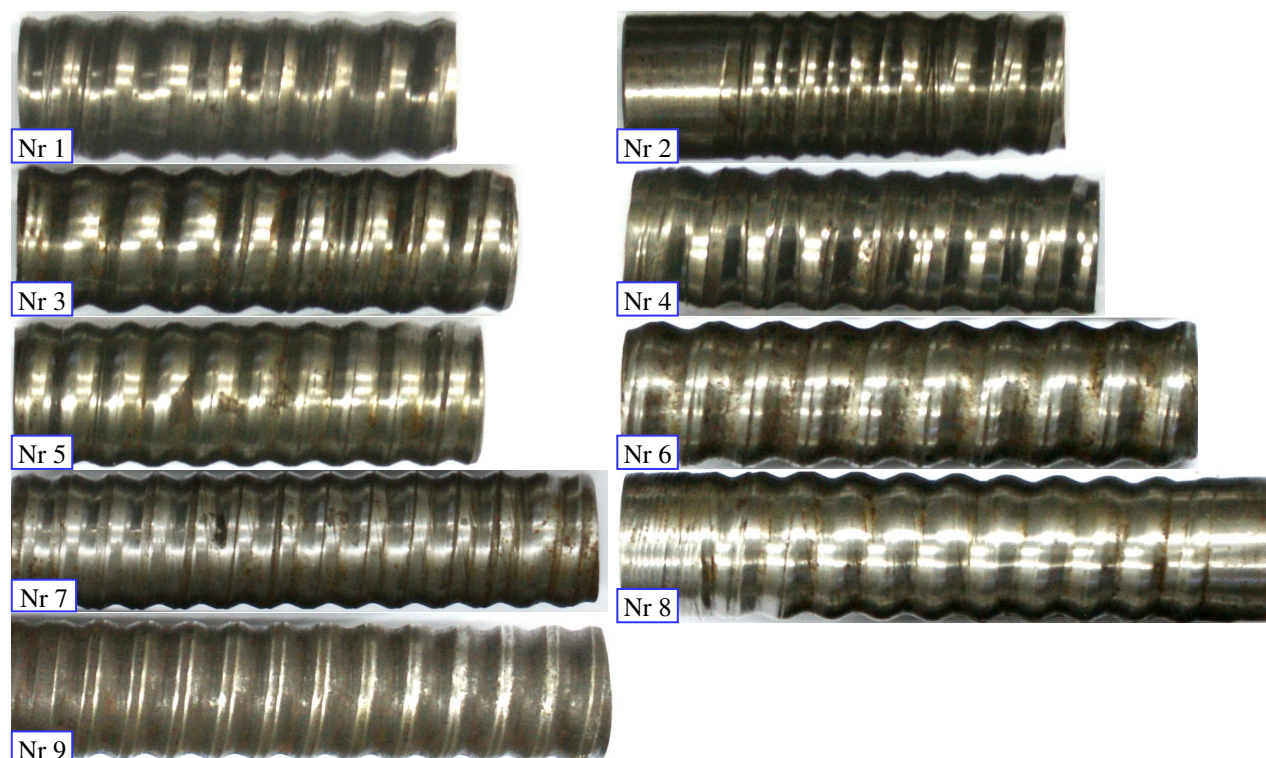
Nr	Plan eksperymentu				Wyniki pomiarów		
	Zmienne zakodowane		Zmienne rzeczywiste				
	\bar{x}_1	\bar{x}_2	g	d_2	\bar{O}	$\Delta\bar{I}$	$\Delta\bar{D}_0$
	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
	A	B	A	B	\bar{Y}_1	\bar{Y}_2	\bar{Y}_3
1	-1	-1	5,03	29,29	6,5	2,1	0,66
2	+1	-1	9,97	29,29	4,0	0,8	0,31
3	-1	+1	5,03	30,71	6,8	1,9	0,76
4	+1	+1	9,97	30,71	4,5	0,4	0,36
5	+1,414	0	11,00	30,00	0,2	0,2	0,12
6	-1,414	0	4,00	30,00	8,0	2,4	1,60
7	0	+1,414	7,50	31,00	6,0	1,0	0,86
8	0	-1,414	7,50	29,00	5,0	1,6	0,46
9	0	0	7,50	30,00	5,5	1,2	0,57
10	0	0	7,50	30,00	5,6	1,2	0,53
11	0	0	7,50	30,00	5,7	1,1	0,54
12	0	0	7,50	30,00	5,8	1,3	0,54
13	0	0	7,50	30,00	5,4	1,2	0,53

Próbki do badań ze stali S235JR (St3) przygotowano w postaci rur o różnej średnicy zewnętrznej $d_2 = 28 \div 31$ mm i różnej grubości ścianek $g = 4 \div 11$ mm. Otwory próbek rozwiercano a powierzchnie zewnętrzne szlifowano. Próbki miały długości w zakresie $l = 100 \div 125$ mm. Maksymalna długość próbki wynikała z ograniczenia przestrzeni roboczej stanowiska badawczego

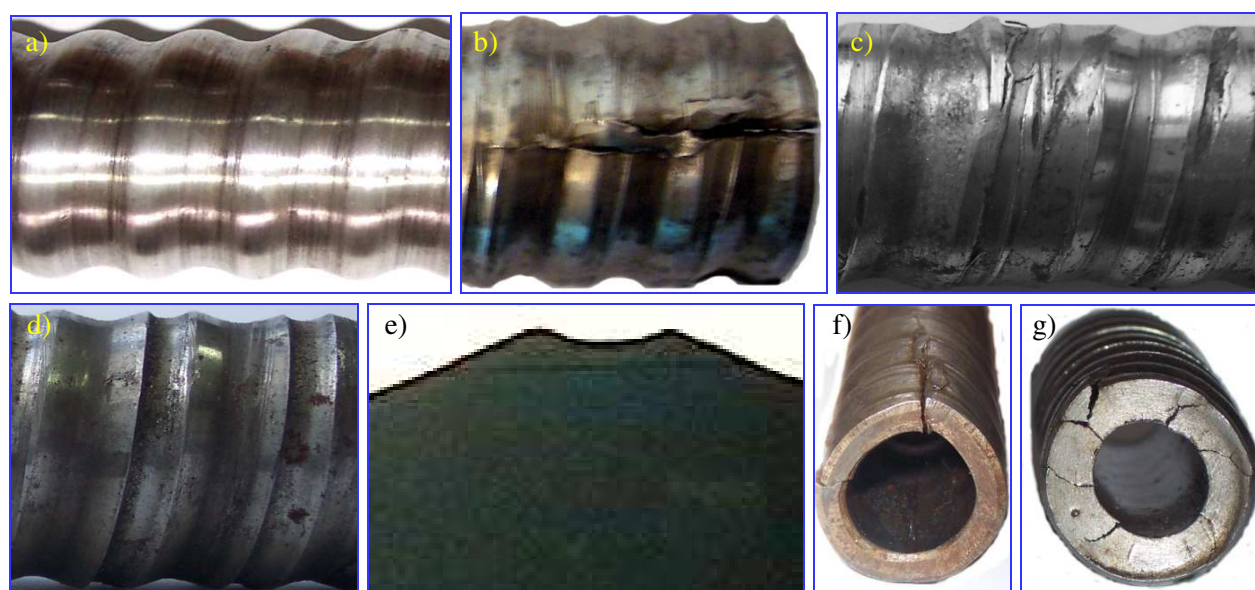
– walcarki WGH-80. Grubość ścianki i średnicę zewnętrzną rury, jako zmienne wejściowe, określono wykorzystując pięciopozomowy plan eksperymentu, rotabilny, przy wykorzystaniu programu komputerowego EPlanner (tabl. 4.2). Mierzono błąd kształtu (owalizację O) oraz wydłużenie śruby Δl i zmniejszenie średnicy wewnętrznej rury ΔD_0 wywołane walcowaniem. Ponadto obserwowano stabilność procesu, określano jego wydajność oraz jakość gwintu. Stosowano trzykrotną powtarzalność badań dla każdego punktu planu.

22.1.3. Wyniki badań

Widok przykładowych próbek po walcowaniu gwintu przedstawiono na rysunku 4.4, natomiast widok powierzchni gwintów wykonanych poprawnie oraz z wadami – na rysunku 4.5.



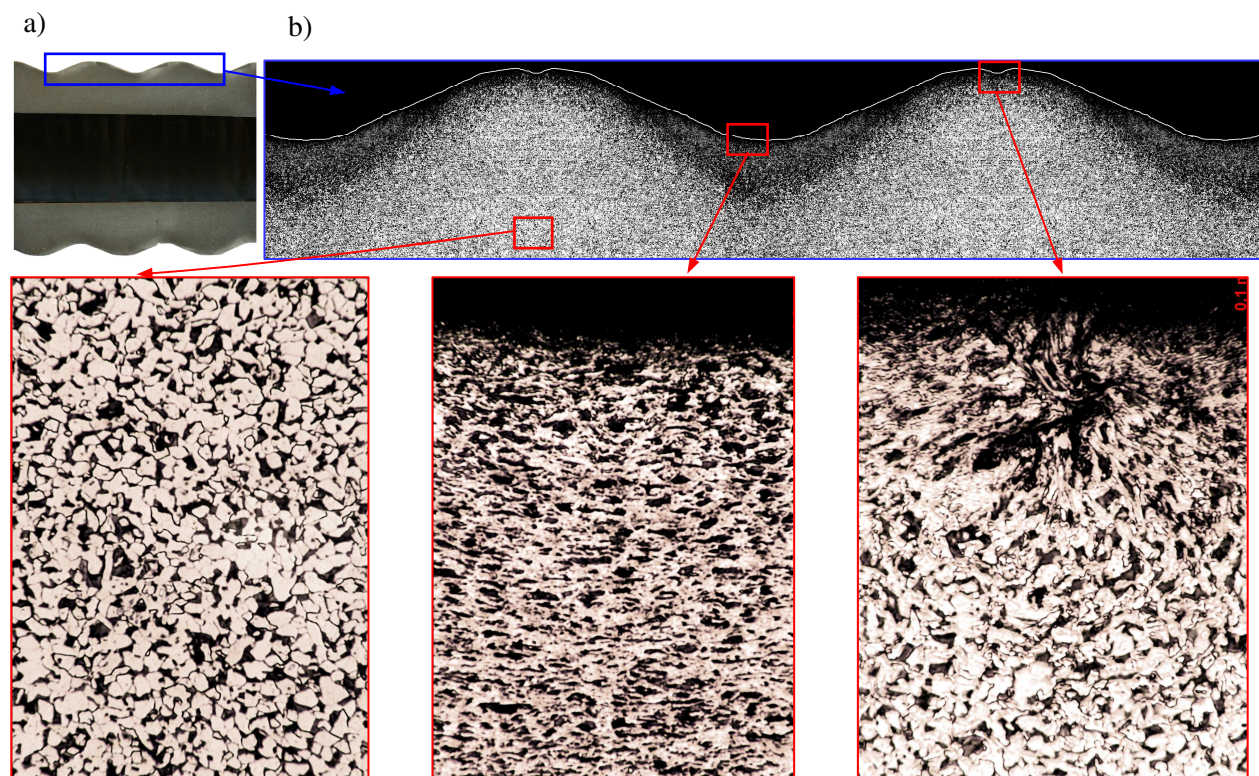
Rys. 4.4. Widok próbek po walcowaniu gwintów o zarysie łukowym



Rys. 4.5. Poprawny gwint o zarysie łukowym (a) oraz przykładowe błędy powstałe w wyniku walcowania gwintów: łuszczenie (b), nieregularny zarys (c), zawalcowywanie (d), niepełny zarys (e), owalizacja i pęknięcie (f), pęknięcia (g)

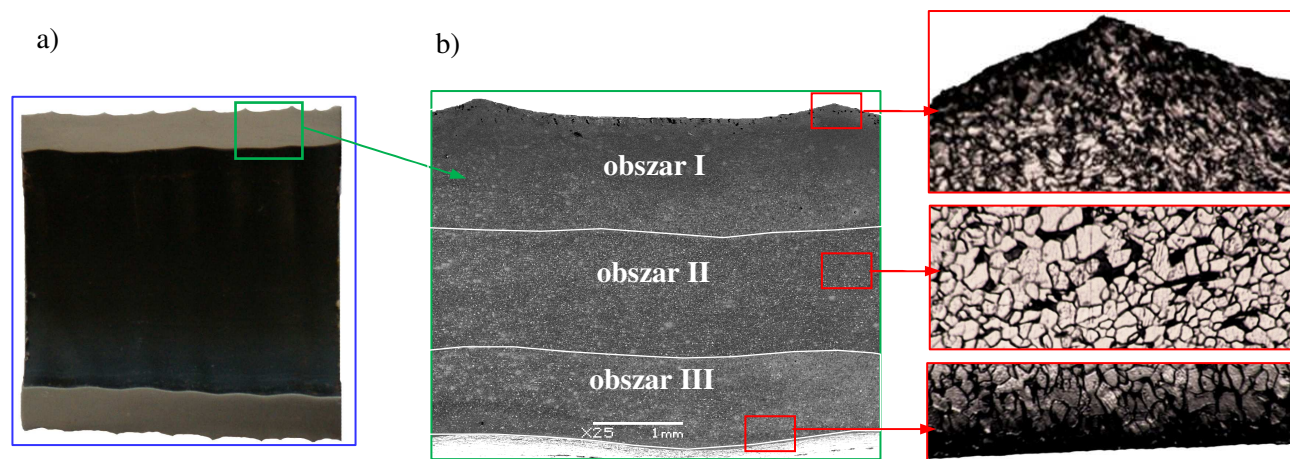
Średnie wyniki pomiarów błędu kształtu (owalizacji O), wydłużenia śruby Δl i zmniejszenia średnicy wewnętrznej rury ΔD_0 zestawiono w tabelicy 4.2.

Rysunek 4.6a przedstawia przykładowe zdjęcia śruby z gwintem o zarysie łukowym w przekroju osiowym wykonany na rurze o dużej grubości ścianki ($g = 9$ mm) a rysunek 4.6b zdjęcie skaningowe fragmentu tej śruby z widocznym obszarem o bardzo dużej deformacji materiału, zlokalizowanym w dnie gwintu. Widoczne jest prawidłowe ukształtowanie zarysu gwintu i dobre odwzorowanie zarysu walców, jednak następuje również zawalcowywanie materiału na wierzchołku gwintu, które jest wynikiem stycznego płynięcia ku górze materiału śruby w obszarach kontaktu z walcami. Średnica wewnętrzna rury nie ulega odkształceniom plastycznym.



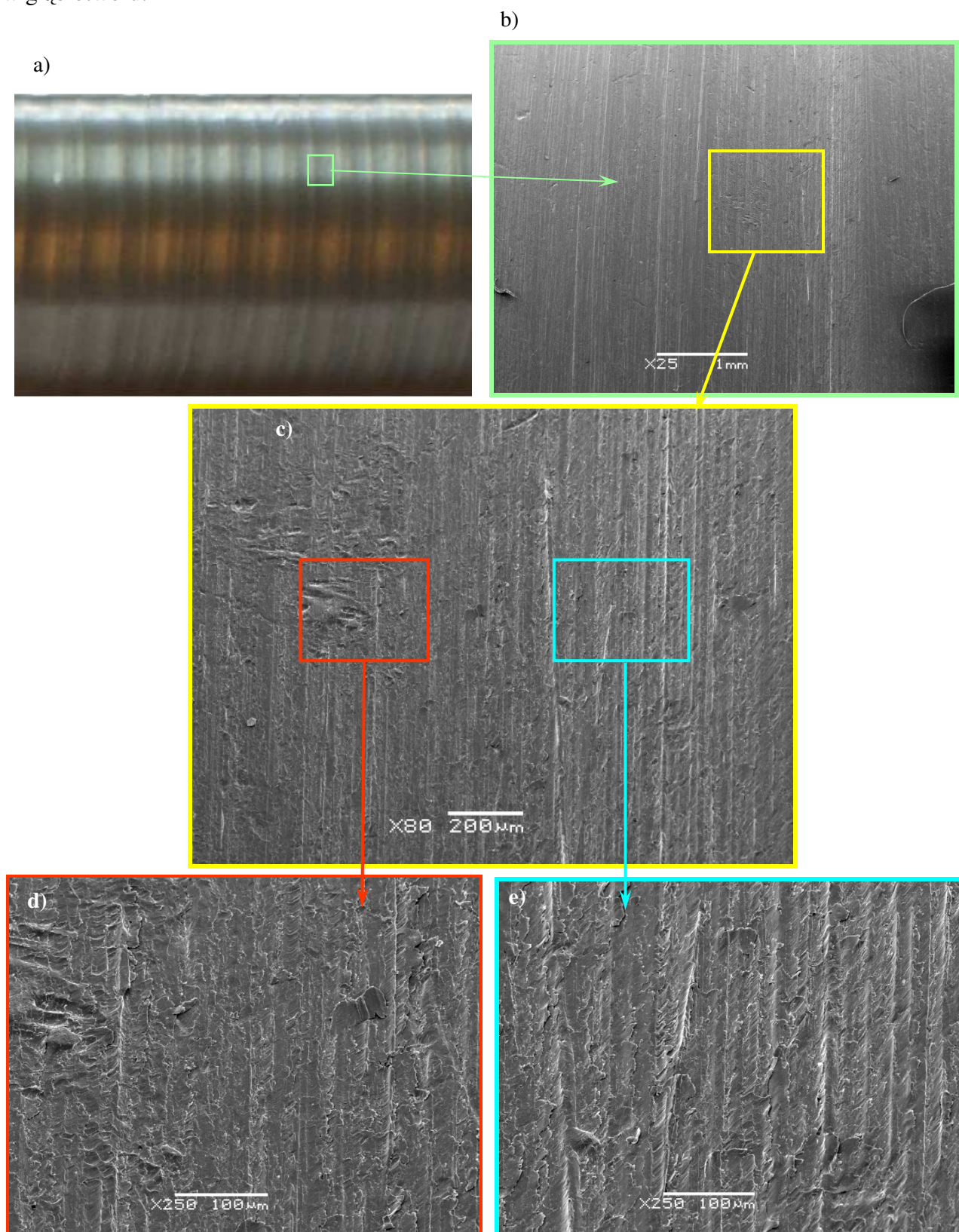
Rys. 4.6. Widok gwintu łukowego w przekroju osiowym (a) i zdjęcie skaningowe gwintu łukowego w przekroju osiowym (b); trawienie nitałem 3%, pow. $\times 80$; półwyrób - rura $g = 9$ mm

Rysunek 4.7a przedstawia przykładowe zdjęcia śruby z gwintem o zarysie łukowym w przekroju osiowym wykonany na rurze o małej grubości ścianki ($g = 4$ mm) a rysunek 4.7b zdjęcie skaningowe fragmentu tej śruby z widocznymi trzema obszarami.



Rys. 4.7. Widok gwintu łukowego w przekroju osiowym (a) i zdjęcie skaningowe gwintu łukowego w przekroju osiowym (b); trawienie nitałem 3%, pow. $\times 80$; półwyrób - rura $g = 4$ mm

Obszar I o największej deformacji i obszar III o mniejszej deformacji kryształów oraz leżącym między nimi obszarem II o najmniejszym stopniu deformacji. Obszar I zlokalizowany jest w pobliżu zarysu gwintu (zewnętrzna część śruby) natomiast obszar III – jest przyległy do otworu śruby. Widoczne jest również zmniejszenie średnicy otworu śruby poprzez wyciskanie materiału w głąb otworu.



Rys. 4.8. Widok gwintu z nieregularnym zarysem (a) oraz zdjęcia skaningowe powierzchni gwintu przy powiększeniu $\times 25$ (b), $\times 80$ (c) i $\times 250$ (d i e); półwyrób - rura $g = 4$ mm

Rysunek 4.8 przedstawia śrubę z gwintem o nieregularnym zarysie łukowym oraz wady powierzchni w postaci łuszczenia i zawalcowywania obserwowane podczas walcowania gwintu na rurach o małej grubości ścianki. W tym przypadku występowały również największe przyrosty długości śruby oraz największe zmniejszenie średnicy otworu.

22.1.4. Wpływ grubości ścianki rury na jakość gwintu oraz stabilność i wydajność procesu walcowania

Wyniki pomiarów opracowano statystycznie zgodnie z metodyką opisaną w rozdz. VIII pkt. 40, przy wykorzystaniu programu EPlanner otrzymując następujące równania regresji w postaci wielomianów drugiego stopnia z podwójnymi interakcjami na:

a) owalizację śruby:

- w postaci zakodowanej:

$$\hat{O} = 5,6 - 1,98 \cdot \check{g} - 0,28 \cdot \check{d}_2 - 0,005 \cdot \check{g} \cdot \check{d}_2 + 0,59 \cdot \check{g}^2 + 0,11 \cdot \check{d}_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.1a)$$

- w postaci odkodowanej:

$$\hat{O} = 203,388 - 0,218 \cdot g - 13,323 \cdot d_2 - 0,029 \cdot g \cdot d_2 + 0,096 \cdot g^2 + 0,225 \cdot d_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.1b)$$

b) wydłużenie śruby:

- w postaci zakodowanej:

$$\hat{\Delta l} = 1,2 + 0,74 \cdot \check{g} - 0,18 \cdot \check{d}_2 - 0,005 \cdot \check{g} \cdot \check{d}_2 + 0,05 \cdot \check{g}^2 - 0,05 \cdot \check{d}_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.1a)$$

- w postaci odkodowanej:

$$\hat{\Delta l} = 86,12 + 0,45 \cdot g - 5,44 \cdot d_2 - 0,029 \cdot g \cdot d_2 + 0,007 \cdot g^2 - 0,09 \cdot d_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.2a)$$

c) zmniejszenie średnicy wewnętrznej:

- w postaci zakodowanej:

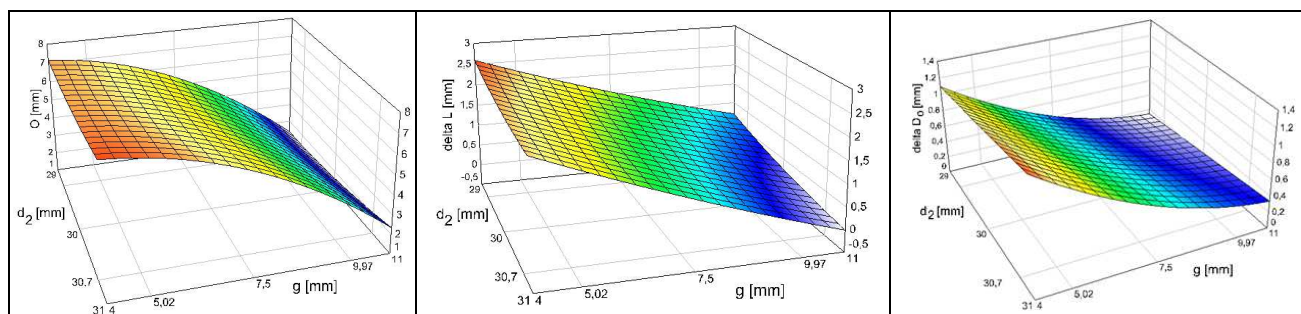
$$\hat{\Delta \bar{D}}_o = 0,54 - 0,36 \cdot \check{g} + 0,09 \cdot \check{d}_2 - 0,001 \cdot \check{g} \cdot \check{d}_2 + 0,1 \cdot \check{g}^2 - 0,001 \cdot \check{d}_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.3a)$$

- w postaci odkodowanej:

$$\hat{\Delta \bar{D}}_o = -3,23 - 0,17 \cdot g + 0,2 \cdot d_2 - 0,007 \cdot g \cdot d_2 + 0,016 \cdot g^2 - 0,0004 \cdot d_2^2, \quad [\text{mm}] \quad (4.3b)$$

gdzie \check{g} i \check{d}_2 są zakodowanymi wartościami zmiennych rzeczywistych odpowiednio g i d_2 .

Jednoparametryczne wykresy zależności (4.1)÷(4.3) przedstawiono na wykresach (rys. 4.9).



Rys. 4.9. Wykresy zależności $\hat{O} = \hat{O}(g, d_2)$, $\hat{\Delta l} = \hat{\Delta l}(g, d_2)$ i $\hat{\Delta \bar{D}}_o = \hat{\Delta \bar{D}}_o(g, d_2)$

Badania eksperymentalne potwierdziły bardzo duży wpływ grubości ścianki rury na jakość gwintu oraz na stabilność i wydajność procesu walcowania, natomiast wpływ średnicy półwyrobu ma mniejszy wpływ. Zaobserwowano zależność, że im większa jest grubość ścianki tym wyższa jest jakość gwintu i większa jest stabilność procesu. Podczas walcowania gwintów na rurach o grubości ścianki $g = 4$ mm, pomimo bardzo wolnego dosuwania walców do przedmiotu, następowało wysuwanie się rury z przestrzeni obróbkowej. Spowodowane jest to nadmierną owalizacją rury a nawet jej pękaniem (rys. 4.5f), a zatem i zmianą położenia jej osi symetrii względem podtrzymki i osi symetrii walców. Konieczne było wówczas przerwanie procesu walcowania. Zjawisko to występowało rzadziej w przypadku walcowania gwintów na rurach o grubości ścianki wynoszącej $g \geq 7,5$ mm. Natomiast nie występowało podczas walcowania gwintów na próbkach o grubości ścianki $g = 11$ mm.

22.1.5. Wnioski z walcowania gwintu o zarysie łukowym na walcierce WGH-80

Badania wykazały, że walcowanie gwintów na rurach jest bardzo złożonym procesem technologicznym. Proces charakteryzuje się dużą niestabilnością, a obciążenie rury, o małej sztywności postaciowej, dużymi siłami obróbki powoduje, że otrzymanie śruby o wymaganej jakości jest zadaniem niezwykle złożonym.

Wydajność procesu jest bardzo mała i wynika z konieczności bardzo wolnego dosuwania walców do przedmiotu. Bowiem, w przypadku pracy z naciskiem przekraczającym 20 kN trzeba zwracać uwagę na to, żeby w początkowej fazie zawór odpowietrzający walcarki był otwarty, gdyż wtedy walcowanie przebiega przy nacisku 1 kN, dopiero podczas obrotu przedmiotu należy wolno przesunąć dźwignię sterującą w położenie „zawór odpowietrzający zamknięty”, przez co stopniowo podwyższa się nacisk walców do żądanej wartości.

Czasem zachodzi konieczność przerywania procesu walcowania również ze względu na wysuwanie się rury z przestrzeni obróbkowej. Spowodowane jest to nadmierną owalizacją rury, a zatem i zmianą położenia jej osi symetrii względem podtrzymki i osi symetrii walców, lub pęknięciem gwintu.

Dużym problemem ze względu na wymaganą jakość gwintu i wydajność obróbki, dla danego rodzaju materiału, dokładności wymiarowej półwyrobu i stanu jego warstwy wierzchniej (chropowatość, stan naprężeń własnych), jest również dobór:

- optymalnego zarysu powierzchni roboczej walców,
- średnicy wyjściowej półwyrobu (wymiar i tolerancja), która zależy również od grubości ścianki rury,
- rodzaju czynnika smarującego,
- parametrów walcowania (prędkość dosuwu rolek, prędkość walcowania, materiał i ustawienie podtrzymki, siła docisku itd.).

Niewłaściwy dobór powyższych czynników powoduje, że często powstają błędy takie jak: łuszczenie, nieregularny zarys, zawalcowywanie, pęknięcie, błędy kształtu, niepełny zarys i odchyłki wymiarów (rys. 4.5) a przy zbyt małej grubości ścianki - nawet niemożliwe jest uzyskanie wymaganego zarysu i skoku gwintu (rys. 4.7 i 4.8).

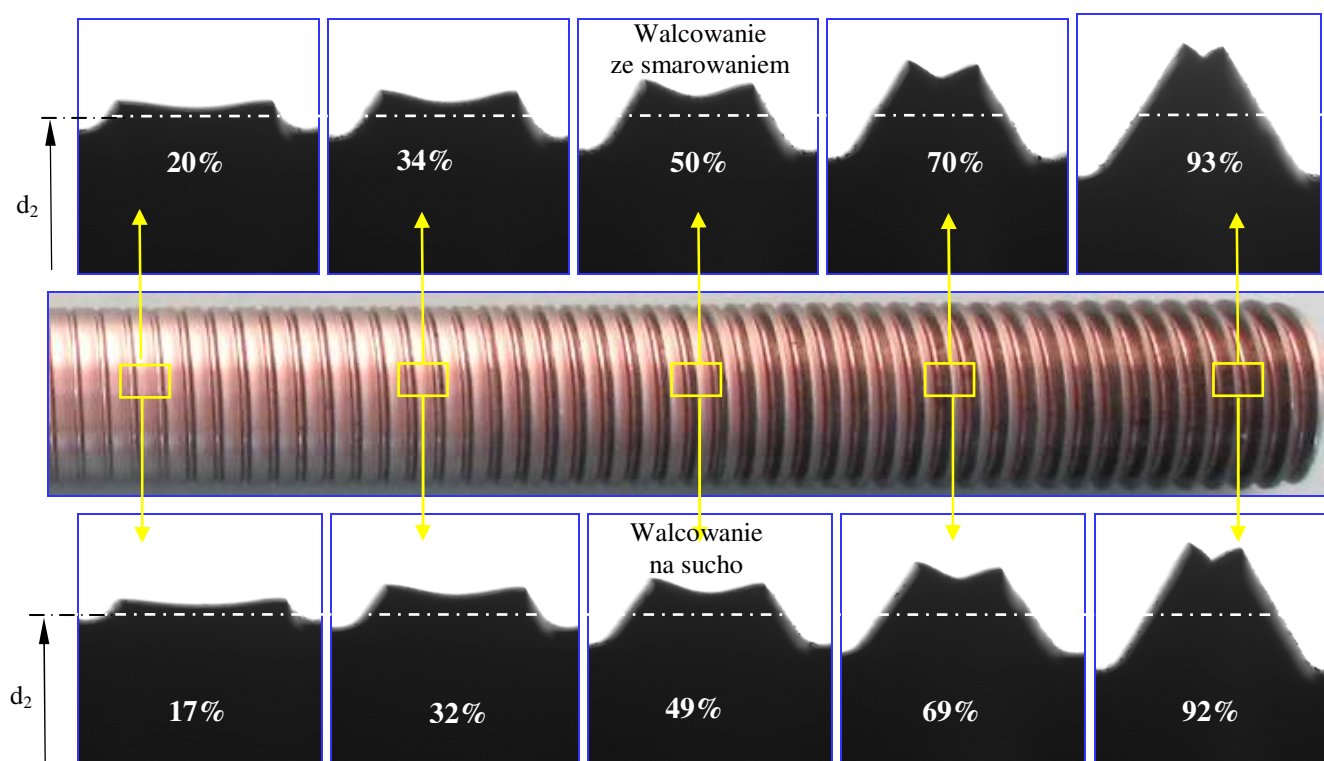
Walcowanie gwintu na rurach o długościach do 6000 mm wymaga dodatkowych zmian konstrukcyjnych walcarki, w celu przystosowania jej do walcowania metodą przelotową.

22.2. Badanie stanów przemieszczeń i odkształceń materiału podczas walcowania gwintów

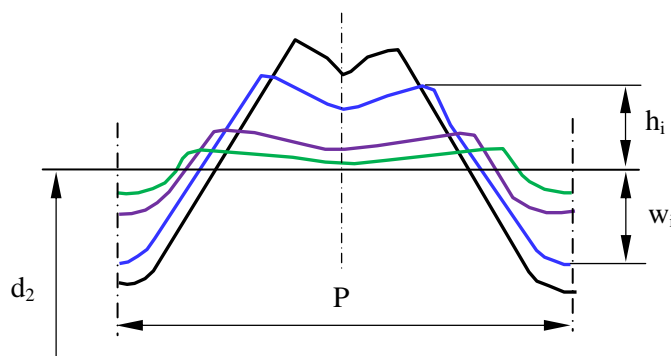
W procesie walcowania gwintów zawsze występuje przestrzenny stan naprężeń. Natomiast określenie stanu przemieszczeń i odkształceń materiału w procesie jest zagadnieniem podstawowym, gdyż decyduje o możliwych uproszczeniach nie tylko modelu numerycznego (rozd. VII), ale również modelu stosowanego do badań modelowych (rozd. VI).

Podczas procesu walcowania gwintu wygniatany materiał obrabiany kopiuje kształt zarysu walców, a więc pewna jego część przemieszcza się w wolną przestrzeń między bokami zarysu gwintu na walcach. Stopień wypełnienia przestrzeni (całkowite lub częściowe) zależy od wielu czynników, w tym między innymi od średnicy zewnętrznej półwyrobu oraz wcisku walcowania i prowadzi do otrzymania gwintu o zarysie pełnym i niepełnym. Każdy z pierścieni wygniatających walców zajmuje

określone położenie względem teoretycznego zarysu wygniatanego gwintu i powierzchni gwintowanej rury o średnicy zewnętrznej d_2 wyznaczającej naddatek na wygniatanie. W czasie walcowania poszczególne pierścienie kształtują, odpowiedni do ich zagłębienia się w materiał, zarys gwintu. Zarys ten w danym momencie jest kształtowany tylko na określonej części obwodu, a obciążenia oddziałują na metal z częstotliwością zależną od liczby walców i jego prędkości obrotowej. Przy przesunięciu pierścienia walców względem materiału obrabianego na początku ma miejsce odkształcenie sprężyste polegające na czasowych zmianach odległości między atomami w objętości siatki krystalicznej oraz wewnątrzkrystalicznych i międzykrystalicznych przesunięciach. Wskutek dalszego oddziaływania następują nieodwracalne przemieszczenia defektów sieci, wywołujące odkształcenie plastyczne z wyciśnięciem materiału na boki. W znacznej części materiał przemieszcza się w kierunku promieniowym (w wolne przestrzenie między pierścieniami walców), stopniowo powiększając wysokość gwintu. Natomiast pozostała część materiału wskutek działania posuwu i bocznych powierzchni pierścieni wygniatających jest przemieszczana w kierunku osiowym. Do tego momentu można przyjąć, że stan przemieszczenia i odkształcenia jest płaski tzn. zachodzi w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej przedmiotu.



Rys. 4.10. Widok próbki z gwintem po różnym stopniu zaawansowania procesu oraz przekroje osiowe gwintu powstałe w wyniku oddziaływania na materiał obrabiany kolejnych pierścieni walca wygniatającego, podczas walcowania na sucho (część dolna) i ze smarowaniem (część górna)



Rys. 4.11. Schemat przebiegu kształtowania zarysu wygniatanego gwintu: w_i – i -te zagłębienie pierścienia, h_i – i -ta wysokość wypywki, P – skok gwintu, d_2 – średnica półwyrobu

Po całkowitym wypełnieniu przestrzeni między kolejnymi pierścieniami walca następuje również płynięcie w kierunku stycznym – wzdłuż linii śrubowej.

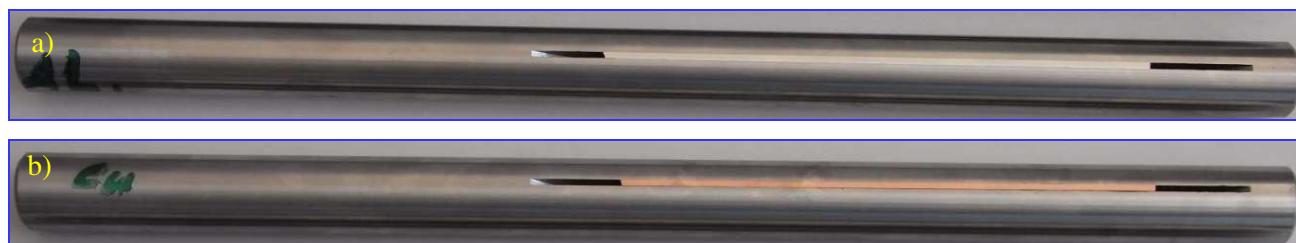
Z pewnym przybliżeniem i uproszczeniem można przyjąć, że kształtowanie gwintu przebiega symetrycznie. W początkowej fazie wygniatania (rys. 4.10) zauważalna jest wyraźna różnica między przemieszczeniem skrajnych objętości w porównaniu do środkowej części zarysu. Wynika to ze stosunkowo jeszcze niewielkiego zagłębienia się pierwszych pierścieni wygniatających w materiał obrabiany, wskutek czego ich oddziaływanie na środkową część zarysu jest nieznaczne. W miarę zagłębienia się następnych pierścieni obserwuje się stopniowe powiększanie się całego zarysu gwintu. Zmiana kształtu i szerokości wgłębienia na wierzchołku wynika ze wzrostu wypełnienia wolnej przestrzeni między pierścieniami walca. Zauważa się przy tym wpływ czynnika smarującego, który ułatwia przemieszczanie się materiału wzdłuż powierzchni bocznych walców powodując nieznaczny wzrost wysokości zarysu gwintu (rys. 4.10 góra) w stosunku do walcowania na sucho podczas którego przemieszczanie materiału jest hamowane (rys. 4.10 dół). Nałożenie na siebie kolejnych zarysów uzyskanych po przejściu pierwszego i następnych pierścieni umożliwia schematyczne przedstawienie powstawania gwintu (rys. 4.11).

Na wysokość każdego z otrzymanych zarysów składają się dwie wielkości:

- zagłębienie w_i każdego wierzchołka pierścienia w materiał obrabiany mierzone od średnicy d_2 półwyrobu,
- wypłynięcie promieniowe h_i – przemieszczenie odkształcanego materiału w kierunku przeciwnym do osi gwintu.

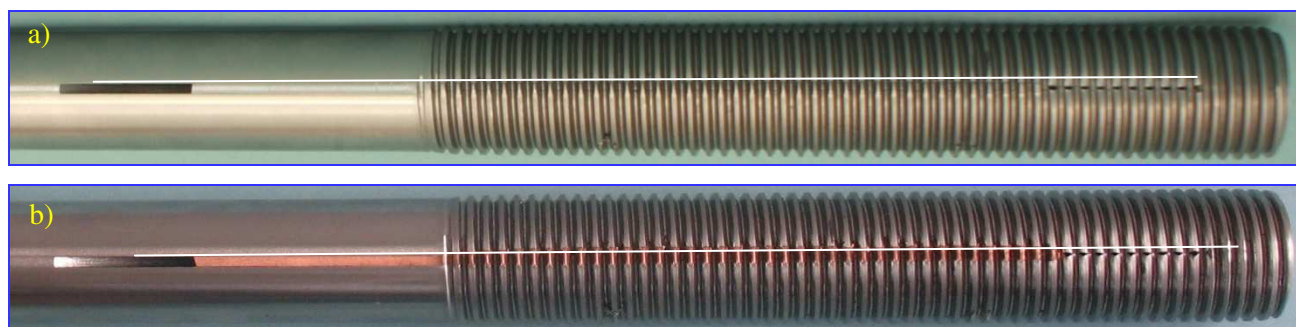
Istnieją pewne korelacje między głębokością w a wypłynięciem promieniowym h dla każdej z grup materiałów obrabianych o zbliżonych właściwościach fizyczno-mechanicznych [Łyc1999].

Ponieważ w przypadku gwintów walcowanych najczęściej kształtowany jest zarys niepełny, natomiast zarys pełny jest przypadkiem granicznym to można przyjąć, że w gwincie panuje płaski stan odkształcenia materiału, który przemieszczany jest równoległe do płaszczyzny osiowej przedmiotu. W celu sprawdzenia tego założenia przeprowadzono badania eksperymentalne. W półwyrobie w postaci wałków szlifowanych wykonano osiowe rowki wzdłużne, które wypełniono dopasowanymi płaskownikami wykonanymi ze stali S235JR (rys. 4.12a) oraz z miedzi M1E (rys. 4.12b).



Rys. 4.12. Widok próbek do walcowania gwintów z wkładkami osiowymi ze stali St3 (a) i miedzi M1E (b)

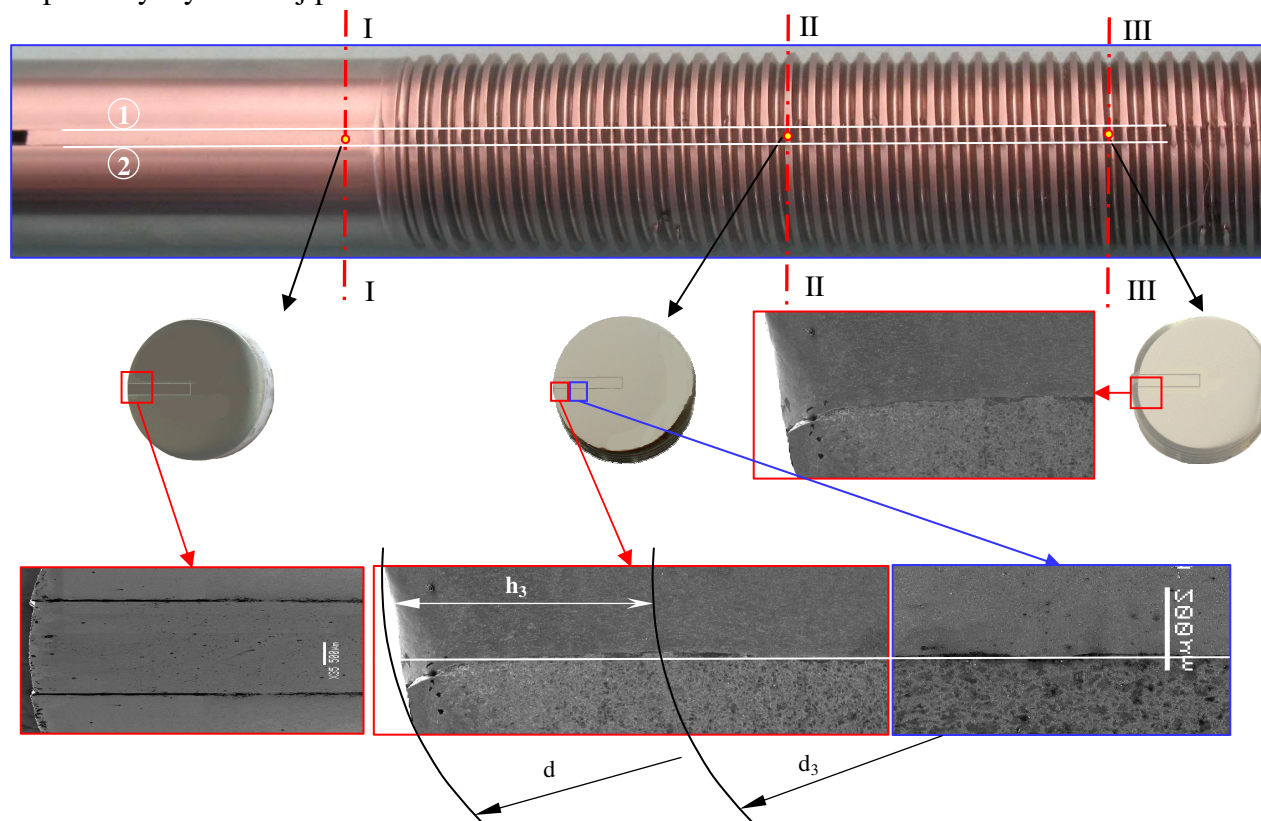
Na prętach wykonano gwint na stanowisku pokazanym na rysunku 2.7 metodą osiową, za pomocą trzyrolkowej głowicy kątovej typ F3, produkcji FETTE. Widok próbek z wykonanym gwintem przedstawia rysunek 4.13.



Rys. 4.13. Widok próbki z gwintem z wkładką ze stali St3 (a) i z miedzi M1E (b)

Następnie wykonano przekroje poprzeczne do osi próbek, w trzech płaszczyznach przechodzących odpowiednio przez powierzchnię bez gwintu (przekrój I-I) oraz wierzchołek (przekrój II-II) i dno gwintu (przekrój III-III) (rys. 4.14).

Ponieważ prostoliniowe płaszczyzny (1) i (2) rowka, które są równoległe do płaszczyzny osiowej pozostają również równoległe po walcowaniu gwintów, to można przyjąć, że podczas walcowania gwintów występują płaskie stany przemieszczenia i odkształcenia. Również w przekrojach poprzecznych płaszczyzny boczne rowków pozostają prawie liniowe. Widoczne lekkie zakrzywienie płaszczyzny przy wierzchołku wynika raczej z wprowadzonej nieciągłości materiału a nie z przestrzennego stanu odkształcenia. Zatem z dokładnością dostateczną dla praktyki inżynierskiej można przyjąć, że w materiale gwintu walcowanego występuje przestrzenny stan naprężenia oraz płaskie stany przemieszczenia i odkształcenia w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej przedmiotu.



Rys. 4.14. Widok próbki z wkładką stalową po walcowaniu oraz zdjęcia skaningowe przekroju poprzecznego próbki na brzegu rowka przed walcowaniem (przekrój I-I) oraz przechodzących przez wierzchołek (przekrój II-II) i dno gwintu (przekrój III-III)

22.3. Badanie istotności wpływu czynników (warunków walcowania) na jakość gwintu

Z przeprowadzonej analizy literatury dotyczącej procesu walcowania (rozd. II), badań własnych i symulacji komputerowych wynika, że na jakość technologiczną gwintu walcowanego mogą wpływać następujące czynniki:

1) Czynniki materiałowe:

1. Moduł Younga,
2. Współczynnik Poissona,
3. Początkowa granica plastyczności,
4. Moduł umocnienia,
5. **Wrażliwość na prędkość odkształcenia,**
6. **Anizotropia plastyczna,**
7. **Wartość odkształcenia granicznego,**
8. **Zależność naprężenia uplastyczniającego od temperatury,**
9. **Skłonność do kruchego pęknięcia,**

2) Czynniki geometryczne gwintu i narzędzia:

1. **Wymiary gwintu,**
2. **Średnica zewnętrzna i wewnętrzna rury,**
3. **Stan powierzchni i stan fizyczny stref warstwy wierzchniej (stan naprężeń) rury po obróbkach poprzedzających,**
4. **Geometria walców,**
5. **Liczba i rozmieszczenie walców,**
6. **Rodzaj zarysu narzędzia (w kształcie linii śrubowej lub pierścieniowy),**
7. **Materiał i ustawienie podtrzymki,**
8. **Gwint jedno lub wielozwojowy,**

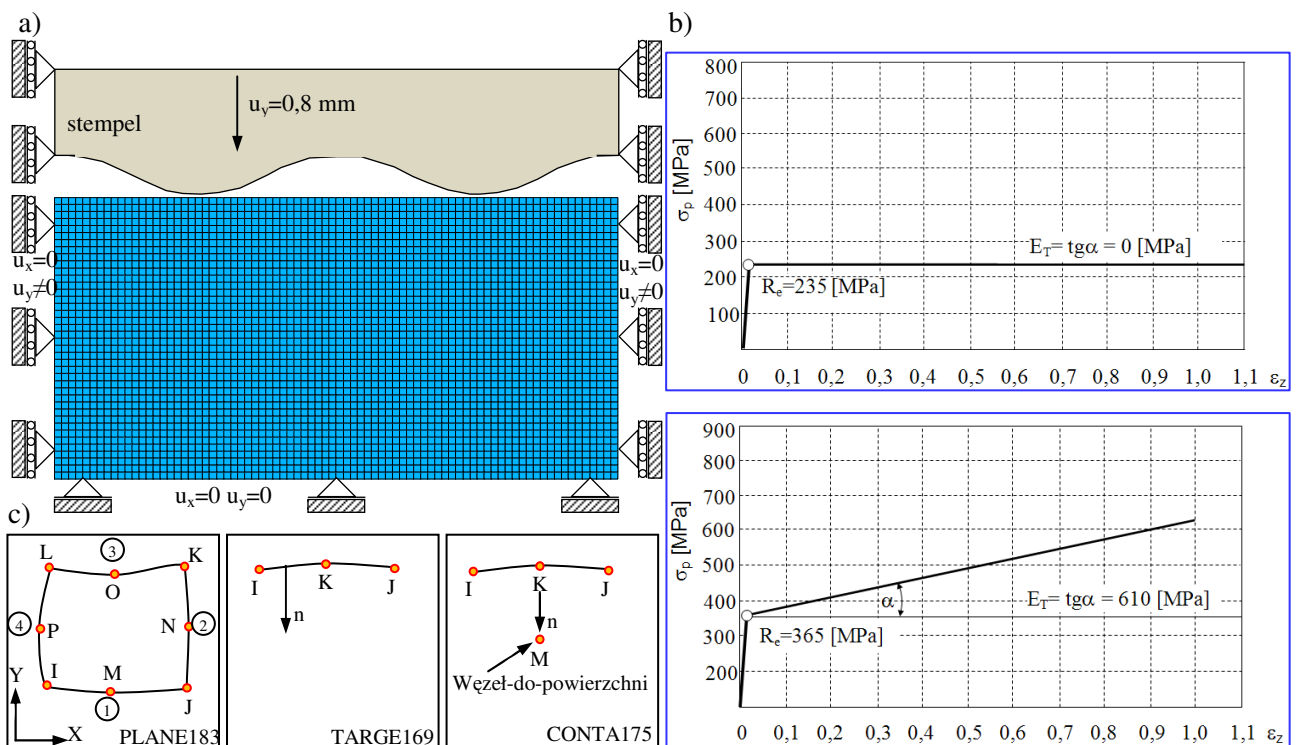
3) Parametry technologiczne (zależne od typu walcarki lub głowicy specjalnej):

1. **Prędkość dosuwu walców,**
2. **Prędkość walcowania,**
3. **Siła docisku,**
4. **Moment i siły tarcia (zależne od rodzaju czynnika smarującego i natężenia jego podawania).**

Czynniki, których istotność wpływu na jakość technologiczną na poziomie istotności $\alpha=0,05$ ustalono w eksperymentalnych badaniach rozpoznawczych lub na podstawie analizy literatury zaznaczono **boldem**. Natomiast w celu określenia istotności wpływu pozostałych czynników tzw. parametrów materiałowych przeprowadzono analizę wrażliwości.

22.3.1. Analiza wrażliwości procesu walcowania na wybrane czynniki materiałowe

W celu określenia wrażliwości pola odkształceń i naprężeń kształtowanych w przedmiocie w procesie walcowania gwintu o zarysie łukowym na zmianę następujących czynników materiałowych: moduł Younga (E), współczynnik Poissona (ν), początkowa granica plastyczności (R_e) i moduł umocnienia (E_T), przeprowadzono analizę wrażliwości z wykorzystaniem komputerowych metod symulacji numerycznych w programie ANSYS.



Rys. 4.15. Model komputerowy w systemie ANSYS do analizy wrażliwości procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym: a) typy elementów skończonych TARGE169, CONTA175 i PLANE183, b) model dyskretny w programie ANSYS, c) przykładowe modele materiałowe

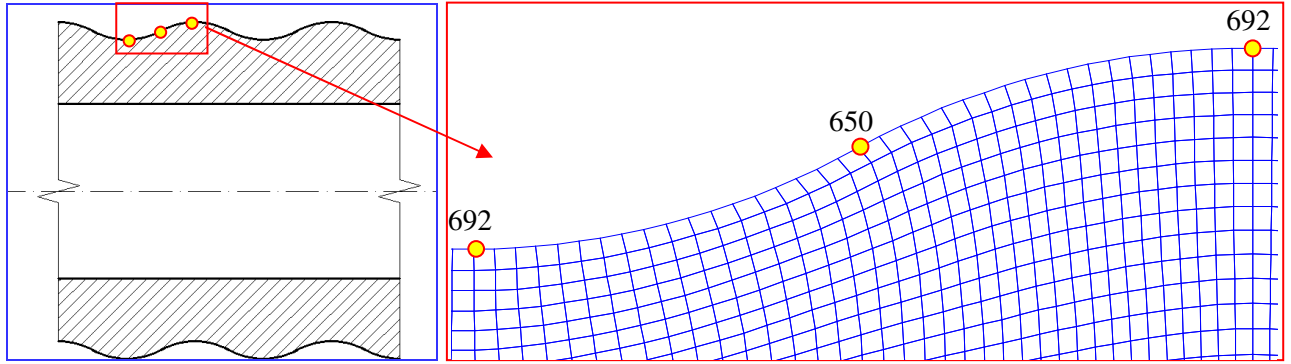
Wrażliwość definiowana jest jako miara zmiany odpowiedzi obiektu, spowodowana zmianą wybranego parametru nazywanego zmienną decyzyjną. W przypadku procesu walcowania gwintów wielkości charakteryzujące istotne cechy układu np. pole odkształceń i naprężeń nie dadzą się zapisać jako proste funkcje parametrów materiałowych. Konieczne jest stosowanie metod numerycznych. W tym celu opracowano aplikację w programie ANSYS. Szczegółowy opis tej aplikacji znajduje się w rozdz. VII.

Zgodnie z wynikami badań eksperymentalnych (pkt. 18.2) założono, że w procesie walcowania, w przedmiocie występuje przestrzenny stan naprężeń i płaski stan odkształceń. Zatem proces walcowania można rozpatrywać jako pionowe zagłębianie się stempla w prostopadłościenny przedmiot. Sposób redukcji modelu tj. przejście z układu przestrzennego do płaskiego opisano w pkt. 29.1. Przedmiot dyskretyzowano elementami ośmio-węzłowymi typu PLANE183, z nieliniową funkcją kształtu. Kontakt ciał modelowano elementami typu TARGE169 i CONTA175. Odebrano translacyjne oraz rotacyjne stopnie swobody dla węzłów na spodzie przedmiotu. Widok modelu obliczeniowego przedstawia rysunek 4.15.

Wartości parametrów materiałowych (tabl. 4.3), jako zmiennych wejściowych, określono wykorzystując pięciopozomowy, rotatabilny plan eksperymentu, przy wykorzystaniu programu komputerowego EPlanner.

Tab. 4.3. Plan eksperymentu pięciopozomowy rotatabilny

Nr	Plan eksperymentu				Wyniki analizy numerycznej					
	R_e	E_T	E	ν	ϵ_z			σ_z		
	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[-]	[-]			[MPa]		
	A	B	C	D	616	650	692	616	650	692
1	267,5	152,5	202,5	0,27	0,5481	0,5481	0,0052	274,36	387,26	271,13
2	332,5	152,5	202,5	0,27	0,5828	0,5828	0,0049	323,63	454,62	336,04
3	267,5	457,5	202,5	0,27	0,3738	0,3738	0,0045	270,48	528,23	279,30
4	332,5	457,5	202,5	0,27	0,4278	0,4278	0,0051	332,49	605,14	344,35
5	267,5	152,5	207,5	0,27	0,5594	0,5594	0,0053	266,19	385,59	271,13
6	332,5	152,5	207,5	0,27	0,5938	0,5938	0,0050	296,25	455,97	336,01
7	267,5	457,5	207,5	0,27	0,3708	0,3708	0,0046	265,60	527,71	279,13
8	332,5	457,5	207,5	0,27	0,4023	0,4023	0,0044	322,24	606,71	344,13
9	267,5	152,5	202,5	0,31	0,5479	0,5479	0,0055	281,47	309,45	270,32
10	332,5	152,5	202,5	0,31	0,5894	0,5894	0,0057	296,44	456,86	336,01
11	267,5	457,5	202,5	0,31	0,3711	0,3711	0,0046	288,41	533,15	278,96
12	332,5	457,5	202,5	0,31	0,4180	0,4180	0,0048	452,36	609,24	343,95
13	267,5	152,5	207,5	0,31	0,5488	0,5488	0,0056	277,67	384,12	270,29
14	332,5	152,5	207,5	0,31	0,5900	0,5900	0,0055	344,28	456,20	335,90
15	267,5	457,5	207,5	0,31	0,3753	0,3753	0,0045	305,30	533,20	279,16
16	332,5	457,5	207,5	0,31	0,4058	0,4058	0,0053	347,15	610,15	343,74
17	365	305	205	0,29	0,4875	0,4875	0,0049	347,74	576,31	372,29
18	235	305	205	0,29	0,4127	0,4127	0,0050	251,12	429,86	242,46
19	300	610	205	0,29	0,3582	0,3582	0,0041	342,74	628,80	315,95
20	300	0	205	0,29	0,6009	0,6009	0,0061	297,01	299,96	299,82
21	300	305	210	0,29	0,4578	0,4578	0,0049	308,88	503,66	307,40
22	300	305	200	0,29	0,4754	0,4754	0,0049	292,83	500,94	306,75
23	300	305	205	0,33	0,4671	0,4671	0,0051	313,41	503,67	307,44
24	300	305	205	0,25	0,4688	0,4688	0,0045	278,61	501,10	307,64
25	300	305	205	0,29	0,4532	0,4532	0,0050	293,77	501,31	307,38
26	300	305	205	0,29	0,4456	0,4456	0,0048	294,11	501,36	307,12
27	300	305	205	0,29	0,4698	0,4698	0,0049	292,67	501,32	307,15
28	300	305	205	0,29	0,4721	0,4721	0,0050	293,78	501,52	307,69
29	300	305	205	0,29	0,4432	0,4432	0,0051	294,29	501,20	307,64
30	300	305	205	0,29	0,4456	0,4456	0,0052	293,39	501,26	307,32
31	300	305	205	0,29	0,4430	0,4430	0,0050	294,35	501,25	307,38



Rys. 4.16. Widok modelu dyskretnego i położenie wybranych punktów węzłowych

Wyniki komputerowych obliczeń odkształceń zastępczych i naprężeń zastępczych, dla trzech charakterystycznych punktów węzłowych nr 616, 650 i 692, tj. na wierzchołku, na boku i w dnie zarysu gwintu (rys. 4.16) opracowano według metodyki opisanej w rozdz. VIII, pkt. 40, wykorzystując program EPlanner [Kuk2002a], aproksymując je za pomocą 12 wielomianów i 12 funkcji wykładniczych, o postaciach:

$$\varepsilon_z = \text{Wielomian}(i), \quad i = 1 \div 12 \quad (4.4a)$$

$$\varepsilon_z = e^{\text{Wielomian}(i)}, \quad i = 1 \div 12, \quad (4.4b)$$

$$\sigma_z = \text{Wielomian}(i), \quad i = 1 \div 12 \quad (4.5a)$$

$$\sigma_z = e^{\text{Wielomian}(i)}, \quad i = 1 \div 12, \quad (4.5b)$$

gdzie:

$$\left. \begin{array}{ll} \text{Wielomian}(1)=A, & \text{Wielomian}(2)=A+D, \\ \text{Wielomian}(3)=A+D+E, & \text{Wielomian}(4)=A+D+E+F, \\ \text{Wielomian}(5)=A+B, & \text{Wielomian}(6)=A+B+D, \\ \text{Wielomian}(7)=A+B+D+E, & \text{Wielomian}(8)=A+B+D+E+F, \\ \text{Wielomian}(9)=A+B+C, & \text{Wielomian}(10)=A+B+C+D, \\ \text{Wielomian}(11)=A+B+C+D+E, & \text{Wielomian}(12)=A+B+C+D+E+F, \end{array} \right\} \quad (4.6)$$

symbol Wielomian(i) oznacza i-ty wielomian algebraiczny, natomiast składniki A÷F w równaniu (4.6) opisane są wzorami:

$$\begin{aligned} A &= b_0 + b_1 \cdot R_e + b_2 \cdot E_T + b_3 \cdot E + b_4 \cdot v, \\ B &= b_{11} \cdot R_e^3 + b_{22} \cdot E_T^2 + b_{33} \cdot E^2 + b_{44} \cdot v^2, \\ C &= b_{111} \cdot R_e^3 + b_{222} \cdot E_T^3 + b_{333} \cdot v^3 + b_{444} \cdot v^3, \\ D &= b_{12} \cdot R_e \cdot E_T + b_{13} \cdot R_e \cdot E + b_{14} \cdot R_e \cdot v + b_{23} \cdot E_T \cdot E + b_{24} \cdot E_T \cdot v + b_{34} \cdot E \cdot v, \\ E &= b_{123} \cdot R_e \cdot E_T \cdot E + b_{134} \cdot R_e \cdot E \cdot v + b_{234} \cdot E_T \cdot E \cdot v, \\ F &= b_{1234} \cdot R_e \cdot E_T \cdot E \cdot v. \end{aligned} \quad (4.7)$$

Stopniem dopasowania otrzymanej funkcji regresji do wyników eksperymentu jest współczynnik korelacji wielowymiarowej R, który przyjmuje wartości od zero (brak korelacji) do jeden (korelacja 100%). Współczynniki korelacji, dla poszczególnych funkcji według wzorów (4.4 a i b) dla odkształceń zastępczych w punkcie 616, zestawiono w tabeli 4.4, natomiast funkcji według wzorów (4.5 a i b) dla naprężeń zastępczych w punkcie 616 – w tabeli 4.5.

Tab. 4.4. Wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej aproksymacji wielomianem lub funkcją wykładniczą według wzorów (4.4) odkształceń zastępczych w punkcie węzłowym nr 616

				Interakcje			
				bez interakcji	podwójna	potrójna	poczwórna
Model	wielomian	stopień	1	Wielomian(1)	Wielomian(2)	Wielomian(3)	Wielomian(4)
				0,9678	0,9688	0,9695	0,9695
			2	Wielomian(5)	Wielomian(6)	Wielomian(7)	Wielomian(8)
		0,9793		0,9803	0,9810	0,9810	
		3	Wielomian(9)	Wielomian(10)	Wielomian(11)	Wielomian(12)	
			0,9917	0,9927	0,9934	0,9943	
	wykładniczy	stopień	1	Wykładniczy(1)	Wykładniczy(2)	Wykładniczy(3)	Wykładniczy(4)
				0,9714	0,9730	0,9738	0,9738
			2	Wykładniczy(5)	Wykładniczy(6)	Wykładniczy(7)	Wykładniczy(8)
		0,9764		0,9781	0,9789	0,9789	
		3	Wykładniczy(9)	Wykładniczy(10)	Wykładniczy(11)	Wykładniczy(12)	
			0,9924	0,9943	0,9951	0,9951	

Tab. 4.5. Wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej aproksymacji wielomianem lub funkcją wykładniczą według wzorów (4.5) naprężeń zastępczych w punkcie węzłowym nr 616

				Interakcje			
				bez interakcji	podwójna	potrójna	poczwórna
Model	wielomian	stopień	1	Wielomian(1)	Wielomian(2)	Wielomian(3)	Wielomian(4)
				0,8158	0,8893	0,9374	0,9654
			2	Wielomian(5)	Wielomian(6)	Wielomian(7)	Wielomian(8)
		0,8406		0,9120	0,9590	0,9864	
		3	Wielomian(9)	Wielomian(10)	Wielomian(11)	Wielomian(12)	
			0,8546	0,9250	0,9713	0,9984	
	wykładniczy	stopień	1	Wielomian(1)	Wielomian(2)	Wykładniczy(3)	Wykładniczy(4)
				0,8266	0,8993	0,9487	0,9721
			2	Wykładniczy(5)	Wykładniczy(6)	Wykładniczy(7)	Wykładniczy(8)
		0,8499		0,9203	0,9682	0,9908	
		3	Wykładniczy(9)	Wykładniczy(10)	Wykładniczy(11)	Wykładniczy(12)	
			0,8655	0,9321	0,9752	0,9987	

W analogiczny sposób opracowano równania i stopnie ich dopasowania dla punktów węzłowych nr 650 i 692. Dla wszystkich rozważanych modeli współczynnik korelacji jest istotny na poziomie $\alpha=0,05$. Przy czym w przypadku aproksymacji wielomianem największy wpływ mają składniki stopnia drugiego (B) oraz interakcje podwójne (D), natomiast wpływ składników stopnia trzeciego (C) oraz interakcji potrójnych (E) i poczwórnych (F) jest pomijalnie mały. Dlatego też przyjęto następujące postacie modeli:

- dla punktu węzłowego 616:

$$\varepsilon_z = 39,564 + 0,006 \cdot R_e + 0,001 \cdot E_T - 0,3778 \cdot E - 9,229 \cdot v + 1,4 \cdot 10^{-7} \cdot R_e \cdot E_T - 3 \cdot 10^{-5} \cdot R_e \cdot E + 0,0005 \cdot R_e \cdot v - 1 \cdot 10^{-5} \cdot E_T \cdot E + 7 \cdot 10^{-5} \cdot E_T \cdot v - 0,0004 \cdot E \cdot v + 1,7 \cdot 10^{-6} \cdot R_e^2 + 3,9 \cdot 10^{-7} \cdot E_T^2 + 0,001 \cdot E^2 + 15,676 \cdot v^2, \quad R = 0,9803, \quad (4.8)$$

$$\sigma_z = 14105,533 + 11,46 \cdot R_e + 2,068 \cdot E_T - 146,523 \cdot E - 6605,086 \cdot v + 0,002 \cdot R_e \cdot E_T - 0,073 \cdot R_e \cdot E + 8,596 \cdot R_e \cdot v - 0,018 \cdot E_T \cdot E + 3,34 \cdot E_T \cdot v + 8 \cdot E \cdot v + 0,002 \cdot R_e^2 + 0,0003 \cdot E_T^2 + 0,416 \cdot E^2 + 3476,637 \cdot v^2, \quad R = 0,9781, \quad (4.9)$$

- dla punktu węzłowego 650:

$$\varepsilon_z = 39,564 + 0,006 \cdot R_e - 0,001 \cdot E_T - 0,378 \cdot E - 9,229 \cdot v + 1,4 \cdot 10^{-7} \cdot R_e \cdot E_T - 3,038 \cdot 10^{-5} \cdot R_e \cdot E + 0,0005 \cdot R_e \cdot v - 9,885 \cdot 10^{-6} \cdot E_T \cdot E + 7,172 \cdot 10^{-5} \cdot E_T \cdot v - 0,0004 \cdot E \cdot v + 1,712 \cdot 10^{-6} \cdot R_e^2 + 3,943 \cdot 10^{-7} \cdot E_T^2 + 0,0009 \cdot E^2 + 15,675 \cdot v^2, \quad R = 0,98 \quad (4.10)$$

$$\sigma_z = 421,245 + 10,168 \cdot R_e + 2,808 \cdot E_T + 8,666 \cdot E - 21710,961 \cdot v - 0,0006 \cdot R_e \cdot E_T - 0,053 \cdot R_e \cdot E + 7,585 \cdot R_e \cdot v - 0,012 \cdot E_T \cdot E + 1,941 \cdot E_T \cdot v + 92,8 \cdot E \cdot v - 2,536 \cdot 10^{-5} \cdot R_e^2 - 0,000 \cdot E_T^2 - 0,036 \cdot E^2 - 504,464 \cdot v^2, \quad R = 0,994 \quad (4.11)$$

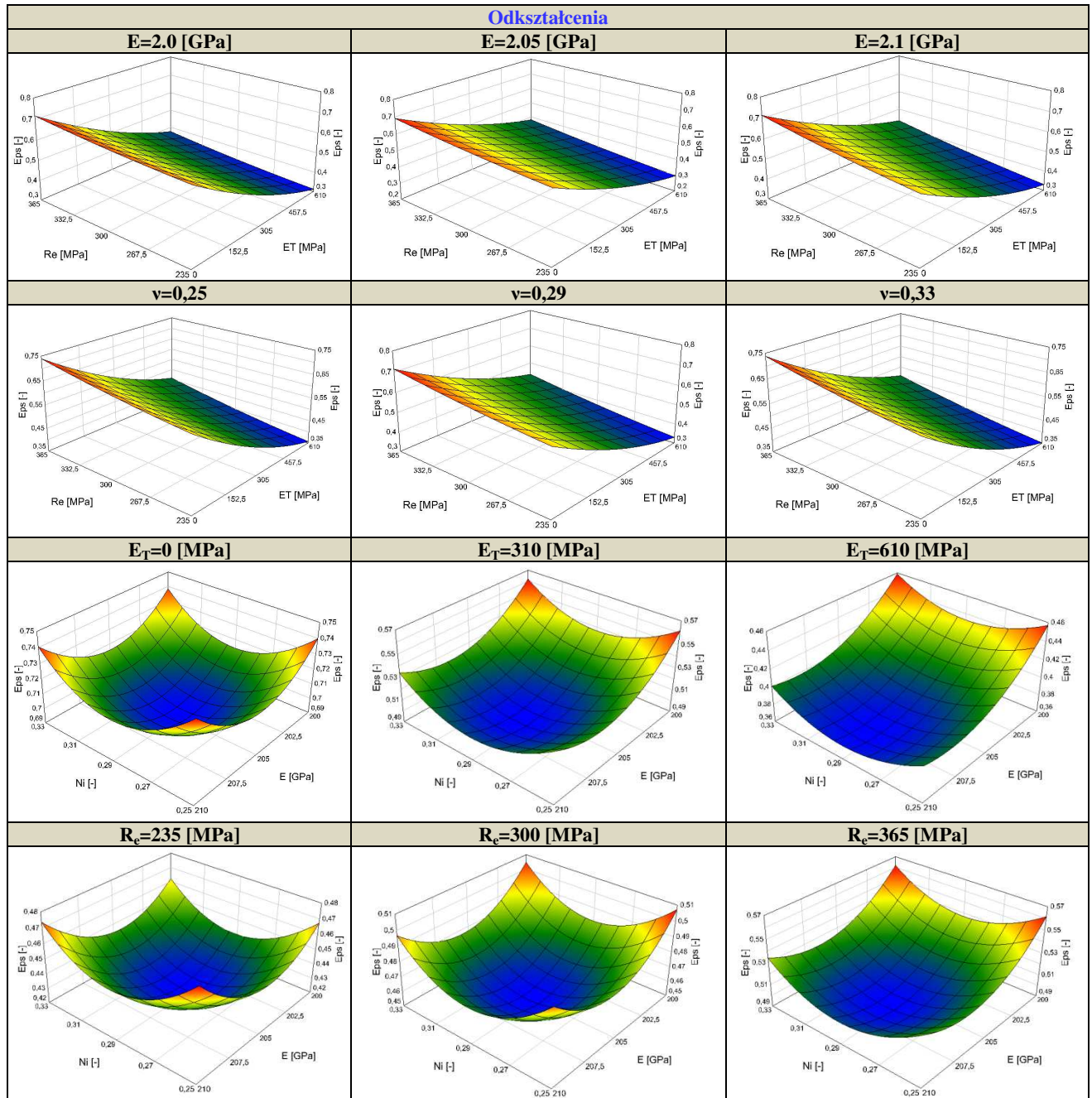
- dla punktu węzłowego 692:

$$\begin{aligned} \varepsilon_z = & -0,03 + 3,44 \cdot 10^{-5} \cdot R_e + 7,12 \cdot 10^{-6} \cdot E_T + 0,0005 \cdot E - 0,151 \cdot \nu + 2,4 \cdot 10^{-8} \cdot R_e \cdot E_T - 3,85 \cdot 10^{-7} \cdot R_e \cdot E \\ & + 0,0001 \cdot R_e \cdot \nu - 4,92 \cdot 10^{-8} \cdot E_T \cdot E - 2,66 \cdot 10^{-5} \cdot E_T \cdot \nu + 0,0009 \cdot E \cdot \nu + 2,96 \cdot 10^{-9} \cdot R_e^2 + 1,75 \cdot 10^{-9} \cdot E_T^2 \\ & - 1,5 \cdot 10^{-6} \cdot E^2 - 0,086 \cdot \nu^2, \end{aligned} \quad (4.12)$$

$$R = 0,926$$

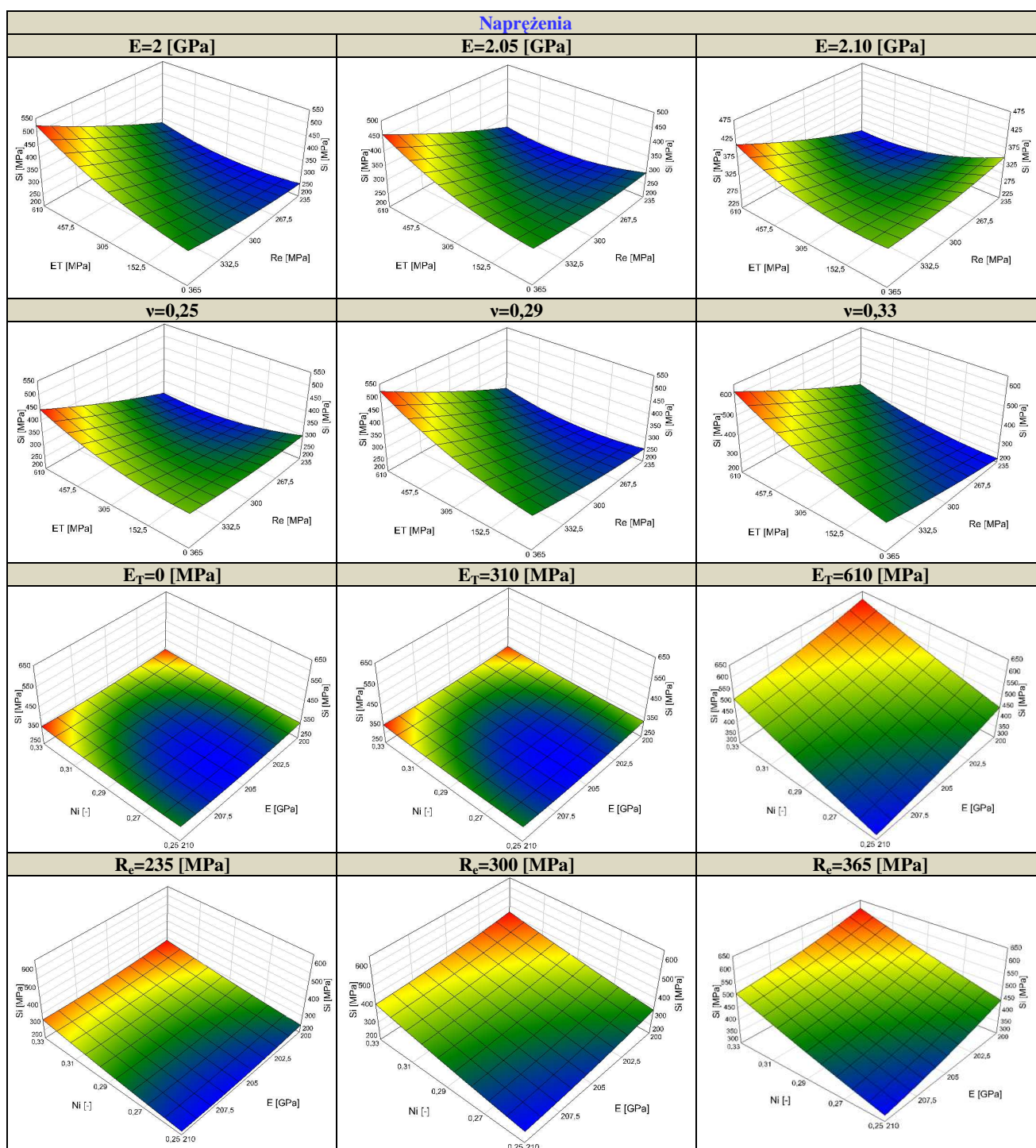
$$\sigma_z = -1,377 + 1 \cdot R_e + 0,027 \cdot E_T + 0,012 \cdot E - 6,85 \cdot \nu, \quad R = 1. \quad (4.13)$$

Przykładowe wykresy funkcji regresji dla odkształceń zastępczych w punkcie 616 według wzoru (4.8) dla różnych wartości parametrów materiałowych (E , ν , R_e , E_T) przedstawiono na rysunkach 4.17.



Rys. 4.17. Wykresy zależności odkształceń zastępczych w węźle 616 od parametrów materiałowych E , ν , R_e , E_T

Przykładowe wykresy funkcji regresji dla naprężeń zastępczych w punkcie 616 według wzoru (4.9) dla różnych wartości parametrów materiałowych (E , ν , R_e , E_T) przedstawiono na rysunkach 4.18.



Rys. 4.18. Wykresy zależności naprężeń zastępczych w węzle 616 od parametrów materiałowych E , ν , R_e , E_T

22.3.2. Analiza istotności wpływu parametrów materiałowych na stan odkształceń i naprężeń w gwincie walcowanym

W celu określenia istotności wpływu poszczególnych parametrów materiałowych na naprężenia zastępcze i odkształcenia zastępcze w wybranych punktach zarysu gwintu dokonano kodowania otrzymanych równań regresji, wykorzystując następujący wzór:

$$\bar{\bar{X}}_i = \frac{\bar{X}_i - \bar{X}_i^0}{\Delta \bar{X}_i}, \quad i = 1, \dots, 4 \quad (4.14)$$

gdzie: \tilde{x}_i zakodowana wartość i-tej zmiennej, \bar{x}_i rzeczywista wartość i-tej zmiennej, \bar{x}_i^0 - wartość średnia i-tej zmiennej, $\Delta\bar{x}_i$ jednostka zmienności i-tej zmiennej.

Odkodowania funkcji wykonano w programie Planeks-stat [Kuk1990] otrzymując następujące funkcje regresji jako wielomian stopnia drugiego z podwójnymi interakcjami w postaci odkodowanej:

- dla punktu węzłowego 616:

$$\begin{aligned} \hat{\epsilon}_z &= 0,052 + 0,008 \cdot \tilde{R}_e - 0,0186 \cdot \tilde{E}_T - 0,004 \cdot \tilde{E} + 0,009 \cdot \tilde{\nu} + 0,005 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 0,006 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 0,007 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} - 0,009 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} + 0,0045 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} - 0,003 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} - \\ &\quad - 0,002 \cdot \tilde{R}_e^2 + 0,019 \cdot \tilde{E}_T^2 - 0,001 \cdot \tilde{E}^2 - 0,0009 \cdot \tilde{\nu}^2, \end{aligned} \quad (4.15)$$

$$\begin{aligned} \hat{\sigma}_z &= 293,648 + 12,152 \cdot \tilde{R}_e + 13,111 \cdot \tilde{E}_T - 2,616 \cdot \tilde{E} + 12,957 \cdot \tilde{\nu} + 10,221 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 5,941 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 5,587 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} - 6,996 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} + 10,185 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} + 0,4 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} + \\ &\quad + 2,15 \cdot \tilde{R}_e^2 + 7,27 \cdot \tilde{E}_T^2 + 2,508 \cdot \tilde{E}^2 + 1,294 \cdot \tilde{\nu}^2. \end{aligned} \quad (4.16)$$

- dla punktu węzłowego 650:

$$\begin{aligned} \hat{\epsilon}_z &= 0,453 + 0,007 \cdot \tilde{R}_e - 0,079 \cdot \tilde{E}_T - 0,002 \cdot \tilde{E} - 0,0007 \cdot \tilde{\nu} + 0,0007 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 0,002 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 0,0003 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} - 0,004 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} + 0,0002 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} - 0,00002 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} + \\ &\quad + 0,002 \cdot \tilde{R}_e^2 + 0,009 \cdot \tilde{E}_T^2 - 0,006 \tilde{E}^2 - 0,006 \cdot \tilde{\nu}^2, \end{aligned} \quad (4.17)$$

$$\begin{aligned} \hat{\sigma}_z &= 501,116 + 15,529 \cdot \tilde{R}_e + 79,919 \cdot \tilde{E}_T + 3,376 \cdot \tilde{E} - 2,234 \cdot \tilde{\nu} - 3,017 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 4,336 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 4,929 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} - 4,481 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} + 5,922 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} + 4,641 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} - \\ &\quad - 0,170 \cdot \tilde{R}_e^2 - 9,861 \cdot \tilde{E}_T^2 - 0,365 \cdot \tilde{E}^2 - 0,344 \cdot \tilde{\nu}^2. \end{aligned} \quad (4.18)$$

- dla punktu węzłowego 692:

$$\begin{aligned} \hat{\epsilon}_z &= 0,005 + 0,00004 \cdot \tilde{R}_e - 0,0004 \cdot \tilde{E}_T - 0,0000004 \cdot \tilde{E} + 0,0002 \cdot \tilde{\nu} + 0,0001 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 0,00003 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 0,00008 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} - 0,00002 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} - 0,00008 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} + \\ &\quad + 0,00004 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} - 0,000009 \cdot \tilde{R}_e^2 + 0,00004 \cdot \tilde{E}_T^2 - 0,000009 \cdot \tilde{E}^2 - 0,00003 \cdot \tilde{\nu}^2, \end{aligned} \quad (4.19)$$

$$\begin{aligned} \hat{\sigma}_z &= 307,246 + 10,846 \cdot \tilde{R}_e + 4,069 \cdot \tilde{E}_T + 0,044 \cdot \tilde{E} - 0,122 \cdot \tilde{\nu} - 0,112 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E}_T - \\ &\quad - 0,014 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{E} + 0,085 \cdot \tilde{R}_e \cdot \tilde{\nu} + 0,006 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{E} + 0,065 \cdot \tilde{E}_T \cdot \tilde{\nu} - 0,003 \cdot \tilde{E} \cdot \tilde{\nu} - \\ &\quad - 0,094 \cdot \tilde{R}_e^2 + 0,034 \cdot \tilde{E}_T^2 - 0,169 \cdot \tilde{E}^2 - 0,053 \cdot \tilde{\nu}^2. \end{aligned} \quad (4.20)$$

gdzie \tilde{R}_e , \tilde{E}_T , \tilde{E} i $\tilde{\nu}$ zakodowane wartości parametrów materiałowych odpowiednio R_e , E_T , E i ν , składniki podkreślone są nieistotne na poziomie istotności $\alpha = 0,05$.

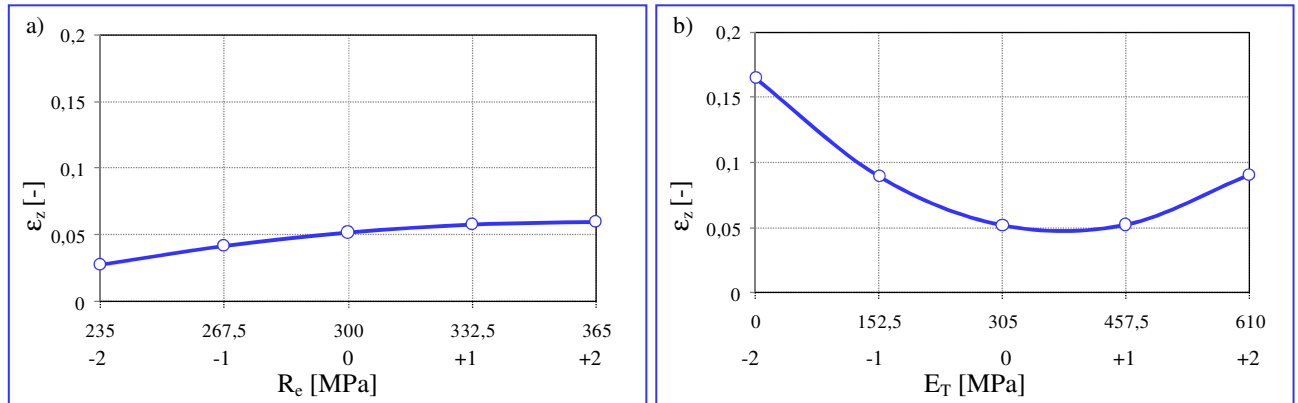
Z postaci funkcji (4.15) wynika, że największy wpływ na odkształcenia zastępcze w punkcie węzłowym nr 616 ma moduł umocnienia E_T , a następnie początkowa granica plastyczności R_e i współczynnik Poissona ν , natomiast najmniejszy wpływ ma moduł Younga E . Natomiast wpływ interakcji według wielkości jest następujący: $E_T \cdot E$, $R_e \cdot \nu$, $R_e \cdot E$, $R_e \cdot E_T$, $E_T \cdot \nu$, $E \cdot \nu$. Również składniki potęgowe R_e^2 , E_T^2 i E^2 są istotne, zaś składnik ν^2 jest nieistotny.

Natomiast z postaci równania (4.16) wynika, że największy wpływ na naprężenia zastępcze w punkcie węzłowym nr 616 ma moduł umocnienia E_T , a następnie współczynnik Poissona ν , i początkowa granica plastyczności R_e , najmniejszy wpływ ma moduł Younga E . Natomiast wpływ interakcji według wielkości jest następujący: $R_e \cdot E_T$, $E_T \cdot \nu$, $E_T \cdot E$, $R_e \cdot E$, $R_e \cdot \nu$, $E \cdot \nu$, również wszystkie współczynniki potęgowe są istotne.

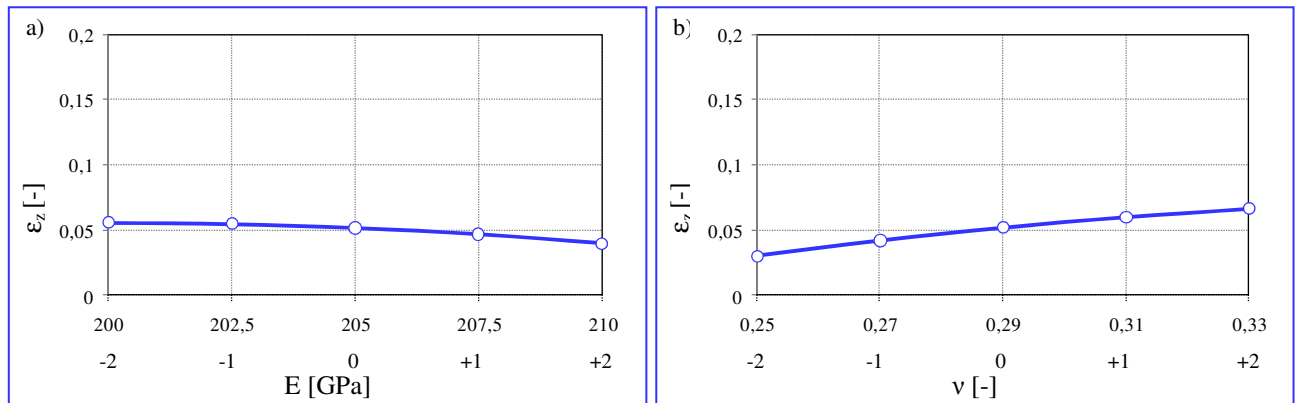
Dla punktu węzłowego nr 650 położonego na boku zarysu odkształcenia zastępcze w największym stopniu zależą od modułu umocnienia i początkowej granicy plastyczności oraz od kwadratów modułu umocnienia, modułu Younga i współczynnika Poissona, natomiast wpływ pozostałych czynników na poziomie istotności $\alpha = 0,05$ jest nieistotny (równanie (4.17)). Na naprężenia zastępcze istotny wpływ mają wszystkie czynniki (równanie (4.18)) przy czym największy wpływ ma moduł umocnienia, początkowa granica plastyczności, moduł Younga i współczynnik Poissona.

Podobny do opisanego wpływ na odkształcenia zastępcze i naprężenia zastępcze mają parametry materiałowe w punkcie nr 692 położonym w dnie zarysu (równanie (4.19) i (4.20)) przy czym wpływ wszystkich czynników jest istotny.

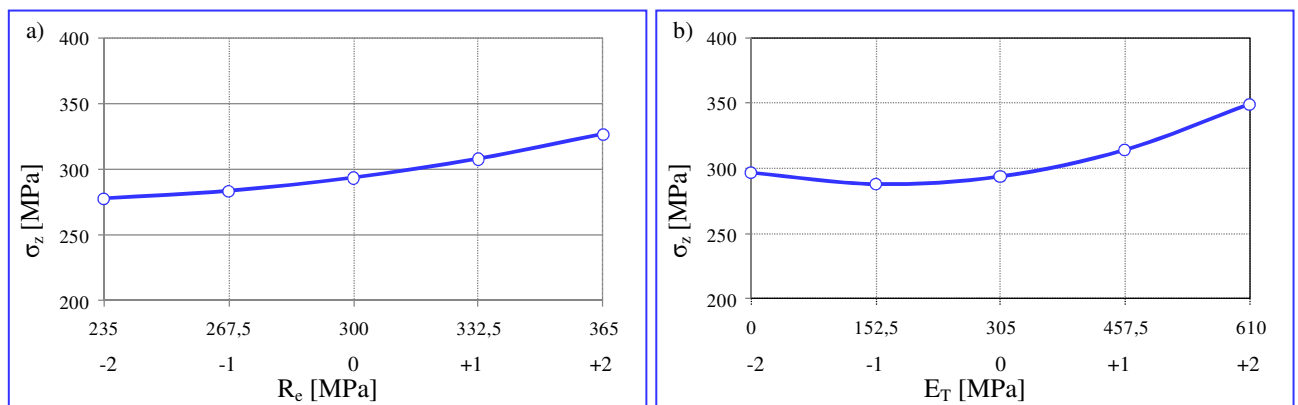
W celu ustalenia wpływu niedokładności określania własności mechanicznych R_e , E , E_T i ν materiału półwyrobu na odkształcenia zastępcze i naprężenia zastępcze w wybranych punktach zarysu gwintu walcowanego opracowano, na podstawie równań (4.15)÷(4.20), jednoparametryczne wykresy $\varepsilon_z = f(R_e)$, $\varepsilon_z = f(E_T)$, $\varepsilon_z = f(E)$, $\varepsilon_z = f(\nu)$, oraz $\sigma_z = f(R_e)$, $\sigma_z = f(E_T)$, $\sigma_z = f(E)$, $\sigma_z = f(\nu)$. Przykładowe wykresy dla punktu 616 przedstawiono na rysunkach 4.19÷4.22.



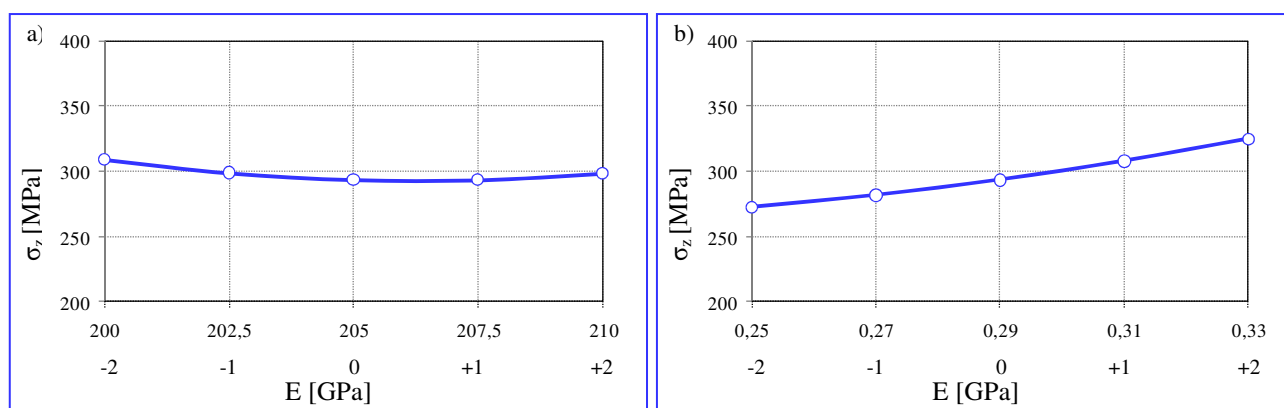
Rys. 4.19. Wykresy zależności odkształceń zastępczych: $\varepsilon_z = f(R_e)$ dla $E = 205$ GPa, $E_T = 305$ MPa, $\nu = 0,29$ (a) oraz $\varepsilon_z = f(E_T)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E = 205$ MPa, $\nu = 0,29$ (b)



Rys. 4.20. Wykresy zależności odkształceń zastępczych: $\varepsilon_z = f(E)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E_T = 305$ MPa, $\nu = 0,29$ (a) oraz $\varepsilon_z = f(\nu)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E = 205$ GPa, $E_T = 305$ MPa (b)



Rys. 4.21. Wykresy zależności naprężeń: $\sigma_z = f(R_e)$ dla $E = 205$ MPa, $E_T = 305$ MPa, $\nu = 0,29$ (a) oraz $\sigma_z = f(E_T)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E = 205$ MPa, $\nu = 0,29$ (b)



Rys. 4.22. Wykresy zależności naprężeń: $\sigma_z = f(E)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E_T = 305$ MPa, $\nu = 0,29$ (a) oraz $\sigma_z = f(\nu)$ dla $R_e = 300$ MPa, $E = 205$ MPa, $E_T = 305$ MPa (b)

Z przeprowadzonych symulacji komputerowych i analiz oraz opracowanych funkcji regresji i wykresów wynika bardzo złożona zależność zarówno naprężeń zastępczych jak i odkształceń zastępczych nie tylko od analizowanych parametrów materiałowych, ale również od sprzężeń (interakcji podwójnej) występujących między nimi oraz od ich kwadratów.

Wyprowadzone równania regresji mogą być wykorzystane do określenia wpływu niedokładności obliczenia parametrów E_T , R_e , ν i E na stany odkształceń i naprężeń w gwincie walcowanym. Błąd określenia modułu umocnienia E_T i początkowej granicy plastyczności R_e ma bardzo duży wpływ, natomiast wpływ modułu Younga i współczynnika Poissona jest znacznie mniejszy. Przykładowo błąd określenia modułu umocnienia wynoszący $\Delta E_T = 152,5$ MPa powoduje różny błąd obliczenia odkształceń zastępczych wynoszący: $\Delta \varepsilon_z = 0,08$ (dla $E_T = 0 \div 152,5$), $\Delta \varepsilon_z = 0,04$ (dla $E_T = 152,5 \div 305$), $\Delta \varepsilon_z = 0,0$ (dla $E_T = 305 \div 457,5$), $\Delta \varepsilon_z = 0,04$ (dla $E_T = 457,5 \div 610$), a naprężeń odpowiednio: $\Delta \sigma_z = 8,7$ MPa (dla $E_T = 0 \div 152,5$), $\Delta \sigma_z = 5,8$ MPa (dla $E_T = 152,5 \div 305$), $\Delta \sigma_z = 20,4$ MPa (dla $E_T = 305 \div 457,5$), $\Delta \sigma_z = 34,9$ MPa (dla $E_T = 457,5 \div 610$). Natomiast błąd w określeniu początkowej granicy plastyczności równy $\Delta R_e = 32,5$ MPa powoduje różny błąd obliczeń odkształceń wynoszący: $\Delta \varepsilon_z = 0,014$ (dla $R_e = 235 \div 267,5$), $\Delta \varepsilon_z = 0,01$ (dla $R_e = 267,5 \div 300$), $\Delta \varepsilon_z = 0,006$ (dla $R_e = 300 \div 332,5$), $\Delta \varepsilon_z = 0,002$ (dla $R_e = 332,5 \div 365$) i naprężeń odpowiednio: $\Delta \sigma_z = 5,7$ MPa (dla $R_e = 235 \div 267,5$), $\Delta \sigma_z = 10$ MPa (dla $R_e = 267,5 \div 300$), $\Delta \sigma_z = 14,3$ MPa (dla $R_e = 300 \div 332,5$), $\Delta \sigma_z = 18,6$ MPa (dla $R_e = 332,5 \div 365$). Zatem nieuzasadnione jest dokonywanie w obliczeniach uproszczeń polegających na pomijaniu umocnienia materiału oraz przyjmowanie modelu materiału jako idealnie sztywno-plastycznego bez umocnienia.

22.4. Podsumowanie i wnioski z badań rozpoznawczych

Walcowanie gwintów o zarysie łukowym na rurach jest złożonym procesem technologicznym. W procesie występuje duża liczba czynników często trudnych do spełnienia w procesie technologicznym. Wykorzystanie do tego celu typowych walcarek np. WGH-80 jest niemożliwe, ze względu na występujące błędy obróbki, zbyt małą prędkość walcowania, konieczność częstego przerywania procesu i zbyt małą długość walcowania ($l < 125$ mm). Błędy te można wyeliminować wprowadzając podtrzymkę obrotową w miejsce stałej, w postaci jednego lub dwóch dodatkowych walców. **Konieczne jest zatem opracowanie konstrukcji specjalnej walcarki lub głowicy przystosowanej do tokarek konwencjonalnych.**

Przeprowadzone badania eksperymentalne wykazały zasadność przyjęcia założenia występowania w materiale gwintu walcowanego przestrzennego stanu naprężenia i płaskich stanów przemieszczenia i odkształcenia, zachodzących w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny

osiowej. Pozwoli to znacznie uprościć nie tylko model numeryczny procesu ale również warunki przeprowadzenia badań modelowych.

Przeprowadzona analiza wrażliwości wykazała istotny wpływ parametrów materiałowych: modułu umocnienia (E_T), początkowej granicy plastyczności (R_e), współczynnika Poissona (ν) i modułu Younga (E) zarówno na stan naprężeń jak i odkształceń, przy czym największy wpływ ma moduł umocnienia i początkowa granica plastyczności. Wiąże się to z koniecznością zwiększenia dokładności nie tylko opisu modelu konstytutywnego (materiałowego) ale również dokładności wyznaczenia wartości tych parametrów dla badanych stali. Wyprowadzone równania regresji mogą być wykorzystane do określenia wpływu niedokładności obliczenia parametrów E_T , R_e , ν i E na stany odkształceń i naprężeń w gwincie walcowanym.

Opracowane wyniki symulacji komputerowych i przeprowadzona analiza wrażliwości mogą być podstawą dalszych symulacji w celu ustalenia wpływu nie tylko stopniowania średnicy pierścieni walców na przyrost obciążeń ale również wpływu zarysu powierzchni czynnej pierścieni oraz ich sekwencji w celu wywołania pożądanego stanu przemieszczeń i odkształceń materiału w kolejnych fazach zaawansowania procesu kształtowania gwintu. Są to dane niezbędne do opracowania konstrukcji głowicy specjalnej do walcowania gwintów oraz do projektowania procesu technologicznego.

Rozdział V

MODEL MATEMATYCZNY PROCESU WALCOWANIA GWINTÓW Z UWZGLĘDNIENIEM NIELINIOWOŚCI GEOMETRYCZNEJ I FIZYCZNEJ

Zagadnienie modelowania procesu walcowania gwintów jest przedmiotem zainteresowania badaczy od kilkudziesięciu lat. Na początku zagadnienie to próbowano rozwiązać analitycznie [Żur1962]. Postęp w dziedzinie planowania eksperymentu, statystycznego opracowania wyników oraz identyfikacji nieliniowych obiektów wielowymiarowych wprowadził na nowy sposób modelowania procesu walcowania. Zgodnie z cybernetyczną zasadą „czarnej skrzynki” modelowano procesy technologiczne, gdzie nie była konieczna znajomość mechanizmów fizykalnych a jedynie związków pomiędzy zmiennymi wyjściowymi a zmiennymi wejściowymi, przy założeniu występowania czynników stałych i zakłócających. Prekursorem w tak pojętym modelowaniu procesu nagniatania był W. Olszak [Ols1988, Ols1992].

Najnowszym trendem w zakresie modelowania i analizy procesu walcowania gwintów jest modelowanie numeryczne przy użyciu Metody Elementów Skończonych (MES). Polega ona na zastąpieniu ciągłego obiektu (układu rzeczywistego) dyskretnym obiektem z wyodrębnionymi podobjętościami i/lub podobszarami – elementami skończonymi zawierającymi skończoną liczbę węzłów. Rozwój możliwości obliczeniowych komputerów oraz oprogramowania pozwala na analizę procesów walcowania gwintów przy użyciu programów komputerowych wykorzystujących MES [Dom202, Dom2002a, Pat2006, Kuki2003, Kuki2004, Kuki2004a, Kuki2004b, Kuki2004c, Kuki2005, Kuki2005b, Kuki2005d, Kuki2005e, Kuki2006, Kuki2006a, Kuki2006b, Kuki2006c, Kuki2006d, Kuki2006e, Kuki2007, Kuki2007b, Kuki2008, Kuki2008a, Kuki2008b, Kuki2008c, Kuki2008d, Kuki2008e] oraz obliczenia iteracyjne z wykorzystaniem uaktualnionego opisu Lagrange’a [Bat1976, Bat1982, Kle1978, Kle1984, Kle1985, Kle2000, Lac1999, Zie2000, Zie2000a, Zie2000b].

Jednym głównych etapów prowadzących do uzyskania efektywnych rozwiązań metodą elementów skończonych jest opracowanie uniwersalnego modelu badanego procesu technologicznego.

W niniejszym rozdziale najpierw przedstawiono wykorzystanie uaktualnionego opisu Lagrange’a do przyrostowego opisu zjawisk fizycznych występujących w procesie walcowania gwintów trapezowych i łukowych. Następnie - algorytm modelowania i analizy procesu walcowania gwintów, założenia do modelowania, model kontaktu element walcujący – przedmiot obrabiany, warunki jednoznaczności oraz równanie ruchu i deformacji obiektu. Równania konstytutywne dla materiału sprężysto/lepko- plastycznego ze wzmocnieniem mieszanym wprowadzono w rozdziale III.

Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena-Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli-Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych.

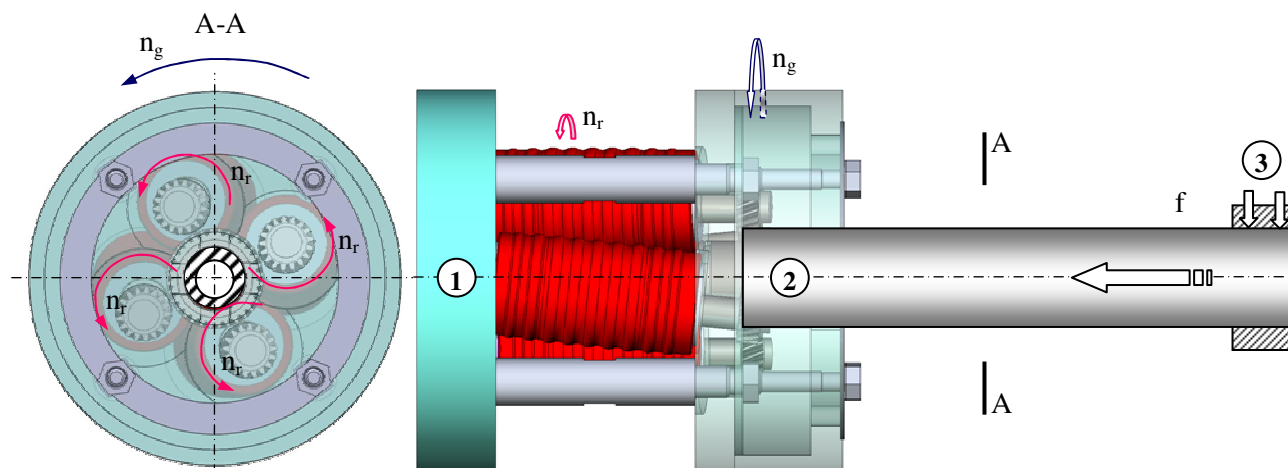
Opis nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (pręt lub rurę) traktuje się, jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek

plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego (HMH), stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo – kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości.

Opracowano przyrostowy model kontaktowy, który zawiera siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Następnie, wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równania ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesie walcowania gwintów. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności.

23. Przyrostowy opis zjawisk fizycznych w procesie walcowania gwintów

Proces walcowania na zimno (jako obiekt rzeczywisty – rys. 5.1) rozpatrzono jako geometrycznie¹ i fizycznie² nieliniowe zagadnienie brzegowo-początkowe, w którym występują nieliniowe, ruchome oraz zmienne w czasie i przestrzeni warunki brzegowe. Przy czym warunki brzegowe w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem są nieznanne.



Rys. 5.1. Schemat procesu walcowania gwintów trapezowych lub łukowych na prętach lub rurach głowicą kątową czterorolkową metodą osiową: 1 - głowica, 2 - półwyrób, 3 - uchwyt

Nieliniowości procesu i duża złożoność zjawisk fizycznych, przy braku znajomości warunków brzegowych w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem, wymagają stosowania nowoczesnych metod modelowania i analizy. Do opisu zjawisk fizycznych na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a (rys. 5.2), przyjmując skokowo- współobrotowy układ współrzędnych.

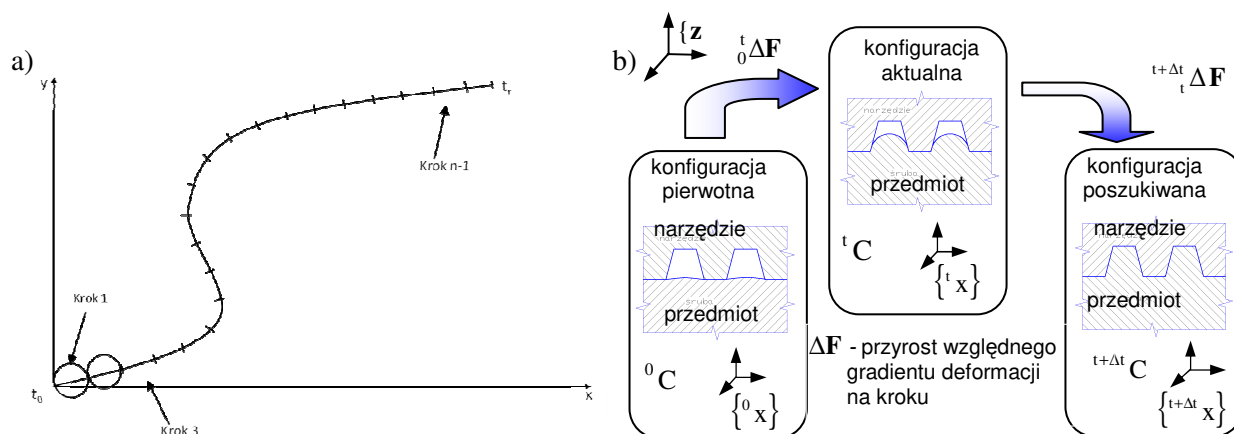
Matematyczny opis zjawisk nieliniowych, wymaga stosowania innych niż w zagadnieniach liniowych, zasad formułowania problemów brzegowo- początkowych i bardziej złożonych metod ich rozwiązywania. Współcześnie znane są sposoby analizy zjawisk nieliniowych za pomocą opisu przyrostowego [Bat1982, Kle1978]. Celem jest określenie geometrii ciała (lub układu) oraz istniejącego w tym ciele stanów przyrostu przemieszczenia, odkształcenia, naprężeń itd., w kolejnych dyskretnych chwilach czasu $\tau = 0, \Delta t, 2 \cdot \Delta t, \dots, t_k$ odpowiadających pewnemu

¹ Zgodnie z terminologią stosowaną w nieliniowej dynamice ośrodków ciągłych, nieliniowość geometryczna wynika ze zmiany początkowej geometrii przedmiotu prowadząca do nieliniowych zależności pomiędzy odkształceniem i przemieszczeniem.

² Nieliniowość fizyczna (zwana również materiałową) wynika z nieliniowych zależności pomiędzy naprężeniem występującym w ciele i jego odkształceniem.

niewielkiemu przyrostowi czasu. Zakłada się, że znane są rozwiązania dla wszystkich kroków czasowych z przedziału $[0, t]$, poszukiwane zaś będą rozwiązania w chwili $\tau = t + \Delta t$. Powtarzając ten proces „krok po kroku” dla kolejnych chwil Δt uzyskuje się rozwiązanie w zadanym przedziale czasu (rys. 5.2a). Szerokie omówienie zagadnień związanych z opisem przyrostowym zawierają prace M. Kleibera np. [Kle1984, Kle1985]. W pracach tych dokonano analizy zastosowania istniejących koncepcji opisu przyrostowego w nieliniowej mechanice tj. ogólnego i uaktualnionego opisu Lagrange’a, do opisu deformacji ciała. Zaproponowano nową koncepcję zwaną uogólnionym opisem Lagrange’a-Kleibera. Podstawą tego opisu jest przyjęcie pewnej porównawczej konfiguracji odniesienia (nazywanej beznaprężeniową), która nie musi być konfiguracją przyjmowaną przez ciało w trakcie jego ruchu. W znanych aktualnie systemach i programach nieliniowej analizy procesów koncepcja konfiguracji beznaprężeniowej nie znalazła jeszcze szerokiego zastosowania. Powszechnie stosowany jest ogólny opis Lagrange’a lub uaktualniony opis Lagrange’a, bazujące na założeniu addytywności poszczególnych składowych odkształcenia na konfiguracji pierwotnej lub aktualnej. Koncepcja uaktualnionego opisu Lagrange’a charakteryzuje się dużą uniwersalnością i może być wykorzystana do nieliniowej analizy procesu w ramach różnych teorii.

W niniejszej rozprawie do opisu procesu walcowania gwintów przyjęto uaktualniony opis Lagrange’a (rys. 5.2b). Zgodnie z tym opisem w chwili aktualnej t znana jest konfiguracja pierwotna ciała 0C i konfiguracja aktualna tC . To znaczy, że znane są w tych chwilach oraz we wszystkich innych chwilach $\tau < t$ wartości wszystkich występujących w zagadnieniu funkcji. Poszukiwana jest natomiast następna konfiguracja równowagi ${}^{t+\Delta t}C$, w chwili $\tau = t + \Delta t$.



Rys. 5.2. Schemat analizy procesu walcowania gwintów metodą „krok po kroku” (a) oraz konfiguracje przyjmowane przez ciało w kolejnych krokach w uaktualnionym opisie Lagrange’a (b)

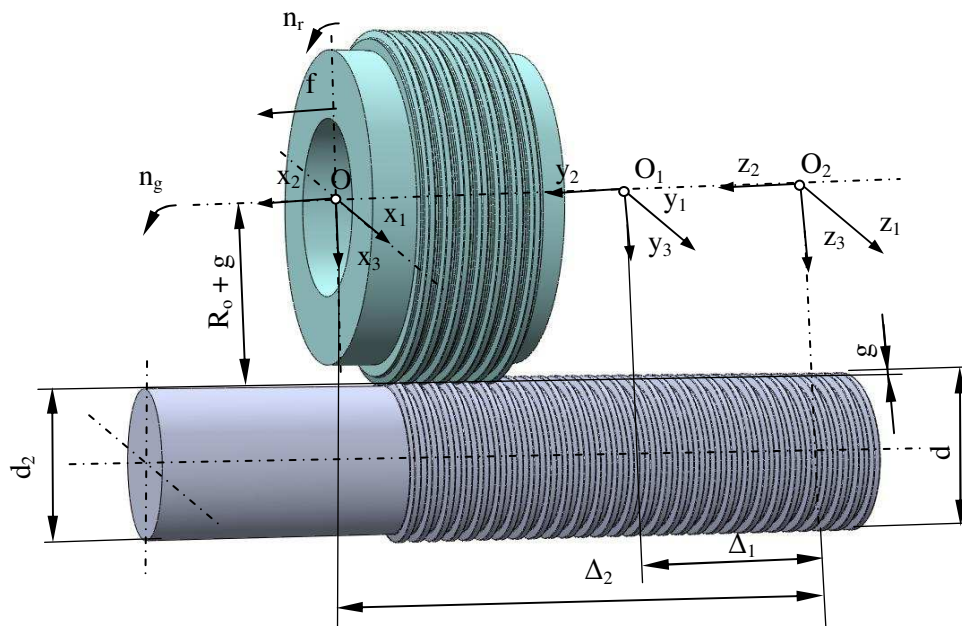
Proponowany algorytm rozwiązania dla jednego, typowego kroku przyrostowego jest następujący:

1. Rozwiązując iteracyjnie przyrostowy układ równań ruchu i deformacji obiektu (pkt. 26.4), w układzie współrzędnych $\{{}^t x\}$, względem konfiguracji ${}^t C$, określa się odpowiednie przyrosty odkształceń i naprężeń.
2. Zgodnie z regułami akumulacji wielkości przyrostowych znajduje się wszystkie parametry charakteryzujące konfigurację ${}^\tau C$, względem konfiguracji ${}^t C$ i w układzie $\{{}^t x\}$.
3. Znajduje się nową konfigurację odniesienia ${}^\tau C$ z nowym układem współrzędnych $\{{}^\tau x\}$ obróconym względem układu $\{{}^t x\}$ o kąt odpowiadający przyrostowi ortogonalnego tensora obrotu ΔR . Wykorzystuje się przy tym następujące twierdzenie o rozkładzie polarnym tensora deformacji względnej dla małych przyrostów po czasie: $\Delta F = \Delta R \cdot U + R \cdot \Delta U$, gdzie R jest ortogonalnym tensorem obrotu, U jest symetrycznym (prawym) tensorem rozciągania, zaś ΔR i ΔU są przyrostami tych tensorów na rozpatrywanym kroku przyrostowym. Po uwzględnieniu zależności $U = 1$ oraz $R = 1$ otrzymuje się wzór: $\Delta F = \Delta R + \Delta U$.
4. Wszystkie wielkości charakteryzujące konfigurację ${}^\tau C$ odnosi się do nowego układu współrzędnych $\{{}^\tau x\}$.

Dla określenia kolejnej konfiguracji równowagi ${}^{t+2\Delta t}C$ należy powtórzyć kroki 1 ÷ 4.

23.1. Układy współrzędnych

Do rozważań przyjęto trzy układy ortogonalnych współrzędnych kartezjańskich (rys. 5.3): $\{x\}$ – ruchomy, związany z powierzchnią przedmiotu, $\{y\}$ – stały związany z walcem wygniatającym i $\{z\}$ – stały układ odniesienia. Osie x_2 i y_2 pokrywają się z osią obrotu elementu wygniatającego.



Rys. 5.3. Układy współrzędnych kartezjańskich dla części obrotowej w procesie walcowania gwintów

Pomiędzy poszczególnymi współrzędnymi układów zachodzą następujące związki:

$$\begin{cases} z_1 = y_1 = x_1 \\ z_2 = y_2 + \Delta_1 = x_2 + \Delta_2, \\ z_3 = y_3 = x_3 \end{cases} \quad (5.1)$$

gdzie: Δ_1 i Δ_2 są odległościami odpowiednio osi y_3 i x_3 od płaszczyzny z_1z_2 . Odległość między osiami x_3 i y_3 wynosi: $\Delta_2 - \Delta_1$.

23.2. Miary przyrostów przemieszczenia, odkształcenia, prędkości odkształcenia oraz naprężenia w procesie plastycznego kształtowania nierówności

W analizie przyrostowej zasadniczą rolę odgrywają przyrosty poszczególnych wielkości. Zastosowano konwencję oznaczeń znaną z mechaniki ośrodków ciągłych. Przyrost $\Delta f({}^t\mathbf{x}, \tau)$ dowolnej funkcji $f({}^t\mathbf{x}, t)$ na typowym kroku $t \rightarrow \tau = t + \Delta t$ definiuje się, stosując formalizm różnicowy, w postaci:

$$\Delta f({}^t\mathbf{x}, \tau) \stackrel{\text{df}}{=} {}^\tau f({}^\tau\mathbf{x}, \tau = t + \Delta t) - {}^t f({}^t\mathbf{x}, t), \quad (5.2)$$

gdzie ${}^\tau\mathbf{x}$ jest wektorem (o składowych ${}^\tau x_i$, $i = 1, 2, 3$) położenia cząstki ciała X w dowolnej chwili czasu τ . Zapis Δf oznacza przyrost funkcji f od chwili t do chwili τ (indeks górny lewy) wyrażony w układzie $\{{}^t\mathbf{x}\}$ i odniesiony do konfiguracji tC w chwili t (indeks dolny lewy).

Ruch ciała opisywany będzie za pomocą gładkiego odwzorowania:

$${}^\tau\mathbf{x} = {}^\tau\mathbf{x}({}^0\mathbf{x}, \tau). \quad (5.3)$$

Wektor ${}^{\tau}\mathbf{u}$ przemieszczenia węzła i jego składowe ${}^{\tau}u_i$ oraz wektor $\Delta\mathbf{u}$ przyrostu (w czasie) przemieszczenia węzła i jego składowe Δu_i mają postać:

$${}^{\tau}\mathbf{u} = {}^{\tau}\mathbf{x} - {}^t\mathbf{x}, \quad {}^{\tau}u_i = {}^{\tau}x_i - {}^t x_i, \quad i = 1, 2, 3, \quad (5.4)$$

$$\Delta\mathbf{u} = {}^{\tau}\mathbf{u} - {}^t\mathbf{u}, \quad \Delta u_i = {}^{\tau}u_i - {}^t u_i, \quad i = 1, 2, 3, \quad (5.5)$$

gdzie wszystkie składowe wektorów odniesione są do wspólnego układu odniesienia tC .

Adekwatną miarą stanu odkształcenia przedmiotu obrabianego, w przyjętym uaktualnionym opisie Lagrange'a jest tensor odkształcenia Greena-Lagrange'a \mathbf{T}_ε , natomiast miarą stanu prędkości odkształcenia jest tensor prędkości odkształcenia Greena-Lagrange'a $\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$, zaś miarą stanu naprężenia jest drugi (symetryczny) tensor naprężenia Pioli-Kirchhoffa \mathbf{T}_σ . Wymienione tensory zdefiniowane są i odniesione do konfiguracji aktualnej tC . Miarą przyrostu odkształcenia, prędkości odkształcenia i przyrostu naprężenia są odpowiednio przyrosty tensorów odkształcenia $\Delta\mathbf{T}_\varepsilon$ i prędkości odkształcenia $\Delta\mathbf{T}_{\dot{\varepsilon}}$ Greena-Lagrange'a oraz przyrost drugiego tensora naprężenia Pioli-Kirchhoffa $\Delta\mathbf{T}_\sigma$. Składowe ${}^t\varepsilon_{ij}$ tensora ${}^t\mathbf{T}_\varepsilon$ związane są z przemieszczeniami u_i zgodnie ze wzorem w postaci wskaźnikowej [Kle1985, Kle2000]:

$${}^t\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left({}^t u_{i,j} + {}^t u_{j,i} + {}^t u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j} \right), \quad (5.6)$$

gdzie ${}^t u_{i,j} = \partial {}^t u_i / \partial {}^t x_j$, $i, j = 1, 2, 3$ oznacza pochodną cząstkową. Składowe ${}^t\varepsilon_{ij}$ rozłożyć można na część liniową:

$${}^t\bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left({}^t u_{i,j} + {}^t u_{j,i} \right) \quad (5.7)$$

i część nieliniową:

$${}^t\tilde{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left({}^t u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j} \right). \quad (5.8)$$

Przyrost składowych $\Delta\varepsilon_{ij}$ tensora $\Delta\mathbf{T}_\varepsilon$ wyprowadzony zostanie w oparciu o definicję przyrostu dowolnej funkcji. Zatem podstawiając składowe tensora (wg wzoru 5.6) w chwilach τ oraz t do wzoru (5.2), po zastosowaniu dekompozycji przyrostowej (${}^{\tau}u_{i,j} = {}^t u_{i,j} + \Delta u_{i,j}$) oraz wykonaniu odpowiednich działań algebraicznych, otrzymano:

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_{ij} &= {}^{\tau}\varepsilon_{ij} - {}^t\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left[\left({}^{\tau}u_{i,j} + {}^{\tau}u_{j,i} + {}^{\tau}u_{k,i} \cdot {}^{\tau}u_{k,j} \right) - \left({}^t u_{i,j} + {}^t u_{j,i} + {}^t u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j} \right) \right] = \\ &= \frac{1}{2} \left(\Delta u_{i,j} + \Delta u_{j,i} + {}^t u_{k,i} \cdot \Delta u_{k,j} + \Delta u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j} + \Delta u_{k,i} \cdot {}^{\tau} \Delta u_{k,j} \right), \quad i, j, k = 1, 2, 3, \end{aligned} \quad (5.9)$$

gdzie $\Delta u_{i,j} = \frac{\partial \Delta u_i}{\partial {}^t x_j}$, $i, j = 1, 2, 3$, oznacza pochodną cząstkową.

Wzór (5.9) jest słuszny dla różnych opisów przyrostowych. Dla konkretnego opisu należy zastosować odpowiednie jego uproszczenie. Dla przyjętego uaktualnionego opisu Lagrange'a, wyrażenie ${}^t u_{k,i} \cdot \Delta u_{k,j} + \Delta u_{k,i} \cdot {}^t u_{k,j} = 0$, gdyż ${}^t u_{k,i} = 0$.

Przyrost składowych $\Delta\varepsilon_{ij}$ można rozłożyć na część liniową:

$${}^{\tau} \Delta \bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\Delta u_{i,j} + \Delta u_{j,i} \right), \quad (5.10)$$

oraz nieliniową:

$$\Delta \tilde{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (\Delta u_{k,i} \cdot \Delta u_{k,j}). \quad (5.11)$$

W podobny sposób otrzymano wzory na przyrosty składowych $\Delta \dot{\epsilon}_{ij}$ tensora przyrostu prędkości odkształceń $\Delta \mathbf{T}_{\dot{\epsilon}}$ dla części liniowej $\Delta \tilde{\epsilon}_{ij}$:

$$\Delta \dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (\Delta \dot{u}_{i,j} + \Delta \dot{u}_{j,i}), \quad (5.12)$$

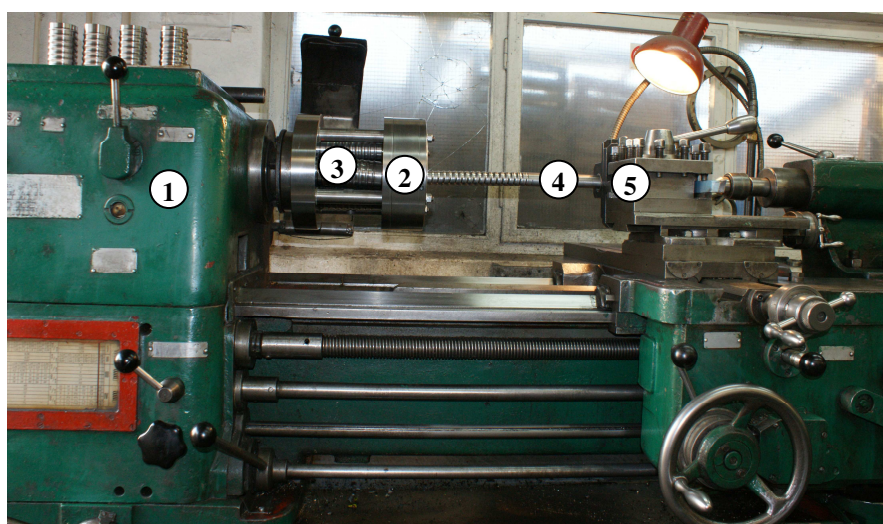
i nieliniowej $\Delta \tilde{\epsilon}_{ij}$:

$$\Delta \dot{\tilde{\epsilon}}_{ij} = \frac{1}{2} (\Delta \dot{u}_{k,i} \cdot \Delta \dot{u}_{k,j}). \quad (5.13)$$

Wprowadzenie członów nieliniowych oznacza, że wykorzystywane będą wzory dokładne, bez linearyzacji.

23.3. Algorytm modelowania i analizy procesu walcowania gwintów

Walcowanie gwintów (obiekt rzeczywisty) (rys. 5.4) obejmuje przedmiot obrabiany wraz z głowicą (walcami), otoczeniem i innymi oddziaływaniami zewnętrznymi. Proces rozpoczyna się od wprowadzenia półwyrobu do przestrzeni między cztery walce głowicy. Dalej następuje kontakt półwyrobu z pierścieniami w strefie wprowadzającej walców. W wyniku oddziaływania siłowego następuje obrót walców i ich stopniowe zagłębianie się w materiał przedmiotu, który wykonuje ruch posuwowy, z posuwem równym podziałce gwintu walcowanego. Po dwóch obrotach głowicy następuje wyłączenie ruchu posuwowego wymuszonego mechanizmami tokarki konwencjonalnej i dalej przemieszczenie przedmiotu jest samoczynne wymuszone składową osiąwą siły walcowania. W następnej fazie kolejne pierścienie walców kształtują zarys gwintu, następnie kalibrują zarys i wreszcie następuje stopniowe odciążenie przedmiotu w strefie wyjściowej walców. W strefę obróbki podawany jest czynnik chłodząco-smarujący. Cykliczny proces stopniowego obciążania, kształtowania zarysu, kalibrowania i odciążania powtarza się aż do uzyskania gwintu o wymaganej długości.

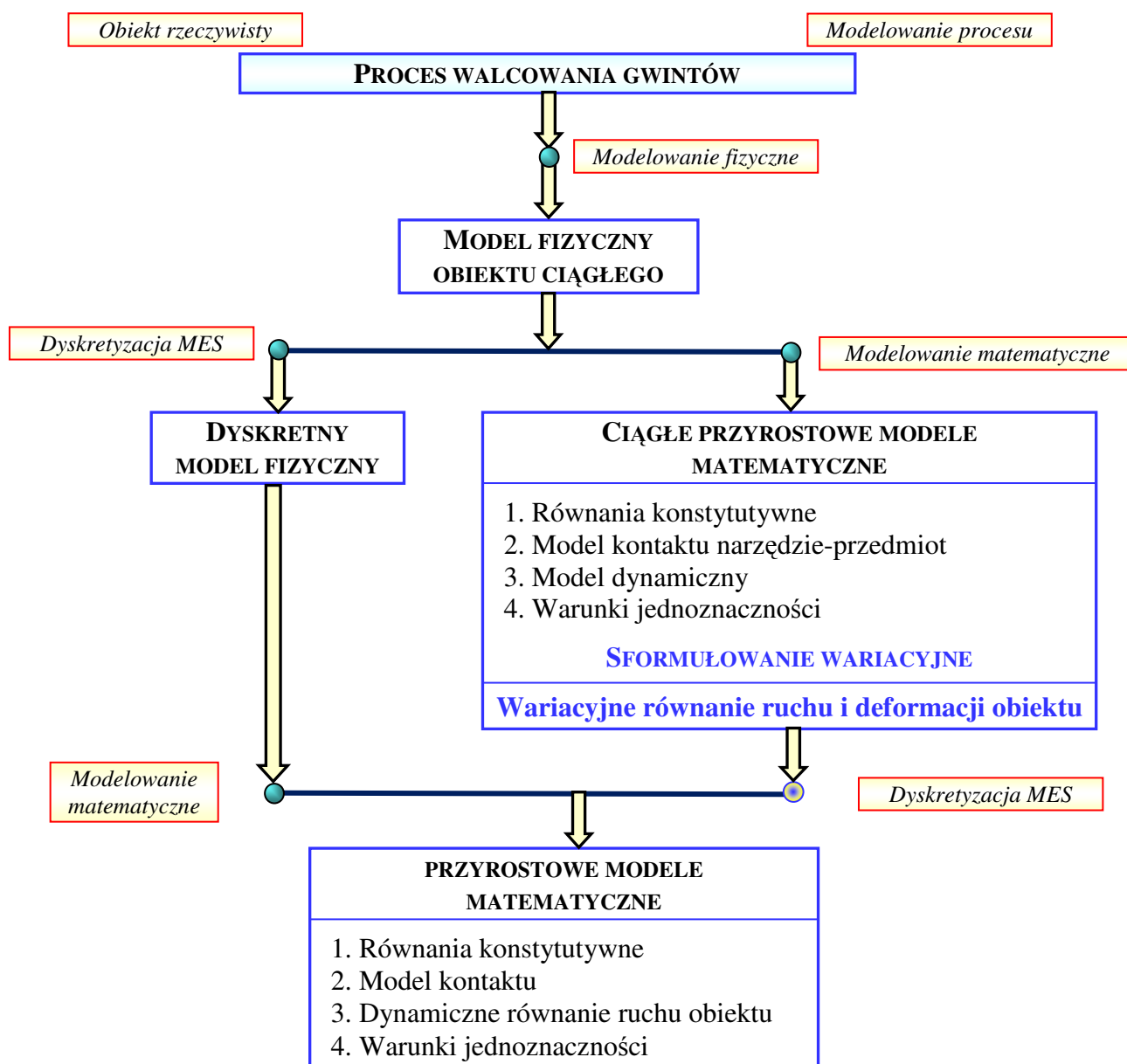


Rys. 5.4. Widok układu obróbkowego do walcowania gwintów o dużym skoku na długich rurach cienkościennych: 1 - tokarka konwencjonalna, 2 - głowica kątowa, 3 - walce, 4 - przedmiot, 5 - uchwyt przedmiotu w imaku nożowym tokarki

Kompleksową analizę procesu walcowania gwintów trapezowych i łukowych na prętach lub rurach przeprowadzono zgodnie z algorytmem przedstawionym na rysunku 5.5. Modelowanie

procesu przy zastosowaniu metod wariacyjnych i elementów skończonych przebiega w następujących etapach:

1. Modelowanie fizyczne obiektu rzeczywistego w wyniku, czego uzyskuje się model fizyczny procesu walcowania gwintów (zbiór zjawisk i procesów, jakie występują w badanym obiekcie, zbiór założeń i uproszczeń).
2. Modelowanie matematyczne modelu fizycznego w wyniku, którego otrzymuje się ciągle, przyrostowe modele matematyczne, to jest: równania konstytutywne, model kontaktu narzędzie walcujące – przedmiot, model dynamiczny i warunki jednoznaczności. W wyniku sformułowania wariacyjnego otrzymuje się ponadto dynamiczne równanie ruchu i deformacji obiektu. Alternatywą jest najpierw dyskretyzacja obiektu elementami skończonymi, w wyniku, której otrzymuje się dyskretny model fizyczny.
3. Aproksymacja ciągłego modelu matematycznego za pomocą metody elementów skończonych (MES) lub modelowanie matematyczne dyskretnego modelu fizycznego, prowadzące do dyskretnych, przyrostowych modeli matematycznych modelu fizycznego.



Rys. 5.5. Schemat modelowania procesu walcowania gwintów

23.5. Model fizyczny procesu walcowania gwintów

Model fizyczny jest niezbędny do tworzenia modelu matematycznego i komputerowego. Od dokładności modelowania fizycznego i od przyjętych założeń upraszczających zależy również dokładność obliczeń numerycznych. Dlatego też tworząc model fizyczny uwzględniono rzeczywiste warunki walcowania gwintów trapezowych i łukowych takie jak: kinematyka procesu, warunki tarcia w obszarze kontaktu, przestrzenny stan naprężeń i nieliniowe własności (umocnienie) materiału. Pozwoli to prognozować jakość technologiczną a zatem i eksploatacyjną gwintu już na etapie projektowania procesu.

Walcowanie gwintów może być realizowane głowicami kątowymi z walcami czynnymi lub biernymi.

W procesie walcowania gwintów trapezowych i łukowych głowicą kątową z rolkami czynnymi wyróżnia się następujące ruchy składające się na kinematykę procesu: głowica jest nieruchoma, natomiast ruch obrotowy przenoszony jest na walce (wymuszenie czynne), które obracają się dokoła własnych osi – jest to główny ruch roboczy, wynikający z konieczności zapewnienia wymaganej prędkości walcowania (v_w). Pręt (rura) obraca się dokoła własnej osi, w wyniku działania sił walcowania i jednocześnie wykonuje posuwowy ruch wzdłużny z posuwem (f) równym skokowi gwintu walcowanego.

W procesie walcowania gwintów trapezowych i łukowych głowicą kątową z rolkami biernymi wyróżnia się dwie odmiany kinematyczne:

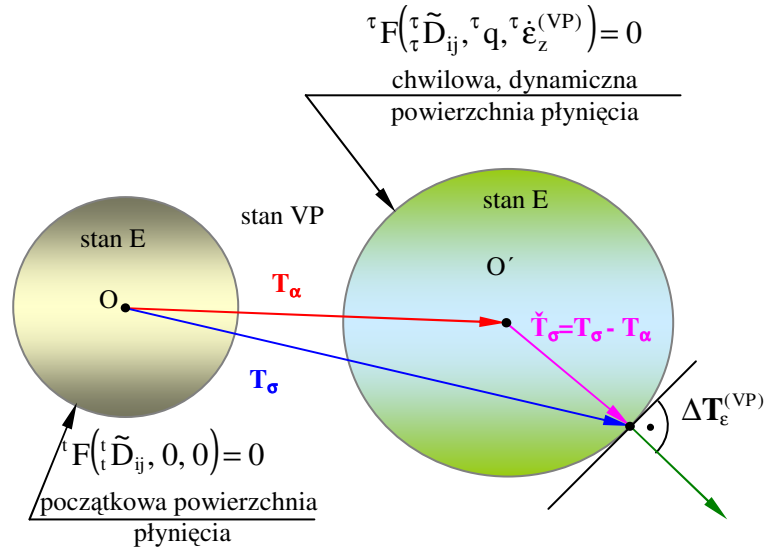
- ruch obrotowy wrzeciona tokarki konwencjonalnej przenoszony jest na głowicę, która wraz z walcami obraca się dokoła własnej osi z prędkością obrotową n_g . Obrót walców dokoła własnych osi z prędkością obrotową n_r wymuszony jest siłami i momentem walcowania (wymuszenie bierne) – jest to główny ruch roboczy, wynikający z konieczności zapewnienia wymaganej prędkości walcowania (v_w). Pręt (rura) nie obraca się i wykonuje posuwowy ruch wzdłużny z posuwem (f) równym skokowi gwintu walcowanego,
- ruch obrotowy wrzeciona tokarki przenoszony jest na pręt (rurę) natomiast głowica i walce wykonują ruch posuwowy i jednocześnie ruch obrotowy wymuszony siłami walcowania.

Kinematykę walcowania gwintów na prętach (rurach) można rozpatrywać jako toczenie się z poślizgiem sztywnego ciała obrotowego po drugim ciele odkształcalnym, z jednoczesnym posuwem wzdłużnym równym skokowi gwintu.

24. Założenia do modelowania procesu walcowania gwintów

W celu uzyskania konsekwentnego i ogólnego sformułowania modelu matematycznego procesu walcowania w aspekcie jakości technologicznej gwintu, wprowadzono następujące założenia i definicje modelu fizycznego procesu:

1. W ogólnym przypadku w procesie walcowania gwintów mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (E), lepkie (V) i plastyczne (P). Odkształcenia sprężyste są odwracalne, zaś odkształcenia lepko – plastyczne (VP) są trwałe i pozostają w materiale po ustąpieniu obciążenia. W półwyrobie pozostaje również określony stan odkształceń pozostałych (R) po obróbkach poprzedzających, zależnych od tzw. historii obróbki. Występowanie poszczególnych odkształceń i ich kolejność zależą od rodzaju materiału i jego stanu oraz od historii obciążania i odciążania dynamicznego przedmiotu. Na początku procesu obciążania występują odkształcenia sprężyste. Jest to zakres odkształceń liniowych, które zanikają po usunięciu przyczyn. Oznaczono je skrótowo E. W zakresie tym obowiązuje uogólnione prawo Hooke'a liniowej sprężystości [Bac1985, Per1966, Per1978]. Po osiągnięciu stanu uplastycznienia, określonego początkową powierzchnią płynięcia warstwy wierzchniej $F = 0$ (rys. 5.6), występują nieliniowe odkształcenia plastyczne i lepkie, które są ze sobą sprzężone. Na skutek wzmocnienia materiału powierzchnia płynięcia ulega zmianom. Stan ten jest nieodwracalny, w którym obowiązuje teoria lepko-plastyczności [Per1966, Per1978]. Zadaniem tej teorii jest jednoczesny opis właściwości reologicznych, uwzględniających efekty dynamiczne i właściwości plastycznych materiału. Taki stan materiału oznaczono skrótowo VP.



Rys. 5.6. Chwilowe, dynamiczne powierzchnie płynięcia $f_i = 0$ materiału, tensor naprężenia T_σ , tensor translacji T_α oraz przyrost tensora odkształceń lepko-plastycznych $\Delta T_\epsilon^{(VP)}$

- 2) Materiał przedmiotu obrabianego jest izotropowy i homogenny, a przyrosty odkształceń na kroku są bardzo małe (infinitesimalne) i addytywne. Materiał przedmiotu obrabianego należy do klasy materiałów prostych z pamięcią typu prędkościowego rzędu pierwszego [Życ1973]. Oznacza to, że w zakresie odkształceń trwałych VP materiał ten będzie opisywany innym układem równań konstytutywnych w procesie obciążania i innym w procesie odciążania. Ponadto tę klasę materiałów ograniczono do materiałów statecznych. Zgodnie z postulatem Druckera praca wykonana przez przyrost sił zewnętrznych na odpowiednich przyrostach składowych wektora przemieszczenia jest dodatnia.
- 3) Założono, że naprężenie uplastyczniające dla stali są funkcją zastępczych odkształceń lepko-plastycznych $\epsilon_z^{(VP)}$ i zastępczej prędkości odkształceń lepko-plastycznych $\dot{\epsilon}_z^{(VP)}$. Naprężenie takie nazywa się chwilowym dynamicznym naprężeniem uplastyczniającym i ma postać:

$${}^t \sigma_p = {}^t \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)}) = {}^t C, \quad (5.17)$$

gdzie: ${}^t C$ jest stałą w rozpatrywanej chwili czasu, natomiast przyrost zastępczych odkształceń lepko-plastycznych $\Delta \epsilon_z^{(VP)}$ oraz przyrost zastępczych prędkości odkształceń lepko-plastycznych $\Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)}$ są zdefiniowane następującymi wzorami [Bedn1995]:

$$\Delta \epsilon_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \Delta \mathbf{D}_\epsilon * \Delta \mathbf{D}_\epsilon, \quad (5.18)$$

$$\Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \Delta \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}} * \Delta \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}}, \quad (5.19)$$

gdzie: znak „*” oznacza mnożenie tensorów, $\Delta \mathbf{D}_\epsilon$ i $\Delta \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}}$ są przyrostami dewiatorów odkształcenia i prędkości odkształcenia. Składowe $\Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)}$ dewiatora $\Delta \mathbf{D}_{\dot{\epsilon}}$ obliczano stosując metodę różnic centralnych [Bat1976, Kle1984, Kle1985].

- 4) Naprężenie uplastyczniające ${}^t \sigma_p = {}^t \sigma_p(\epsilon_z^{(VP)}, \dot{\epsilon}_z^{(VP)})$ równe jest chwilowym naprężeniom zastępczym ${}^t \sigma_z$. Warunek ten przy założeniu wzmocnienia mieszanego ma postać [Maln1983]:

$${}^t\sigma_p = {}^t\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \tilde{\mathbf{D}}_\sigma * \tilde{\mathbf{D}}_\sigma}, \quad (5.20)$$

zaś $\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$ jest określony wzorem:

$$\mathbf{D}_\sigma = \tilde{\mathbf{T}}_\sigma - \tilde{\mathbf{A}}_\sigma, \quad (5.21)$$

w którym $\tilde{\mathbf{A}}_\sigma$ jest zredukowanym aksjotorem, a $\tilde{\mathbf{T}}_\sigma$ zredukowanym tensorem naprężenia w postaci:

$$\tilde{\mathbf{T}}_\sigma = \mathbf{T}_\sigma - \mathbf{T}_\alpha, \quad (5.22)$$

zaś \mathbf{T}_σ jest tensorem naprężenia, \mathbf{T}_α jest tensorem przesunięć środka aktualnej powierzchni płynięcia (rys.5.6). Postać tensora \mathbf{T}_α zależy od przyjętej hipotezy wzmocnienia.

- 5) Dla rozgraniczenia stanów E i VP w jedenastoelementowej przestrzeni naprężeń, intensywności odkształceń, intensywności prędkości odkształceń przyjęto chwilowy, dynamiczny warunek plastyczności M.T. Hubera, R. von Misesa i H. Hencky'ego (HMH) w postaci:

$${}^tF = {}^tF\left({}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij}, {}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}\right) = \text{const.} \quad (5.23)$$

Warunek (5.23), wobec równości (5.17), (5.18) i (5.19) oraz przy założeniu wzmocnienia mieszanego materiału obrabianego, ma postać:

$${}^tF = {}^tF\left({}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij}, {}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_i^{(VP)}\right) = \frac{1}{2} \cdot {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij} \cdot {}^t\tilde{\mathbf{D}}_{ij} - \frac{1}{3} \cdot {}^t\sigma_p^2 \left({}^t\varepsilon_z^{(VP)}, {}^t\dot{\varepsilon}_z^{(VP)}\right) = 0, \quad (5.24)$$

gdzie ${}^t\sigma_p$ jest chwilowym, dynamicznym naprężeniem uplastyczniającym obrabiany materiał. Stan odwracalny (E) określony jest warunkiem ${}^tF < 0$, a stanem nieodwracalnym (VP) odpowiada warunek ${}^tF = 0$.

- 6) Założono, że w materiale obrabianym istnieje potencjał lepko-plastyczny:

$$f = f\left[I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma), q, \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}\right], \quad (5.25)$$

gdzie: $I_2(\tilde{\mathbf{D}}_\sigma)$ jest drugim niezmiennikiem zredukowanego dewiatora naprężeń $\tilde{\mathbf{D}}_\sigma$ określonego wzorem (5.21), zaś q jest parametrem wzmocnienia Odqvista. Według propozycji F. K. G. Odqvista i W. Pragera [Pra1955], parametr q równy jest zastępczym odkształceniom lepko-plastycznym $\varepsilon_z^{(VP)}$:

$$q = \varepsilon_z^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_i^{(VP)}} d\varepsilon_z^{(VP)}, \quad (5.26)$$

natomiast według propozycji G.I Taylora i H. Quinney'a [Maln1981] parametr ten jest równy pracy $W^{(VP)}$ odkształcenia lepko – plastycznego:

$$q = W^{(VP)} = \int_0^{\varepsilon_{ij}^{(VP)}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^{(VP)}. \quad (5.27)$$

W przypadku warunku plastyczności HMH obie formy (5.26) i (5.27) są równoważne, gdyż prowadzą do tych samych rezultatów. Założenie według wzoru (5.25) jest uogólnieniem hipotezy istnienia potencjału plastycznego, wprowadzonej przez R. Misesa dla przypadku idealnej plastyczności. Zatem w jedenastoelementowej przestrzeni naprężeń, intensywności odkształceń, intensywności prędkości odkształceń, istnieje chwilowa hiperpowierzchnia uplastycznienia materiału nazywana również chwilową lub aktualną, dynamiczną powierzchnią

płynięcia (rys. 5.6). Równanie tej powierzchni na początku typowego kroku przyrostowego t ma postać [Per1978, Życ1973]:

$${}^t f = {}^t f [I_2({}^t \tilde{D}_\sigma), {}^t q, {}^t \dot{\epsilon}_z^{(VP)}] = 0. \quad (5.28)$$

- 7) Chwilowa dynamiczna powierzchnia płynięcia warstwy wierzchniej określona równaniem (5.28) pokrywa się z chwilowym dynamicznym warunkiem plastyczności określonym równaniem (5.24), otrzymuje się więc tożsamość:

$${}^t F \equiv {}^t f. \quad (5.29)$$

Konsekwencją postulatu Druckera uogólnionego na materiały E/VP jest wypukłość i gładkość chwilowej, dynamicznej powierzchni płynięcia oraz ortogonalność tensora przyrostu odkształcenia lepko-plastycznego $\Delta \mathbf{T}_\epsilon^{(VP)}$ do tej powierzchni. Analitycznie związek fizyczny dla tego warunku, można zapisać następująco [Maln1981]:

$$\Delta \epsilon_{ij}^{(VP)} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial {}^t f}{\partial {}^t \tilde{S}_{ij}}, \quad (5.30)$$

gdzie: $\Delta \lambda$ jest przyrostem funkcji skalarnej, tzw. mnożnika Lagrange'a, zależnym od naprężenia, przyrostu odkształceń i przyrostu obciążenia dynamicznego na kroku, \tilde{S}_{ij} są składowymi wypadkowego dewiatora naprężenia \tilde{D}_σ i mają postać:

$$\tilde{S}_{ij} = S_{ij} - \alpha_{ij}, \quad (5.31)$$

przy czym S_{ij} są składowymi dewiatora D_σ tensora naprężenia, α_{ij} są składowymi tensora translacji T_α , \tilde{C} jest parametrem materiałowym określającym składowe $\Delta \alpha_{ij}$ przyrostu tensora translacji ΔT_α .

- 8) Równanie (5.30) zwane jest stowarzyszonym (zasocjowanym) prawem płynięcia lepko-plastycznego [Pe1983], gdyż jest stowarzyszone z warunkiem plastyczności HMH (5.24). Proces neutralny, rozgraniczający procesy czynne od biernych, zachodzi wówczas, gdy spełnione jest równanie (5.28), natomiast odkształcenia lepko – plastyczne nie ulegają zmianie:

$$\Delta \epsilon_z^{(VP)} = 0 \quad \text{oraz} \quad \Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)} = 0. \quad (5.32)$$

Dla sformułowania analitycznej postaci tego warunku rozważyć trzeba przyrost powierzchni płynięcia warstwy wierzchniej na kroku. W tym celu funkcję (5.28) chwilowej, dynamicznej powierzchni płynięcia wyraża się w postaci przyrostowej:

$$\Delta f = {}^t q_{ij} \cdot \Delta S_{ij} - {}^t l_{ij} \cdot \Delta \alpha_{ij} - {}^t p \cdot \Delta \epsilon_z^{(VP)} - {}^t \dot{p} \cdot \Delta \dot{\epsilon}_z^{(VP)} = 0, \quad (5.33)$$

gdzie oznaczono:

$${}^t q_{ij} = \frac{\partial {}^t f}{\partial {}^t S_{ij}}, \quad {}^t l_{ij} = -\frac{\partial {}^t f}{\partial {}^t \alpha_{ij}}, \quad {}^t p_{ij} = -\frac{\partial {}^t f}{\partial {}^t \epsilon_{ij}}, \quad {}^t \dot{p}_{ij} = -\frac{\partial {}^t f}{\partial {}^t \dot{\epsilon}_{ij}}. \quad (5.34)$$

Zatem wobec warunków (5.32), jeżeli zachodzą związki:

$${}^t f = 0, \quad \text{oraz} \quad {}^t q_{ij} \cdot \Delta S_{ij} - {}^t l_{ij} \cdot \Delta \alpha_{ij} = 0 \quad (5.35)$$

to taką zmianę stanu nazywa się procesem neutralnym.

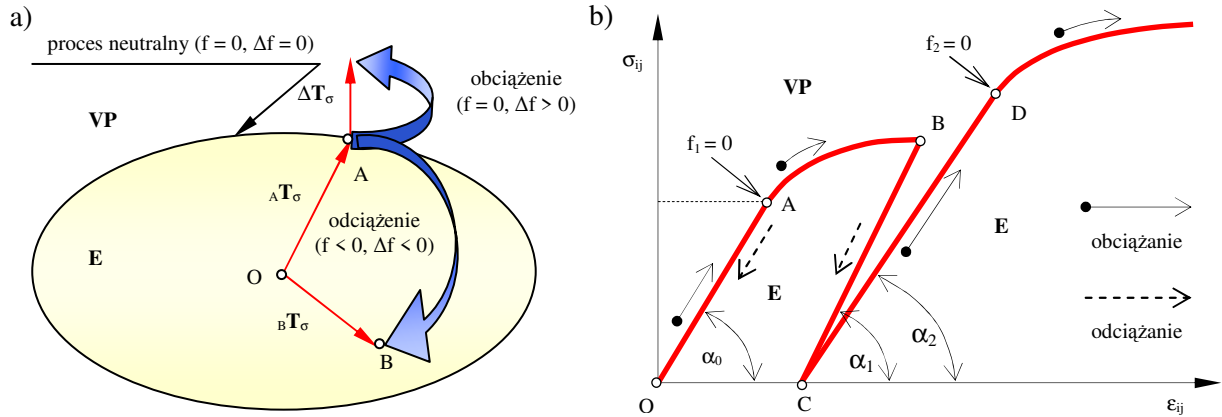
Natomiast, jeżeli:

$${}^t f = 0 \quad \text{i} \quad \Delta f > 0, \quad (5.36)$$

zachodzi proces obciążania, zaś gdy:

$${}^t f < 0 \quad \text{i} \quad \Delta f < 0, \quad (5.37)$$

zachodzi proces odciążania (rys. 5.7).



Rys. 5.7. Definicje procesu neutralnego oraz procesów obciążania i odciążania dynamicznego dla stanów: a) przestrzennych; b) płaskich

- 9) Przyjęto, że podczas odciążania materiał odkształca się zawsze liniowo (rys. 5.7). Obowiązuje wówczas liniowa teoria sprężystości, analogicznie jak dla zakresu odkształceń E. Teoria ta obowiązuje również przy powtórnym obciążeniu aż do stanu ponownego uplastycznienia materiału, przy czym w ogólnym przypadku, ze względu na różną historię odciążania (odcinek BC) i powtórznego obciążania (odcinek CD), kąty α_1 i α_2 pochylenia odcinków odpowiednio BC i CD mogą być różne ($\alpha_1 \neq \alpha_2$). Również stan naprężenia, przy którym nastąpi powtórne uplastycznienie ($f_2=0$, punkt D), może się nie pokrywać ze stanem naprężenia odpowiadającym początkowi odciążania (punkt B).
- 10) W zakresie odkształceń lepkoplastycznych materiał jest nieściśliwy. Wówczas średni przyrost odkształcenia lepkoplastycznego $\Delta \epsilon_m^{(VP)}$ i średnia prędkość odkształceń lepkoplastycznych $\Delta \dot{\epsilon}_m^{(VP)}$ są równe zero:

$$\Delta \epsilon_m^{(VP)} = \frac{1}{3} (\Delta \epsilon_{11}^{(VP)} + \Delta \epsilon_{22}^{(VP)} + \Delta \epsilon_{33}^{(VP)}) = 0, \quad (5.38)$$

$$\Delta \dot{\epsilon}_m^{(VP)} = \frac{1}{3} (\Delta \dot{\epsilon}_{11}^{(VP)} + \Delta \dot{\epsilon}_{22}^{(VP)} + \Delta \dot{\epsilon}_{33}^{(VP)}) = 0. \quad (5.39)$$

Oznacza to, że tensor przyrostu odkształceń lepkoplastycznych $\mathbf{T}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}$, tensor przyrostu prędkości odkształceń lepkoplastycznych $\mathbf{T}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}$ i tensor naprężeń lepkoplastycznych $\mathbf{T}_{\sigma}^{(VP)}$ pokrywają się z dewiatorami odpowiednio $\mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}$, $\mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}$ i $\mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)}$, gdyż:

$$\mathbf{T}_{\Delta \epsilon}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot \Delta \epsilon_{ii}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\Delta \epsilon}^{(VP)}, \quad (5.40)$$

$$\mathbf{T}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot \Delta \dot{\epsilon}_{ii}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\Delta \dot{\epsilon}}^{(VP)}, \quad (5.41)$$

$$\mathbf{T}_{\sigma}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)} - \delta_{ij} \cdot \Delta \sigma_{ii}^{(VP)} = \mathbf{D}_{\sigma}^{(VP)}, \quad (5.42)$$

gdzie δ_{ij} jest deltą Kroneckera. Z warunków (5.38) ÷ (5.42) wynikają również następujące związki:

$$S_{ij}^{(VP)} = \sigma_{ij}^{(VP)}, \quad \tilde{S}_{ij}^{(VP)} = \tilde{\sigma}_{ij}^{(VP)} = \sigma_{ij}^{(VP)} - \alpha_{ij}^{(VP)}, \quad \Delta e_{ij}^{(VP)} = \Delta \varepsilon_{ij}^{(VP)}, \quad \Delta \dot{e}_{ij}^{(VP)} = \Delta \dot{\varepsilon}_{ij}^{(VP)}, \quad (5.43)$$

zaś $\Delta e_{ij}^{(VP)}$ i $\Delta \dot{e}_{ij}^{(VP)}$ są składowymi dewiatorów odpowiednio $\mathbf{D}_{\Delta e}^{(VP)}$ i $\mathbf{D}_{\Delta \dot{e}}^{(VP)}$.

- 11) Składowe tensorów ${}^t q_{ij}$ i ${}^t l_{ij}$ oraz skalarów ${}^t p$, ${}^t \dot{p}$ i ${}^t t$ według wzorów (5.34), określano po obliczeniu występujących w nich pochodnych. Pochodne wyznaczono z dynamicznego warunku plastyczności HMH danego wzorem (5.24), przy uwzględnieniu warunku (5.29). Wówczas:

$${}^t q_{ij} = \frac{\partial^t f}{\partial^t S_{ij}} = {}^t \tilde{S}_{ij} = {}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}, \quad (5.44)$$

$${}^t l_{ij} = -\frac{\partial^t f}{\partial^t \alpha_{ij}} = {}^t \tilde{S}_{ij} = {}^t S_{ij} - {}^t \alpha_{ij}, \quad (5.45)$$

$${}^t p = -\frac{\partial^t f}{\partial^t \varepsilon_z^{(VP)}} = -\frac{\partial^t f}{\partial^t \sigma_p} \cdot \frac{\partial^t \sigma_p}{\partial^t \varepsilon_z^{(VP)}} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot {}^t E_T, \quad (5.46)$$

$${}^t \dot{p} = -\frac{\partial^t f}{\partial^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} = -\frac{\partial^t f}{\partial^t \sigma_p} \cdot \frac{\partial^t \sigma_p}{\partial^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot \frac{\partial^t \sigma_p}{\partial^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}} = \frac{2}{3} \cdot {}^t \sigma_p \cdot {}^t \dot{E}_T, \quad (5.47)$$

gdzie ${}^t E_T$ jest chwilowym modułem umocnienia (rys. 3.37).

Analityczne obliczenie następujących pochodnych występujących we wzorach (5.44) ÷ (5.47) pochodne cząstkowe:

$${}^t E_T = \frac{\partial^t \sigma_p}{\partial^t \varepsilon_z^{(VP)}}, \quad \text{dla } {}^t \varepsilon_z^{(VP)} = \text{const.}, \quad {}^t \dot{E}_T = \frac{\partial^t \sigma_p}{\partial^t \dot{\varepsilon}_z^{(VP)}}, \quad \text{dla } {}^t \varepsilon_z^{(VP)} = \text{const.}, \quad (5.48)$$

jest niemożliwe, dlatego w niniejszej pracy zaproponowano uproszczony sposób wyznaczania tych pochodnych wykorzystując definicję geometryczną i funkcję ${}^t \sigma_p$ dynamicznych naprężeń uplastyczniających materiał w postaci (5.17). Graficzną interpretację tych pochodnych, w dowolnej chwili t , przedstawiono na rysunku 3.36.

- 12) Materiał umacnia się (synonim: wzmacnia się), tzn. następuje wzrost granicy plastyczności wywołany wzrostem odkształcenia lepko – plastycznego, a zatem zmienia się powierzchnia płynięcia warstwy wierzchniej. Jeżeli następuje tylko jej izotropowe rozszerzanie się, to efekt ten nazywa się umocnieniem izotropowym. Jeżeli powierzchnia płynięcia ulega sztywnej translacji, to następuje wzmocnienie kinematyczne, w którym uwzględnia się efekt Bauschingera. Przy jednoczesnym rozszerzaniu się i przesuwaniu powierzchni płynięcia warstwy wierzchniej występuje wzmocnienie mieszane (izotropowo – kinematyczne). Dla ogólności rozważań przyjęto przypadek umocnienia mieszanego, gdyż otrzymane równania mają ogólne postacie i mogą być następnie wykorzystane do otrzymywania rozwiązań szczególnych dla materiałów charakteryzowanych izotropowym i kinematycznym modelem wzmocnienia oraz materiałów nielepkich.

25. Model matematyczny procesu walcowania gwintów

Przyrostowy model matematyczny procesu walcowania gwintów, w uaktualnionym opisie Lagrange'a, zawiera:

1. Model materiałowy (opisany w rozdziale III).
2. Model kontaktu narzędzie – przedmiot.
3. Dynamiczne równanie ruchu.
4. Warunki jednoznaczności (geometryczne, fizyczne i brzegowo-początkowe).

25.1. Model kontaktu elementu walczącego z przedmiotem obrabianym

Oddziaływanie kontaktowe między przedmiotem (pręt, rura) a narzędziami (walce) odgrywa kluczową rolę w procesie walcowania. W trakcie procesu zmieniają się warunki geometryczne kontaktu. Algorytm kontaktu powinien efektywnie wykrywać kontakt oraz określać wartość sił oddziaływania kontaktowego w kierunku stycznym i normalnym.

W klasycznych problemach brzegowo-początkowych brzeg ciała, jego obciążenie i warunki brzegowe są zazwyczaj dane i jednoznacznie określone. W przypadku procesu walcowania gwintów obszar kontaktu (kształt i pole) oraz stan obciążenia dynamicznego w tym obszarze są nieznane, a ich określenie jest jednym z celów analizy. Ponadto wielkości te są ze sobą sprzężone w ten sposób, że obszar kontaktu narzędzia z przedmiotem zmienia się wraz z narastającym obciążeniem i zagłębieniem. Określenie rzeczywistego kształtu obszaru styku ciał wiąże się z koniecznością określenia występujących w tych obszarach stanów obciążenia mechanicznego (naciski, siły tarcia) oraz stanu deformacji materiału przedmiotu, i odwrotnie. W rozważaniach praktycznych stany te rozprzęgają się w ten sposób, że uprzednio określa się kształt i pole obszaru styku ciał, a następnie, wynikłych dla tych warunków, obciążenia. Z powyższego względu, w omawianym tutaj zagadnieniu kontaktowym, istotne znaczenie mają siły kontaktowe, sztywność kontaktowa, kształt i pole obszaru styku ciał, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze.

25.1.1. Dotychczasowy stan badań zagadnienia kontaktowego

Pierwsze rozwiązania zagadnienia kontaktu dla ciał sprężystych miały miejsce w latach 80-tych ubiegłego stulecia. Wynikły one z ich zastosowania w wyjaśnianiu zjawisk występujących podczas przenoszenia obciążeń przez konstrukcje inżynierskie oraz przez części maszynowe w warunkach wzajemnej współpracy. Prace te zostały podjęte przez Hertza [Hert1981] i Boussinesqua [Bou1985]. Z kolei prace Prandtla [Pran1920, Pran1923] z lat dwudziestych docenia się ze względu na ich dużą przydatność w analizie procesów obróbki plastycznej metali. Zagadnieniom mechaniki kontaktu poświęcone są również prace Johnsona [Johk1985] i Kalkera [Kal1967, Kal1979].

Kontakt ciał może następować poprzez stykanie, ślizganie się, toczenie lub zderzenie. Z taką różnorodnością wiążą się zagadnienia kontaktu statycznego, quasi-statycznego oraz dynamicznego. Powierzchnie styku są powierzchniami o zależnościach prosto lub krzywoliniowych (nacisk stępem płaskim lub wypukłym). Kształty ciał odpowiadają powierzchniom walcowym (koła), kulistym (łożyska), ewolwentowym (koła zębate), spiralnymi (gwinty), itp. Ciała na siebie oddziałujące mogą być ciałami gładkimi lub chropowatymi, co warunkuje brak występowania tarcia lub plastycznej adhezji w obszarze kontaktu. Ciała odkształcające się posiadają także różne własności wytrzymałościowe, odpowiadające ciałom sprężystym, lepkiemu, bądź ich kombinacjom. Z właściwościami ciał i wielkością oraz prędkością deformacji wiąże się nieliniowa postać związków fizycznych określających podstawowe wielkości charakteryzujące mechanikę kontaktu. Mechanika ta dotyczy nie tylko mechaniki powierzchni, gdzie bada się obszary styku, w tym naciski, temperaturę, czy topografię powierzchni, jak również ściśle związanej z nią mechaniki ciała odkształcalnego, dla którego badane są: wyężenie materiału, rozkłady odkształceń, naprężeń, obszary deformacji sprężystych i plastycznych, obszary zniszczenia i inne.

Analiza stanów przemieszczenia, odkształcenia i naprężenia jest problemem podstawowym, a ich znajomość (zarówno dla zagadnień płaskich, jak i przestrzennych) stwarza szerokie możliwości opisu zjawisk fizycznych, zachodzących podczas wzajemnego oddziaływania ciał. Szczególnie istotną i praktyczną grupą zagadnień jest zagadnienie kontaktu między ciałem odkształcalnym lepko-plastycznie (przedmiotem) a ciałem o znacznie większej twardości

(narzędziem). Problemy te mają szerokie zastosowanie w procesach technologicznych obróbki plastycznej. W procesie kontaktu narzędzia z przedmiotem może wystąpić różny stopień deformacji. Odmiernym sztywnością ciał o właściwościach sprężysto/lepko-plastycznych odpowiadają różne stany odkształcenia w procesach obróbki oraz różna odporność na lokalne odkształcenia trwałe, umiejscowione głównie w obszarze ich styku. Stanom małych i pomijalnych odkształceń sprężystych narzędzia towarzyszą odkształcenia sprężysto/lepko-plastyczne lub zaawansowane odkształcenia lepko-plastyczne przedmiotu.

Opisane zjawiska towarzyszą obróbce plastycznej przedmiotu poprzez nagniatanie i walcowanie. W literaturze podejmowana jest różnorodna problematyka naukowo-badawcza związana z nagniataniem. Szczególny nacisk kładzie się na następujące zagadnienia: struktura geometryczna powierzchni przedmiotu po obróbce poprzedzającej [Kuk1994], mechanizm odkształcenia nierówności w procesie nagniatania [Kuk1994], trwałość narzędzia, stan obciążenia w czasie nagniatania [Kol1965, Kuk1994], stan prędkości przemieszczenia i prędkości odkształcenia materiału warstwy wierzchniej w czasie nagniatania [Kuk1994] oraz pole obszarów kontaktu elementu nagniatającego z przedmiotem [Col1978, Jez1989, Jez1991, Kuk1989, Kuk1994, Prz1979, Prz1987]. Nowoczesne metody modelowania procesu nagniatania, wykorzystujące mechanikę kontaktu, zawierają prace [Prz1979, Prz1987, Ska1979, Ska1985, Ska1986]. Dotyczą one kontaktu ciała idealnie sztywnego z ciałem odkształcalnym (sprężysto-plastycznym lub sztywno-plastycznym), dla przypadków występowania odkształceń plastycznych rzędu sprężystych.

W niniejszej pracy opracowano przyrostowy model kontaktu ruchomego ciała sprężysto/lepko-plastycznego charakteryzowanego mieszanym modelem wzmocnienia, dla stanów przestrzennych (3D). Model ten jest wykorzystywany do wariacyjnego sformułowania zagadnienia kontaktowego z wykorzystaniem metody elementów skończonych [Kuk2002d]. Pozwala to następnie analizować i symulować zagadnienie kontaktowe na drodze numerycznej [Mró1966, Kuk2002b, Kuk2002c, Kuk2005, Kuki2006a, Kuki2006b, Kuki2007, Kuki2008b, Kuki2008e].

25.1.2. Siły kontaktowe

W dowolnej chwili t , obciążenie obiektu siłami walcowania $F_i^{(n)}$ i $F_i^{(p)}$, ($i=1,2,3$) oraz momentami $M^{(n)}$ i $M^{(p)}$, a także przemieszczanie się odkształcanego materiału powoduje, że w obszarze wzajemnego styku walców z przedmiotem występują jednostkowa siła nacisku p_N , jednostkowe siły styczne p_{Tj} i jednostkowe siły tarcia t_{Tj} , $j=1,2$. Siła p_N działa prostopadle do powierzchni kontaktu, natomiast siły p_{Tj} i t_{Tj} są do tej powierzchni styczne. W chwili Δt przyrostowi obciążenia $\Delta F_i^{(n)}$ i $\Delta F_i^{(p)}$ oraz $\Delta M^{(n)}$ i $\Delta M^{(p)}$ odpowiadają przyrosty sił jednostkowych Δp_{Tj} i Δt_{Tj} , $j=1,2$. Z rysunku 5.8 wynikają następujące zależności pomiędzy przyrostami poszczególnych sił jednostkowych:

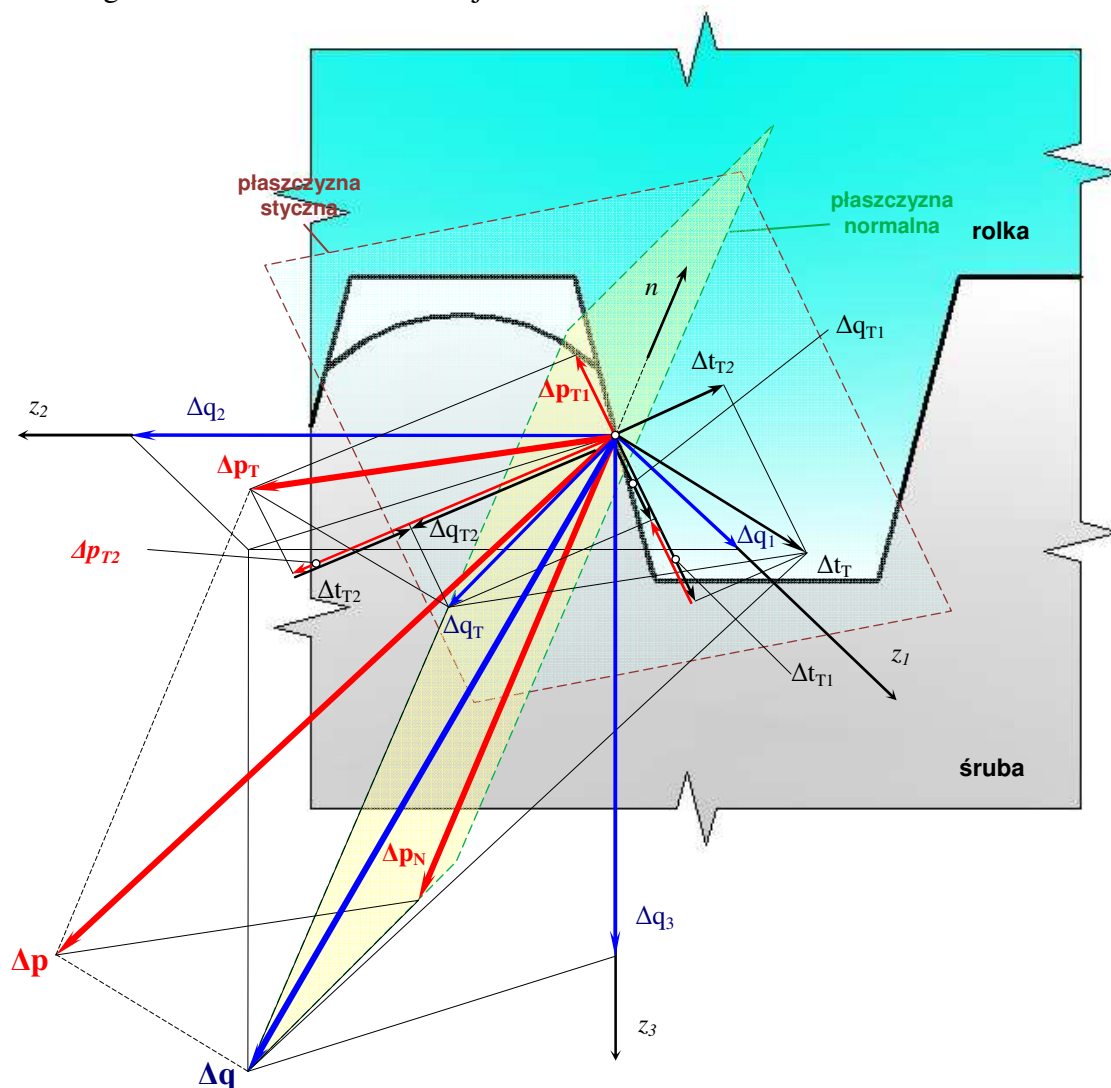
$$\left. \begin{aligned} \Delta \mathbf{t}_T &= \Delta \mathbf{t}_{T1} + \Delta \mathbf{t}_{T2} \\ \Delta \mathbf{p}_T &= \Delta \mathbf{p}_{T1} + \Delta \mathbf{p}_{T2} \\ \Delta \mathbf{q}_T &= \Delta \mathbf{q}_{T1} + \Delta \mathbf{q}_{T2} = \Delta \mathbf{t}_T + \Delta \mathbf{p}_T \\ \Delta \mathbf{p} &= \Delta \mathbf{p}_N + \Delta \mathbf{p}_T \\ \Delta \mathbf{q} &= \Delta \mathbf{q}_T + \Delta \mathbf{p}_N = \Delta \mathbf{p} + \Delta \mathbf{t}_T \end{aligned} \right\}, \quad (5.49)$$

gdzie $\Delta \mathbf{q}$ jest przyrostem jednostkowej siły wypadkowej o składowych Δq_i ($i=1,2,3$).

Siły składowe Δp_{Tj} i Δt_{Tj} , dodają się skalarnie dając składowe Δq_{Tj} siły wypadkowej Δq_T , działające stycznie do powierzchni kontaktu:

$$\Delta q_{Tj} = \Delta p_{Tj} \pm \Delta t_{Tj}, \quad j=1,2. \quad (5.50)$$

Podwójny znak sumy umieszczony przed przyrostem jednostkowych sił tarcia wynika z faktu, że w trakcie nagniatania siła ta zmienia swój zwrot.



Rys. 5.8. Przyrosty jednostkowych sił kontaktowych w dowolnym punkcie styku ciał

25.1.3. Sztywność kontaktowa

Siły kontaktowe powodują przemieszczenie brzegu ciał będących w kontakcie. Wartość tego przemieszczenia uzależniona jest od tzw. sztywności kontaktowej, którą określa się stosunkiem siły działającej na powierzchnię do wartości przemieszczenia się powierzchni kontaktu w kierunku działania siły. Rozróżnia się sztywność kontaktową normalną i styczną. Zależność siły jednostkowej - przemieszczenie ($p_i - u_i$) aproksymować można za pomocą dwóch linii (rys. 5.9).

Pierwsza dotyczy zakresu liniowych przemieszczeń odwracalnych do granicy plastyczności p_i^y (zakres E), natomiast druga obejmuje nieliniowe przemieszczenia trwałe (zakres VP).

Przyrost przemieszczeń całkowitych na kierunku i , na typowym kroku przyrostowym, przy założeniu addytywności przemieszczeń składowych wynosi:

$$\Delta u_i = \Delta u_i^{(E)} + \Delta u_i^*, \quad (5.51)$$

gdzie $\Delta u_i^{(E)}$ jest przyrostem przemieszczeń sprężystych, Δu_i^* jest sumą przyrostów lepkoplastycznych. Z wykresu $p_i - u_i$ wynika, że:

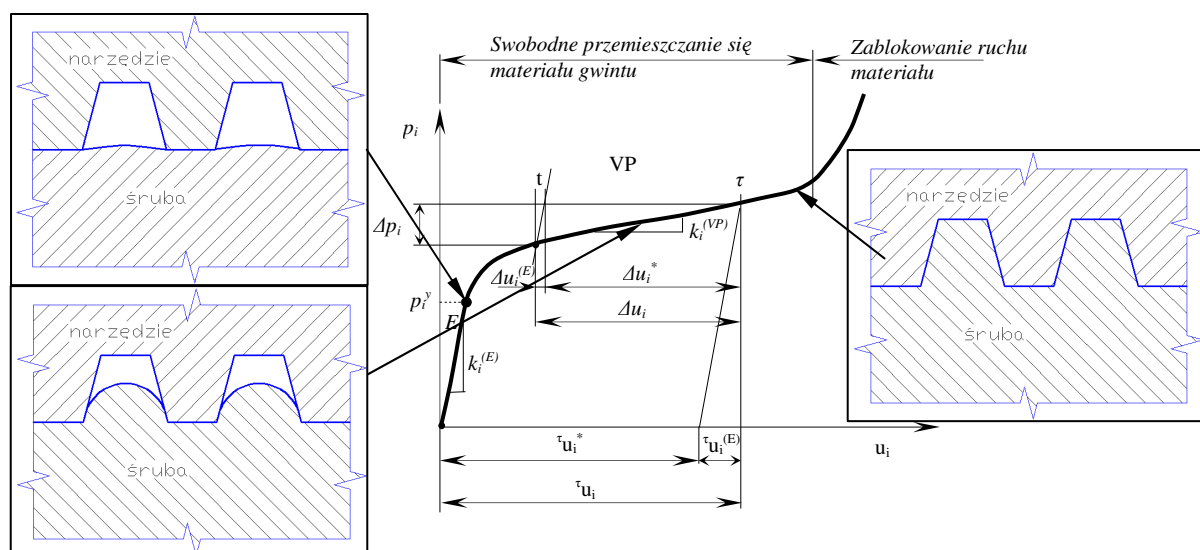
$$\Delta p_i = k_i^{(E)} \Delta u_i^{(E)}, \quad \Delta p_i = k_i^{(VP)} \Delta u_i^*, \quad (5.52)$$

gdzie $k_i^{(E)}$ i $k_i^{(VP)}$ są chwilowymi współczynnikami sztywności kontaktowej na i -tym kierunku, w zakresie przemieszczeń odpowiednio odwracalnych i trwałych. Współczynniki te oblicza się ze wzorów:

$$k_i^{(E)} = \partial p_i / \partial u_i, \text{ dla } p_i \leq p_i^y, \quad (5.53)$$

$$k_i^{(VP)} \partial p_i / \partial u_i, \text{ dla } p_i > p_i^y, \quad (5.54)$$

gdzie $u_i^{(E)}$ jest skumulowaną składową przemieszczenia sprężystego, p_i jest skumulowaną składową jednostkowej siły nacisku w chwili t .



Rys. 5.9. Wykres p_i - u_i dla kontaktu gwintu z narzędziem

Z zależności (5.53) i (5.54) otrzymuje się następujące związki pomiędzy przyrostem przemieszczeń całkowitych Δu_i i przyrostem nacisków Δp_i :

$$\Delta u_i = [k_i^{(E)}]^{-1} \cdot \Delta p_i, \text{ dla } p_i \leq p_i^y, \quad (5.55)$$

$$\Delta u_i = \Delta u_i^{(E)} + \{ [k_i^{(VP)}]^{-1} - [k_i^{(E)}]^{-1} \} \cdot \Delta p_i, \text{ dla } p_i > p_i^y. \quad (5.56)$$

Z postaci związków (5.55) i (5.56) wynika, że przyrost wypadkowych nacisków jednostkowych jest funkcją przyrostu przemieszczenia brzegu. Określenie tych związków wymaga znajomości krzywej eksperymentalnej $p_i - u_i$, dla rzeczywistych warunków kontaktu. Wyznaczenie takiej zależności jest często bardzo trudne do zrealizowania, lub wręcz niewykonalne. W niniejszej pracy, trudności te wyeliminowało poprzez wariacyjne sformułowanie równań ruchu oraz zastosowanie iteracyjnych metod ich rozwiązywania. Przyjmując, że stan przyrostów sił nacisku i tarcia jest znany z poprzedniej iteracji, chwilowe współczynniki sztywności kontaktowej $k_i^{(E)}$ i $k_i^{(VP)}$ oraz zależność $p_i - u_i$ można określić analitycznie.

25.1.4. Kontaktowe warunki brzegowe

Warunek geometryczny kontaktu określa aktualną odległość g między punktami na powierzchniach stykających się ciał wzdłuż kierunku normalnego, tj. prostopadłego do płaszczyzny stycznej do obu ciał (rys. 5.10). Geometryczny warunek kontaktu (GWK) zostanie sformułowany w przyrostach w ogólniejszej postaci, tj. dla stanów przestrzennych, przy założeniu, że zarówno przedmiot, jak i narzędzie odkształcają się oraz ulegają translacji i obrotowi, przy czym narzędzie ma dużo większą sztywność w porównaniu z przedmiotem. Ciała pozostają pod działaniem sił i momentów.

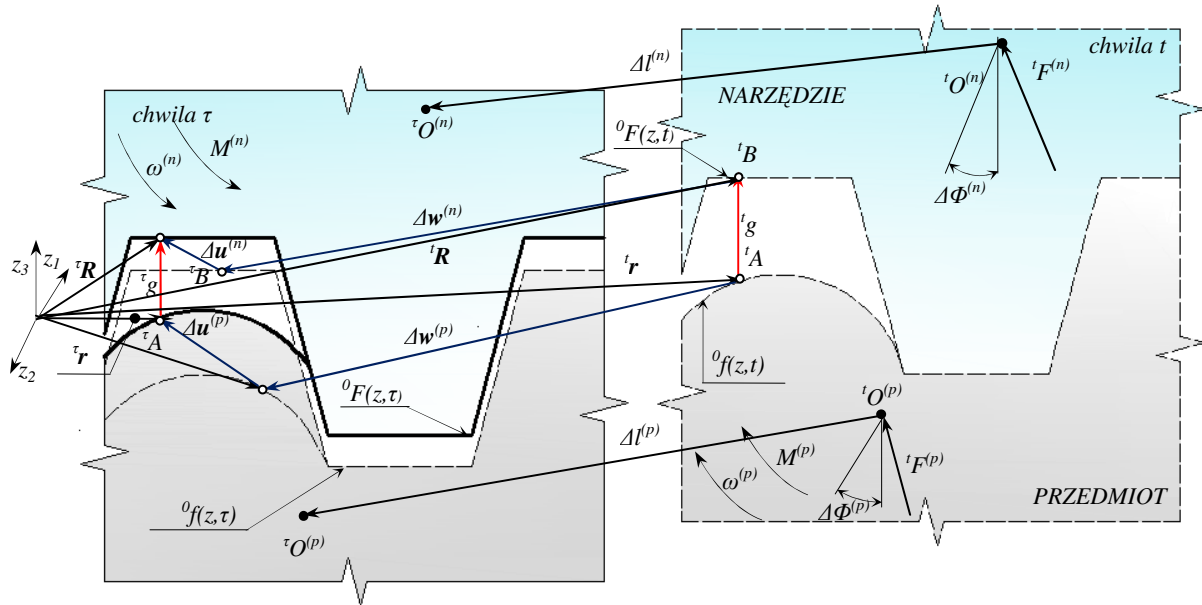
Chwilowa odległość ${}^{\tau}g(z; \tau)$ powierzchni przedmiotu od powierzchni czynnej narzędzia, na kierunku normalnym, wyraża następującą zależność między składowymi wektorów:

$$\begin{aligned} {}^{\tau}g(z; \tau) = & {}^t g(z; t) + {}^0F(z_1 - {}^0z_i^{(On)} - \Delta l_i^{(n)}) - {}^0F(z_i - {}^0z_i^{(Op)} - {}^t l_i^{(n)}) + {}^t y_1 \omega^{(n)} \Delta t \\ & - {}^0f(z_i - {}^0z_i^{(Op)} - \Delta l_i^{(p)}) + {}^0f(z_i - {}^0z_i^{(Op)} - {}^t l_i^{(p)}) - {}^t y_1 \omega^{(p)} \Delta t + \Delta l_3^{(n)} - \Delta l_3^{(p)} \\ & - \Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t) - \Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t) \geq 0 \end{aligned} \quad (5.57)$$

lub krócej:

$${}^{\tau}g(z; \tau) = {}^t g(z; t) + \Delta K^{(n,p)}(\cdot) - \Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t) - \Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t) \geq 0, \quad (5.58)$$

gdzie $\Delta K^{(n,p)}(\cdot)$ jest łącznym wpływem przyrostów translacji oraz obrotów narzędzia i przedmiotu na przyrost przemieszczenia powierzchni przedmiotu $\Delta u_3^{(p)}(z; \Delta t)$ i narzędzia $\Delta u_3^{(n)}(z; \Delta t)$.



Rys. 5.10. Ilustracja geometrycznego warunku kontaktu dla przypadku walcowania gwintu trapezowego

25.1.5. Warunki tarcia w obszarze styku ciał

Podczas walcowania gwintów, procesowi odkształcania materiału przedmiotu, towarzyszy zjawisko przylegania i poślizgu, występującego w obszarach kontaktu elementu nagniatającego z nierównościami. Warunki wystąpienia poślizgu lub przylegania zależą od przyjętego prawa tarcia. W całym obszarze kontaktu tarcie modelowane jest anizotropowym prawem culombowskim ze wzmocnieniem i w dowolnej chwili t może być wyrażone poprzez wypukłą funkcję w postaci różnicowej:

$$\Delta f(t_{Ti}, p_N) = \frac{\partial f}{\partial t_{Ti}} \cdot \Delta t_{Ti} + \frac{\partial f}{\partial p_N} \cdot \Delta p_N, \quad i = 1, 2, \quad (5.59)$$

gdzie t_{Ti} jest jednostkową siłą tarcia na i -tym kierunku, p_N jest jednostkową siłą normalną, μ_i jest współczynnikiem tarcia, w chwili t .

W obszarze przylegania brak jest przemieszczeń względnych na rozpatrywanym kroku. Wówczas $|\Delta t_{Ti}| \geq |\Delta p_{Ti}(\Delta u)|$, $\Delta f(t_{Ti}, p_N) < 0$, a warunek tarcia wyraża się: $|\Delta p_{Ti}| < \mu_i |\Delta p_N(\Delta u)|$, przy $\Delta u_{Ti}^{(n)} = \Delta u_{Ti}^{(p)}$, natomiast w obszarach poślizgów $|\Delta t_{Ti}| < |\Delta p_{Ti}(\Delta u)|$ występuje rozwinięta forma tarcia, której odpowiada powierzchnia graniczna $\Delta f(t_{Ti}, p_N) = 0$ oraz warunek tarcia: $|\Delta t_{Ti}| = \mu_i |\Delta p_N(\Delta u)|$, przy $\Delta u_{Ti}^{(n)} \neq \Delta u_{Ti}^{(p)}$. Dla obu warunków tarcia, istotnym problemem jest

obliczanie przyrostów pomieszczeń brzegu na kierunku stycznym Δu_{Ti} , zachodzących pod wpływem obciążenia siłami kontaktowymi.

Współczynnik tarcia jest funkcją mierzalną zależną od lokalnych zjawisk zachodzących w procesie i może być opisany funkcją:

$$\mu_i = w_1^{(p)} \cdot w_1^{(n)} \cdot w_{2i}^{(p)} \cdot w_{2i}^{(n)} \cdot \mu_F(u_i^{(p)}) \cdot \mu(v_r) \cdot \mu_m, \text{ dla } i = 1, 2, \quad (5.60)$$

gdzie $w_1^{(p)}$ i $w_1^{(n)}$ są współczynnikami uwzględniającymi rodzaj i właściwości materiału przedmiotu i narzędzia, $w_{2i}^{(p)}$ i $w_{2i}^{(n)}$ są współczynnikami zależnymi od struktury geometrycznej powierzchni i narzędzia na i-tym kierunku, funkcja $\mu_m(v_r)$ ujmuje zależność współczynnika tarcia od prędkości v_r wzajemnego poślizgu, μ_m jest współczynnikiem tarcia statycznego, natomiast funkcja $\mu_F(u_i^{(p)})$ ujmuje wpływ przemieszczenia plastycznego materiału.

25.1.6. Impelementacja numeryczna modelu kontaktu

Warunek (5.58) jest wykorzystywany w obliczeniach numerycznych. Pozwala automatycznie wykrywać kontakt (tablica. 5.1) oraz określać kształt i pole obszaru styku.

Tablica 5.1. Algorytm automatycznego wykrywania kontaktu

Z postaci warunku (5.58) wynikają następujące przypadki kontaktu:

- jeżeli ${}^r g(\bullet) > 0$ i ${}^t g(\bullet) > 0$ to rozpatrywany punkt leży poza obszarem kontaktu,
- jeżeli ${}^t g(\bullet) > 0$ i ${}^r g(\bullet) = 0$ to w rozpatrywanym punkcie nastąpił kontakt,
- jeżeli ${}^r g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) = 0$ to rozpatrywany punkt będący w obszarze kontaktu pozostaje w nim nadal,
- jeżeli ${}^r g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) > 0$ to w rozpatrywanym punkcie został utracony kontakt.

Stosując procedurę iteracyjną, z warunku (5.58) tego określa się również przemieszczeniowe warunki brzegowe w obszarze kontaktu. Wówczas, w procesie iteracji przyjmuje się, że odległości ${}^r g(\bullet) = 0$ i ${}^t g(\bullet) = 0$ (funkcje są znane z założenia), przyrost przemieszczenia powierzchni walca $\Delta u_3^{(n)}$ w wyniku odkształcenia jest znany z poprzedniej iteracji, natomiast poszukuje się przyrostu przemieszczenia brzegu przedmiotu $\Delta u_3^{(p)}$, z przekształconego wzoru (5.58) do postaci:

$$\Delta \hat{u}_3^{(p)}(z; \Delta t)^{[i]} = \Delta K^{(n,p)}(\bullet)^{[i]} - \Delta \hat{u}_3^{(n)}(z; \Delta t)^{[i-1]}. \quad (5.61)$$

Przemieszczeniowe warunki brzegowe (5.61) są wykorzystywane w numerycznej analizie rozpatrywanego zagadnienia kontaktowego [Kuki2006a, Kuki2006b, Kuki2008b, Kuki2008e].

Aktualnie w literaturze brak jest metodyki numerycznego obliczania przyrostów przemieszczeń brzegu. Podawanych jest natomiast kilka metod określania przyrostów przemieszczeń brzegu, opracowanych przez Mroza, Shrivastovą i Dubey'a [Mró1966], Skaskiego [Ska1979, Ska1985, Ska1986], Kalkera [Kal1979] i Fredrikssona [Fre1978]. Wszystkie te metody wymagają eksperymentalnego określenia sztywności kontaktowej i krzywej $p_i - u_i$ (rys. 5.9).

W niniejszej pracy zaproponowano nowe podejście polegające na obliczeniu przyrostów przemieszczeń brzegu iteracyjnie, ze wzorów:

$$[\Delta u_i]^{(i)} = \frac{[\Delta p_i]^{(i)}}{[k_i^{(E)}]^{(i-1)}}, \quad \text{dla } p_i \leq p_i^y. \quad (5.62)$$

$$[\Delta u_i]^{(i)} = \Delta u_i^{(E)} + \frac{\left([k_i^{(VP)}]^{(i-1)} - [k_i^{(E)}]^{(i-1)} \right) \cdot [\Delta p_i]^{(i)}}{[k_i^{(VP)} \cdot k_i^{(E)}]^{(i-1)}}, \quad \text{dla } p_i > p_i^y. \quad (5.63)$$

Algorytm obliczeń iteracyjnych dotyczący zagadnienia kontaktowego analizowanego w niniejszej pracy przedstawia tablica 5.2.

Tabl. 5.2. Algorytm obliczeń iteracyjnych zagadnienia kontaktowego

Dane: geometria ciał, właściwości materiałów, warunki początkowe, brzegowe itd.

Krok pierwszy: czas $\tau = t + N \cdot \Delta t$; ponieważ $t = 0$ i $N = 1$, to $\tau = \Delta t$.

INICJALIZACJA

1. Określenie przyrostu drogi pracy walców: $\Delta K^{[i]}$.
2. Określenie obszaru kontaktu Σ_k .

ITERACJA I. (i=1): $\{\Delta p_T\} = \{0\}$, $\{\Delta p\} = \{\Delta p_N\}$

3. Obliczenie przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych w obszarach kontaktu na kierunku normalnym – rozwiązanie geometrycznego warunku kontaktu na drodze numerycznej $\{\Delta \hat{u}_3^{(p)(\Sigma_k)}\}^{[i]}$ (wzór (5.61)):

$$\{\Delta \hat{u}_3^{(p)(\Sigma_k)}(\mathbf{z}, \Delta t)\}^{[i]} = \{\Delta K(\cdot)\}^{[i]} - \{\Delta u_3^{(\Sigma_k)(n)}(\mathbf{z}, \Delta t)\}^{[i-1]}.$$

4. Obliczanie przyrostu sił węzłowych w obszarze kontaktu Σ_k :

$$\{\Delta R_3^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i]} = ({}^t k_N^{[i-1]} \int_{\Sigma_k} [N]^T [N] d\Sigma_k) \{\Delta \hat{u}_3^{(p)(\Sigma_k)}\}^{[i]}.$$

5. Obliczanie przyrostów przemieszczeń węzłów – rozwiązywanie równania ruchu (26.5) obiektu dyskretnego: $\{\Delta u\}^{[i]}$.

6. Obliczanie przyrostu sił węzłowych zewnętrznych: $\{\Delta R\}^{[i]}$.

7. Obliczanie przyrostów prędkości i przyspieszeń węzłów: $\{\Delta \dot{u}\}^{[i]}$ oraz $\{\Delta \ddot{u}\}^{[i]}$.

8. Obliczanie chwilowego współczynnika tarcia wg wzoru (5.60): $\mu^{[i]}$.

9. Weryfikacja warunków przylegania i poślizgu:

$$\{\Delta R^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i]} \leq \mu^{[i]} \{\Delta R^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i]}, \quad \{\Delta \hat{u}^{(T)(n)}\}^{[i]} = \{\Delta \hat{u}^{(T)(p)}\}^{[i]} - \text{przyleganie},$$

$$\{\Delta R^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i]} > \mu^{[i]} \{\Delta R^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i]}, \quad \{\Delta \hat{u}^{(T)(z)}\}^{[i]} \neq {}^t \tau \Delta \hat{u}^{(T)(p)}\}^{[i]} - \text{poślizg}.$$

10. Akumulacja wielkości przyrostowych.

11. Obliczanie obszaru (powierzchni) kontaktu Σ_k .

12. Obliczanie sztywności normalnej i stycznej w obszarach kontaktu: ${}^t k_N^{[i]}$, ${}^t k_T^{[i]}$.

ITERACJA II. (i+1): $\{\Delta p\} = \{\Delta q_N\} + \{\Delta p_T\}$

1. Obliczenie przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych w obszarze kontaktu na kierunku normalnym $\{\Delta \hat{u}^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]}$ – warunki geometryczne kontaktu:

$$\{\Delta \hat{u}^{(N)(\Sigma_k)(p)}(\mathbf{z}, \Delta t)\}^{[i+1]} = \{\Delta K(\cdot)\}^{[i+1]} - \{\Delta \hat{u}^{(N)(\Sigma_k)(n)}(\mathbf{z}, \Delta t)\}^{[i]}.$$

2. Obliczanie przyrostów sił węzłowych w obszarach kontaktu Σ_k :

$$\{\Delta \mathbf{R}^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]} = ({}^t k_N^{[i]} \int_{\Sigma_k} [\mathbf{N}]^T [\mathbf{N}] d\Sigma_k) \{\Delta \hat{u}^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]},$$

$$\{\Delta \mathbf{R}^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]} = ({}^t k_T^{[i]} \int_{\Sigma_k} [\mathbf{N}]^T [\mathbf{N}] d\Sigma_k) \{\Delta \hat{u}^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]}.$$

3. Obliczanie przyrostów przemieszczeń węzłów $\{\Delta \mathbf{u}\}^{[i+1]}$ – rozwiązywanie równań ruchu obiektu dyskretnego (26.5).

4. Obliczanie przyrostu sił węzłowych zewnętrznych: $\{\Delta \mathbf{R}\}^{[i+1]}$.

5. Obliczanie przyrostów prędkości i przyspieszeń węzłów: $\{\Delta \dot{\mathbf{u}}\}^{[i+1]}$ oraz $\{\Delta \ddot{\mathbf{u}}\}^{[i+1]}$.

6. Obliczanie chwilowego współczynnika tarcia: $\mu^{[i+1]}$.

7. Weryfikacja warunków przylegania i poślizgu:

$$\{\Delta \mathbf{R}^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]} \leq \mu^{[i+1]} \{\Delta \mathbf{R}^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]}, \{\Delta \hat{u}^{(T)(n)}\}^{[i+1]} = \{\tau \Delta \hat{u}^{(T)(p)}\}^{[i+1]} - \text{przyleganie,}$$

$$\{\Delta \mathbf{R}^{(T)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]} > \mu^{[i+1]} \{\Delta \mathbf{R}^{(N)(\Sigma_k)}\}^{[i+1]}, \{\Delta \hat{u}^{(T)(n)}\}^{[i+1]} \neq \{\Delta \hat{u}^{(T)(p)}\}^{[i+1]} - \text{poślizg.}$$

8. Akumulacja wielkości przyrostowych.

9. Obliczanie powierzchni kontaktu.

10. Obliczanie sztywności normalnej ${}^t k_N^{[i+1]}$ i stycznej ${}^t k_T^{[i+1]}$ w obszarach kontaktu.

11. Obliczanie przyrostów siły walcowania: $\Delta F_n^{(n)}$ i $\Delta F_t^{(n)}$.

12. Sprawdzenie warunku dokładności obliczeń.

W przypadku niewystarczającej dokładności powtarza się obliczenia dla kolejnej iteracji: $i = i+1$. W przypadku uzyskania wymaganej dokładności przechodzi się do następnego kroku obliczeń zagadnienia kontaktowego.

Krok drugi: $N = 2$, czas $\tau \rightarrow N \cdot \Delta t$, $t = (N - 1) \Delta t$

⋮
itd.

26. Równanie ruchu i deformacji obiektu

26.1. Wariacyjne sformułowanie równania ruchu

Na temat zastosowania metod wariacyjnych w mechanice ciała stałego istnieje bogata literatura dotycząca zagadnień liniowych oraz nieliniowych. Brak jest natomiast wariacyjnych sformułowań podwójnie nieliniowej dynamiki. Dlatego też, w niniejszym punkcie przedstawione będzie wariacyjne sformułowanie problemu brzegowo-początkowego jakim jest proces walcowania gwintów.

Zgodnie z przyjętym modelem fizycznym procesu walcowania, narzędzie traktowane jest jako ciało sprężyste o dużej sztywności, natomiast przedmiot traktuje się jako ciało, w którym mogą

wystąpić odkształcenia sprężyste (E) i lepko–plastyczne (VP). Ciało to (skrót: E/VP) charakteryzowane jest izotropowym, kinematycznym lub mieszanym (izotropowo – kinematycznym) modelem wzmocnienia. Rozważony będzie przypadek wzmocnienia mieszanego, gdyż otrzymane równania mają ogólną postać i mogą być następnie wykorzystane do otrzymania rozwiązań szczególnych dla materiałów charakteryzowanych izotropowym lub kinematycznym modelem wzmocnienia. Są to fizycznie i geometrycznie nieliniowe problemy dynamiki ciała E/VP a w takich przypadkach konieczne jest zastosowanie opisu przyrostowego.

W niniejszej pracy w celu sformułowania wariacyjnego równania ruchu dobrano funkcjonal będący przyrostem całkowitej energii układu, którego warunkiem stacjonarności są odpowiednie równania problemu.

26.2. Przyrostowy funkcjonal i warunek jego stacjonarności dla przypadku walcowania gwintów

W celu wariacyjnego sformułowania przyrostowego równania ruchu obiektu dla przypadku walcowania gwintów wprowadzono funkcjonal wariacyjny, w którym występuje tylko jedno niezależne pole, a mianowicie pole przyrostu przemieszczeń. Ponadto przyjęto, że spełnione są równania zgodności oraz warunki początkowe i brzegowe. Takie założenia prowadzą do tak zwanego zgodnego, wyrażonego w przyrostach przemieszczeń, modelu dla zagadnień nieliniowej dynamiki.

W celu sformułowania przyrostowego równania ruchu zastosowano zasadę wariacyjną, która pochodzi ze znanego równania Lagrange'a, zmodyfikowanego tutaj w taki sposób, że wartość stacjonarna jest poszukiwana dla funkcjonału przyrostowego, $\mathbf{J}[\Delta u_i]$ określonego całką względem czasu:

$$\mathbf{J}[\Delta u_i] = \int_{t_p}^{t_k} \Delta E_c dt, \quad (5.64)$$

gdzie: Δu_i jest przyrostem wektora przemieszczeń, ΔE_c jest przyrostem całkowitej energii obiektu i w rozważanym przypadku ma postać:

$$\Delta E_c = \Delta U - \Delta E_k + \Delta E_d = \Delta L + \Delta E_d + \Delta E_f = \Delta E_d - \Delta E_k + \Delta E_f + \Delta E_o + \Delta E_q, \quad (5.65)$$

gdzie:

ΔE_k – przyrost energii kinetycznej poruszającego się obiektu,

$\Delta U = \Delta E_f + \Delta E_o + \Delta E_q$ – przyrost całkowitej energii potencjalnej obiektu,

ΔE_d – przyrost energii dyssypacji (rozpraszania),

$\Delta E_f, \Delta E_o, \Delta E_q$ – przyrost energii potencjalnej sił masowych f , odkształcenia o i obciążeń powierzchniowych q ,

$\Delta L = \Delta E_o - \Delta E_k + \Delta E_q$ – przyrost funkcji Lagrange'a.

Podstawowym twierdzeniem do wariacyjnego sformułowania równań ruchu w liniowej dynamice jest zasada Hamiltona, natomiast w fizycznie i geometrycznie nieliniowej dynamice - przyrostowa wersja tej zasady. Według tej wersji twierdzi się, że *wśród wszystkich dopuszczalnych pól przyrostu przemieszczeń $\Delta u_i(x, \tau)$ spełniających zadane kinematyczne warunki brzegowe, tj. dla przyrostu przemieszczeń oraz przyjmujących zadane warunki w chwilach $\tau = t_p$ i $\tau = t_k$, rzeczywiste pole przemieszczeń czyni stacjonarnym funkcjonal zdefiniowany wzorem (5.64), wówczas:*

$$\delta(\mathbf{J}[\Delta u_i]) = \frac{\partial(\mathbf{J}[\Delta u_i])}{\delta(\Delta u_i)} \delta(\Delta u_i), \quad (5.66)$$

przy czym wariacja δ liczona jest względem przyrostu przemieszczenia $\Delta u_i(x, \tau)$. O wariacjach $\delta(\Delta u_i)$ zakłada się, że znikają na części powierzchni granicznej $\Sigma_{\Delta u}$, gdzie zadane są przyrosty

przemieszczenia. Stąd też całka powierzchniowa może być rozpostarta na $\Sigma - \Sigma_{\Delta u}$ zamiast na całą powierzchnię Σ .

Warunek (5.66) jest ogólnym warunkiem stacjonarności funkcjonału przyrostowego dla nieliniowych zagadnień dynamicznych i jest słuszny dla dowolnie przyjętego opisu procesu deformacji oraz dla dowolnych ośrodków ciągłych. Postacie szczególne tego warunku otrzymuje się przez zastosowanie:

- a) odpowiedniego opisu procesu deformacji,
- b) właściwych równań konstytutywnych wiążących przyrosty naprężenia i przyrosty odkształcenia,
- c) adekwatnych miar opisu stanu przyrostu: odkształcenia i naprężenia.

Warunek (5.65) zostanie wykorzystany do sformułowania równania ruchu dla omawianych tutaj zagadnień fizycznie i geometrycznie nieliniowej dynamiki procesu walcowania gwintów na materiale o właściwościach E/VP ze wzmocnieniem mieszanym.

Do rozważań przyjęto wirujące ciało odkształcalne. Uzyskane zgodnie z wzorem (5.64) przyrostowy funkcjonał poddano operacji wariacji zgodnie ze wzorem (5.66), a następnie całkowania przez części względem zmiennej czasowej t oraz dyskretyzacji metodą elementów skończonych (MES) otrzymując układ równań dyskretnych.

Ważnym etapem modelowania jest dyskretyzacja obiektu. W nowoczesnych systemach obliczeniowych proces ten w dużym stopniu jest zautomatyzowany. Źle przeprowadzona dyskretyzacja jest powodem uzyskiwania znacznych błędów w wynikach symulacji. Najczęściej stosuje się następujące sposoby dyskretyzacji: technika prymitywów, technika superelementów, triangularyzacja i algorytmy adaptacyjne.

W technice prymitywów tworzy się algorytmy podziału siatki dla wybranych najczęściej używanych figur geometrycznych i brył. W systemach obliczeniowych są zaimplementowane gotowe siatki dla np. prostokąta, trójkąta, pierścienia, stożka ściętego, walca sfery i inne. Siatki dla obszarów złożonych można otrzymywać poprzez stosowanie kombinacji różnych prymitywów, odejmowanie lub dodawanie węzłów. Wadą tej techniki jest jej ograniczone zastosowanie dotyczy to głównie obszarów złożonych geometrycznie.

Technika superelementów polega na tym, że obszar dzieli się najpierw zgrubnie na duże elementy skończone (superelementy), a następnie określa się podział z potrzebną gęstością. Technika ta jest bardzo efektywna, szczególnie do tworzenia siatek dla izoparametrowego sformułowania MES oraz w technikach adaptacyjnych.

Technika generowania siatek elementów skończonych zwana triangularyzacją polega na podziału dowolnego obszaru na trójkąty. Najczęściej zadanie to jest definiowane poprzez podanie węzłów leżących na brzegach, węzłów stałych (np. dla zadania warunków brzegowych, obciążeń, itd.) oraz gęstości podziału. Odpowiednio podając te parametry można dyskretyzować każdy obszar z narzuconymi węzłami stałymi, z miejscami zagęszczenia siatki. Algorytmy realizujące triangularyzację charakteryzują się dużą złożonością oraz często są zawodne dla pewnych szczególnych danych.

Szerokie uznanie zyskują techniki adaptacyjne do generowania siatki. Polegają one na tym, że na kroku obliczeniowym jest modyfikowana siatka. Technika ta jest niezwykle przydatna przy modelowaniu dużych deformacji ciała lub podczas modelowania procesów obróbki plastycznej, gdy ciągle zmienia się obszar kontaktu ciał.

W analizowanym przypadku rozpatrzono objętość V będącą sumą objętości przedmiotu ($V^{(p)}$) i objętości narzędzia ($V^{(n)}$). Objętość V dzieli się na E rozłącznych podobjętości ($V^{(e)}$) o prostych kształtach zwane elementami skończonymi. Przy czym, w celu zwiększenia dokładności obliczeń, siatkę elementów w strefie kontaktu ciał zagęszczano. W każdym elemencie skończonym ustala się zbiór $W_{(e)}$ punktów węzłowych. Elementy łączą się we wspólnych węzłach. Brzeg elementu e oznaczony jest symbolem $\Sigma^{(e)}$ zaś wspólny brzeg dwu sąsiadujących za sobą elementów e i f symbolem $\Sigma^{(ef)}$, $e, f = 1, \dots, E$, $e \neq f$. Każdy z wydzielonych elementów skończonych opisany będzie względem lokalnego układu współrzędnych $\{x^{(e)}\}$.

26.3. Ogólna postać równania ruchu obiektu dyskretnego

Pisząc szczególne równania ruchu dla wszystkich elementów skończonych wydzielonych z narzędzia i przedmiotu, po ich sumowaniu otrzymuje się równanie ruchu procesu plastycznego kształtowania gwintu. Ogólne równanie ruchu obiektu dyskretnego, w uaktualnionym opisie Lagrange'a, na typowym kroku przyrostowym, ma wówczas postać:

$$\mathbf{M} \cdot \Delta \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot \Delta \dot{\mathbf{r}} + (\mathbf{K}_T + \Delta \mathbf{K}_T) \cdot \Delta \mathbf{r} = \Delta \mathbf{R} + \Delta \mathbf{F} + \mathbf{F} + \mathbf{R}, \quad (5.67)$$

gdzie: \mathbf{M} – chwilowa macierz mas układu, \mathbf{C}_T – chwilowa macierz tłumienia, \mathbf{K}_T – chwilowa macierz sztywności, $\mathbf{F}, \Delta \mathbf{F}$ – odpowiednio chwilowy wektor obciążeń wewnętrznych węzłów oraz jego przyrost, $\mathbf{R}, \Delta \mathbf{R}$ – odpowiednio wektor obciążeń powierzchniowych oraz jego przyrost, $\Delta \mathbf{r}$ – wektor przyrostów przemieszczeń węzłów, $\Delta \dot{\mathbf{r}}$ – wektor przyrostu prędkości węzłów, $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$ – wektor przyrostów przyspieszeń węzłów.

Równanie macierzowe (5.67) będące układem N równań różniczkowych rzędu drugiego o stałych (na kroku przyrostowym) współczynnikach wraz z odpowiednimi warunkami początkowymi $\{\mathbf{r}(t=0)\} = \{\mathbf{r}_0\}$, $\{\dot{\mathbf{r}}(t=0)\} = \{\dot{\mathbf{r}}_0\}$ i brzegowymi są sformułowanie przyrostowym równowagi dynamicznej odkształczanych ciał stałych będących w kontakcie, dla przypadku walcowania gwintów.

Układ równań (5.67) zawiera N równań, w których występuje N znanych elementów wektora sił wewnętrznych \mathbf{F} oraz $3N^2$ elementów macierzy \mathbf{M} , \mathbf{C}_T i \mathbf{K}_T , natomiast $4N$ niewiadomych tj. składowych wektorów: przyrostu przemieszczeń węzłów $\Delta \mathbf{r}$, przyrostu prędkości węzłów $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, przyrostu przyspieszeń węzłów $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$, przyrostu obciążeń wewnętrznych obiektu $\Delta \mathbf{F}$ oraz N^2 niewiadomych elementów macierzy przyrostu sztywności obiektu $\Delta \mathbf{K}_T$. W równaniu tym również część składowych wektora przyrostu obciążeń zewnętrznych $\Delta \mathbf{R}$ (w obszarach kontaktu) jest nieznaną.

26.4. Rozwiązywanie dyskretyzowanych równań ruchu i deformacji

Dokładne rozwiązanie równania (5.67) jest niemożliwe ze względu na nadmiar niewiadomych. Możliwe jest jedynie rozwiązanie przybliżone poprzez zmniejszenie liczby występujących w nim zmiennych. Rozwiązanie zagadnienia dynamiki opisanego równaniem (5.67) z odpowiednimi warunkami początkowymi i brzegowymi polega na przeprowadzeniu całkowania tego równania względem czasu. Całkowanie względem czasu odbywa się w sposób przyrostowy, w którym odkształcone konfiguracje są wyznaczone dla kolejnych chwil $t_1, t_2, \dots, t_{n-1}, t_n, t_{n+1}, \dots, t_k$, gdzie $t_1 = \Delta t_1$, $t_n = t_{n-1} + \Delta t_n$, a Δt_n jest długością kroku całkowania, a n jest numerem kroku całkowania.

Wśród podstawowych podejść stosowanych do przybliżonego rozwiązywania tych równań wyróżnia się:

- częściową linearyzację równania ruchu,
- stosowanie metod iteracyjnych,
- stosowanie metod aproksymacyjnych,
- wprowadzenie warunków brzegowych,
- metodę superelementów.

W niniejszej pracy do rozwiązania równania ruchu zastosowano częściową linearyzację oraz dwie metody aproksymacji: metodę explicit (jawna metoda całkowania) i metodę Newmarka (niejawna metoda całkowania).

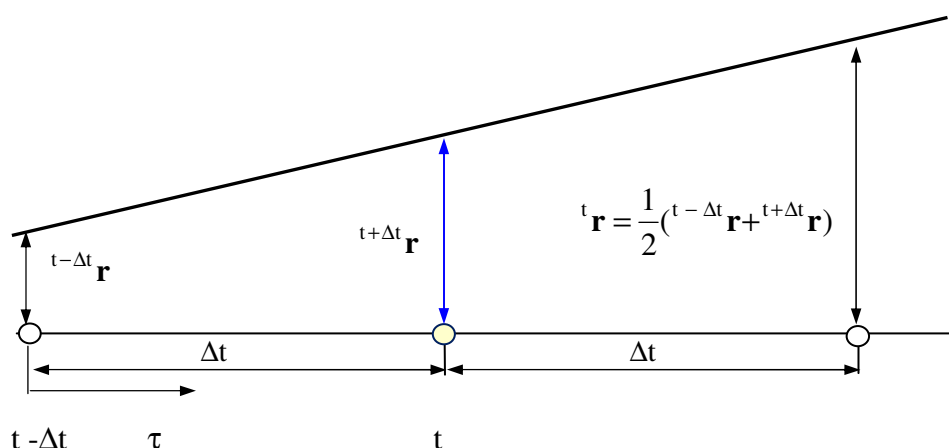
W procedurze częściowej linearyzacji nieliniowego równania przyrostowego (5.67) zakłada się, że przyrost czasu Δt jest bardzo mały. Wówczas możliwe jest przyjęcie założenia, że przyrost macierzy sztywności obiektu $\Delta \mathbf{K}_T$ oraz przyrost wektora obciążeń wewnętrznych obiektu $\Delta \mathbf{F}$ są pomijalnie małe. W ten sposób eliminuje się $N+N^2$ niewiadomych, a równanie (5.67) przyjmuje postać:

$$\mathbf{M} \cdot \Delta \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot \Delta \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot \Delta \mathbf{r} = \mathbf{F} + \Delta \mathbf{R} + \mathbf{R}. \quad (5.68)$$

W układzie równań (5.68) występuje 3N niewiadomych tj. składowych wektorów: przyrostu przemieszczeń węzłów $\Delta \mathbf{r}$, przyrostu prędkości węzłów $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, przyrostu przyspieszeń węzłów $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$. Również część składowych wektora przyrostu obciążeń zewnętrznych (tj. dotyczących obszarów kontaktu ciał) jest nieznaną. Otrzymane równanie jest dalej nieliniowe względem wektora przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych $\Delta \mathbf{r}$ i jego pochodnych czasowych $\Delta \dot{\mathbf{r}}$, $\Delta \ddot{\mathbf{r}}$.

26.4.1. Całkowanie jawne równań ruchu i deformacji

Metoda explicit nazywana również metodą różnic centralnych lub dwukrokową metodą różnicową lub metodą punktu środkowego (ang. mid-point rule) jest jedną z najprostszych metod bezpośredniego całkowania numerycznego równań ruchu. Zakłada się w niej schodkową aproksymację obliczanej funkcji, pochodne zaś oblicza się przez uśrednianie według wartości współrzędnych dla trzech sąsiednich punktów czasu $t - \Delta t$, t oraz $t + \Delta t$ (rys. 5.11).



Rys. 5.11. Aproksymacja w metodzie różnic centralnych

W metodzie explicit przyjmuje się różnicową aproksymację pochodnych cząstkowych przemieszczeń zgodnie z równaniami [Bat1982, Kle1985]:

$${}^t\dot{\mathbf{r}} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot ({}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}), \quad (5.69a)$$

$${}^t\ddot{\mathbf{r}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot ({}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - 2 \cdot {}^t\mathbf{r} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}), \quad (5.69b)$$

lub w sformułowaniu przyrostowym:

$${}^t\dot{\mathbf{r}} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot (\Delta \mathbf{r} + {}^t\mathbf{r} - {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}), \quad (5.70a)$$

$${}^t\ddot{\mathbf{r}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot (\Delta \mathbf{r} - {}^t\mathbf{r} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}). \quad (5.70b)$$

Z teorii schematów różnicowych wiadomo, że wzory (5.69a) i (5.69b) aproksymują z błędami odpowiednio Δt i Δt^2 .

Dalej przedstawione zostanie sformułowanie równania (5.68) dla typowej chwili czasowej. Wykorzystując dalej zasadę dekompozycji przyrostowej:

$$\Delta \ddot{\mathbf{r}} = {}^\tau\ddot{\mathbf{r}} - {}^t\ddot{\mathbf{r}}, \quad \Delta \dot{\mathbf{r}} = {}^\tau\dot{\mathbf{r}} - {}^t\dot{\mathbf{r}}, \quad \Delta \mathbf{R} = {}^\tau\mathbf{R} - {}^t\mathbf{R}, \quad (5.71)$$

równanie (5.68), w chwili t , można zapisać w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}_{t-\Delta t}^t\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}_{t-\Delta t}^t\dot{\mathbf{r}} + {}_{t-\Delta t}^{t-\Delta t}\mathbf{K} \cdot {}_{t-\Delta t}^t\Delta \mathbf{r} = {}_{t-\Delta t}^t\mathbf{R} + {}_{t-\Delta t}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T \quad (5.72)$$

gdzie oznaczono:

$${}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T = \mathbf{M} \cdot {}_{t-\Delta t}^t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}_{t-\Delta t}^t \dot{\mathbf{r}} + {}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}. \quad (5.73)$$

Równanie (5.72) można rozwiązać dwoma sposobami. Sposób pierwszy polega na dalszym uproszczeniu postaci tego równania poprzez eliminację wyrażenia ${}_{t-\Delta t}^t \mathbf{K}_T \cdot {}_{t-\Delta t}^t \Delta \mathbf{r} - {}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T$, natomiast w sposobie drugim dokonuje się dalszej dekompozycji wektora przyrostu przemieszczeń ${}_{t-\Delta t}^t \Delta \mathbf{r}$ i przekształcenia równania (5.72).

Pierwszy sposób rozwiązania. Eliminacja wyrażenia: ${}_{t-\Delta t}^t \mathbf{K}_T \cdot {}_{t-\Delta t}^t \Delta \mathbf{r} - {}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T$.

Ponieważ wektor ${}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T$ można przedstawić jako:

$${}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T = {}_{t-\Delta t}^t \mathbf{K}_T \cdot {}_{t-\Delta t}^t \Delta \mathbf{r} - {}_{t-\Delta t}^t \mathbf{F}_T, \quad (5.74)$$

równanie (5.72) można dalej uprościć i zapisać ostatecznie w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t \dot{\mathbf{r}} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T. \quad (5.75)$$

Wprowadzając do równania (5.75) zależności (5.69a) i (5.69b) otrzymuje się następujący układ równań:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) {}^{t-\Delta t} \mathbf{r} \quad (5.76)$$

z którego znając wektory ${}^t \mathbf{r}$ i ${}^{t-\Delta t} \mathbf{r}$ oblicza się N składowych przemieszczeń wektora ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ w chwili $t + \Delta t$.

Oznaczając przez $\tilde{\mathbf{M}}$ efektywną macierz mas oraz $\tilde{\mathbf{Q}}$ efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{\mathbf{M}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T, \quad (5.77)$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} + {}^t \mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad (5.78)$$

wówczas równanie (5.76) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{M}} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (5.79)$$

W celu obliczenia wektora przemieszczeń na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ konieczne jest odwracanie efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ będącej liniową kombinacją macierzy mas \mathbf{M} i tłumienia \mathbf{C}_T . W wielu praktycznych sytuacjach macierze mas \mathbf{M} i tłumienia \mathbf{C}_T są diagonalne wówczas możliwe jest rozprężenie układu równań oraz analiza na poziomie elementu zgodnie z zależnością:

$${}^{t+\Delta t} r_i = \frac{1}{p_{ii}} \cdot \tilde{Q}_i, \quad (5.80)$$

gdzie:

$$p_{ii} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_{Tii} > 0, \quad (5.81)$$

$$\tilde{Q}_i = {}^t R_i + {}^t F_{Ti} + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} \cdot {}^t r_i - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot M_{ii} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot C_{Tii} \right) \cdot {}^{t-\Delta t} r_i, \quad (5.82)$$

są odpowiednio i -tym elementem diagonalnej efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ oraz i -tą składową efektywnego wektora obciążeń układu $\tilde{\mathbf{Q}}$. Jest to bardzo ważną zaletą metody różnic centralnych.

Przy czym podczas startu obliczeń dla $t = t_0$ potrzebna jest znajomość wektora ${}^{t_0-\Delta t}\mathbf{r}$. W tym celu, znając wektor ${}^{t_0}\dot{\mathbf{r}}$ najpierw oblicza się wektor przyspieszeń ${}^{t_0}\ddot{\mathbf{r}}$ z równania (5.75) przekształconego do postaci:

$${}^{t_0}\ddot{\mathbf{r}} = \mathbf{M}^{-1} \cdot ({}^{t_0}\mathbf{R} + {}^{t_0}\mathbf{F}_T - \mathbf{C}_T \cdot {}^{t_0}\dot{\mathbf{r}}), \quad (5.83)$$

a następnie poszukiwany wektor ${}^{t_0-\Delta t}\mathbf{r}$ z równań (5.69a) i (5.69b) przekształconych do postaci:

$${}^{t_0-\Delta t}\mathbf{r} = {}^{t_0}\mathbf{r} - \Delta t \cdot {}^{t_0}\dot{\mathbf{r}} + \frac{\Delta t^2}{2} \cdot {}^{t_0}\ddot{\mathbf{r}}. \quad (5.84)$$

Drugi sposób rozwiązania. Dalsza dekompozycja wektora przyrostu przemieszczeń $\Delta \mathbf{r}$. Wykorzystując dalej zasadę dekompozycji przyrostowej:

$$\Delta \mathbf{r} = {}^t\mathbf{r} - {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}, \quad (5.85)$$

równanie (5.72), w chwili t , można zapisać w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{K}_T \cdot {}^t\mathbf{r} = {}^t\mathbf{R} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T, \quad (5.86)$$

gdzie oznaczono:

$${}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T = \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^{t-\Delta t}\dot{\mathbf{r}} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{K}_T \cdot {}^{t-\Delta t}\mathbf{r} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{F}. \quad (5.87)$$

Wprowadzając do równania (5.86) zależności (5.69a) i (5.693b) otrzymuje się następujący układ równań:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = {}^t\mathbf{R} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T - \left(\mathbf{K}_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \right) \cdot {}^t\mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}. \quad (5.88)$$

z którego znając wektory ${}^t\mathbf{r}$ i ${}^{t-\Delta t}\mathbf{r}$ oblicza się N składowych przemieszczeń wektora ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}$ w chwili $t + \Delta t$.

Oznaczając przez $\tilde{\mathbf{M}}$ efektywną macierz mas oraz $\tilde{\mathbf{Q}}$ efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{\mathbf{M}} = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T, \quad (5.89)$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t\mathbf{R} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T - \left(\mathbf{K}_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \right) \cdot {}^t\mathbf{r} - \left(\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} - \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T \right) \cdot {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}, \quad (5.90)$$

wówczas równanie (5.88) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{M}} \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (5.91)$$

Jeżeli obiekt nie jest tłumiony wówczas równania (5.79) i (5.91) ruchu upraszczają się do postaci:

$$\frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = \tilde{\mathbf{Q}}. \quad (5.92)$$

gdzie:

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t\mathbf{R} + {}^t\mathbf{F}_T + \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t\mathbf{r} - \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}, \quad (\text{sposób I}) \quad (5.93)$$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t\mathbf{R} + {}^{t-\Delta t}\mathbf{F}_T - \left(\mathbf{K}_T - \frac{2}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \right) \cdot {}^t\mathbf{r} - \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \mathbf{M} \cdot {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}. \quad (\text{sposób II}) \quad (5.94)$$

Metoda różnic centralnych (skrót: RC) umożliwia efektywnie rozwiązywać układy równań o bardzo dużej liczbie stopni swobody na komputerach o stosunkowo niewielkich mocach obliczeniowych. Nie wymaga odwracania macierzy sztywności. Metoda RC posiada również wady. Postulowanie diagonalnych macierzy mas i tłumienia nie zawsze prowadzi do dostatecznie dobrych wyników. Wadę tę można zmniejszyć zwiększając liczbę stopni swobody, przy zachowaniu diagonalności macierzy. Drugą wadą metody jest brak tzw. bezwarunkowej stabilności algorytmu tj. konieczności doboru długości kroku po czasie Δt w taki sposób, aby był on mniejszy od pewnego czasu krytycznego Δt_{kr} , zależnego od własności całego układu. W celu zapewnienia absolutnej stabilności musi być spełniony warunek:

$$\Delta t \leq \Delta t_{kr} = \frac{T_N}{\pi}, \quad (5.95)$$

gdzie T_N jest najmniejszym okresem drgań własnych układu o N stopniach swobody. Okres ten można obliczyć rozwiązując odpowiednie zagadnienie na wartości własne.

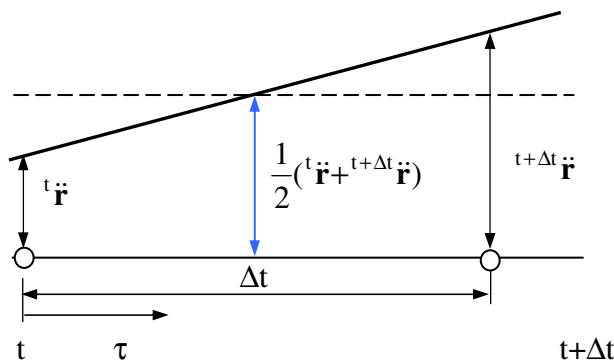
26.4.2. Całkowanie niejawne równań ruchu i deformacji

W metodzie Newmarka przyjmuje się następującą różnicową aproksymację pochodnych czasowych:

$${}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} = {}^t\dot{\mathbf{r}} + [(1-\delta) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} + \delta \cdot {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}}] \cdot \Delta t, \quad (5.96)$$

$${}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = {}^t\mathbf{r} + {}^t\dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t + \Delta t^2 \cdot [(0,5-\alpha) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} - \alpha \cdot {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}}], \quad (5.97)$$

gdzie α i δ są parametrami metody przyjmowanymi na podstawie rozważań dotyczących dokładności i stabilności otrzymywanych rozwiązań. Metoda Newmarka jest bezwarunkowo stabilna dla $\delta \geq 0,5$ i $\alpha \geq 0,25(\delta+0,5)^2$; zazwyczaj przyjmuje się $\delta=0,5$, $\alpha=0,25$. Dla $\alpha=1/6$ i $\delta=0,5$ metoda Newmarka sprowadza się do metody liniowego przyspieszenia (rys. 5.12), otrzymywanej także z algorytmu Wilsona dla $\theta=1$, wówczas funkcja aproksymująca przebieg rzeczywisty jest paraboliczna.



Rys. 5.12. Aproksymacja w metodzie Newmarka

Rozwiązując (5.97) względem ${}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}}$ i podstawiając obliczoną wartość do (5.96), otrzymuje się równania wyrażające ${}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}}$ oraz ${}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}}$ w funkcji jedynie nieznanego wektora przemieszczenia ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}$ oraz znanych wartości wektorów ${}^t\mathbf{r}$, ${}^t\dot{\mathbf{r}}$ i ${}^t\ddot{\mathbf{r}}$:

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} &= \frac{1}{\alpha(\Delta t)^2} [{}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^t\mathbf{r} - {}^t\dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t - \Delta t^2 \cdot (0,5 - \alpha) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}] = \\ &= \frac{1}{\alpha(\Delta t)^2} [\Delta \mathbf{r} - {}^t\dot{\mathbf{r}} \cdot \Delta t - \Delta t^2 \cdot (0,5 - \alpha) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}], \end{aligned} \quad (5.98)$$

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} &= \frac{\delta}{\alpha \Delta t} ({}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^t\mathbf{r}) + (1 - \frac{\delta}{\alpha}) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot (1 - \frac{\delta}{2 \cdot \alpha}) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} = \\ &= \frac{\delta}{\alpha \Delta t} \cdot \Delta \mathbf{r} + (1 - \frac{\delta}{\alpha}) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot (1 - \frac{\delta}{2 \alpha}) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}. \end{aligned} \quad (5.99)$$

Wykorzystując zasadę dekompozycji przyrostowej (5.71) równanie (5.68), w chwili $t+\Delta t$, można zapisać w postaci:

$$\mathbf{M} \cdot {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} + {}^t\mathbf{F}_T = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R}, \quad (5.100)$$

gdzie oznaczono:

$${}^t\mathbf{F}_T = \mathbf{M} \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_T \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{K}_T \cdot {}^t\mathbf{r} - {}^t\mathbf{F}. \quad (5.101)$$

Podstawiając do równania (5.100) zależności (5.98) i (5.99) otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T \right) \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = \\ = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^t\mathbf{F}_T + \mathbf{M} \cdot \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot {}^t\mathbf{r} + \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \left(\frac{1}{2 \cdot \alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right) + \\ + \mathbf{C}_T \cdot \left(\frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\mathbf{r} + \left(\frac{\delta}{\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot \left(\frac{\delta}{2 \cdot \alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right). \end{aligned} \quad (5.102)$$

Oznaczając przez $\tilde{\mathbf{K}}_T$ efektywną macierz sztywności oraz ${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}$ efektywny wektor obciążeń:

$$\tilde{\mathbf{K}}_T = \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot \mathbf{M} + \frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T, \quad (5.103)$$

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^t\mathbf{F}_T + \mathbf{M} \cdot \left(\frac{1}{\alpha \cdot \Delta t^2} \cdot {}^t\mathbf{r} + \frac{1}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \left(\frac{1}{2 \cdot \alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right) + \\ + \mathbf{C}_T \cdot \left(\frac{\delta}{\alpha \cdot \Delta t} \cdot {}^t\mathbf{r} + \left(\frac{\delta}{\alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + \Delta t \cdot \left(\frac{\delta}{2 \cdot \alpha} - 1 \right) \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \right), \end{aligned} \quad (5.104)$$

wówczas równanie (5.102) przyjmuje prostą postać:

$$\tilde{\mathbf{K}}_T \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} = {}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}. \quad (5.105)$$

Z równania (5.105) oblicza się nieznaną wartość wektora ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}$. Nie jest wymagane opracowanie żadnej procedury startowej, tak jak w przypadku metody różnic centralnych i Houbolta, gdyż przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia w chwili $t+\Delta t$ są wyrażane jedynie w funkcji wielkości zdefiniowanych w chwili t .

26.5. Implementacja numeryczna rozwiązywania dyskretyzowanych równań ruchu

Opracowany algorytm metody różnic centralnych (Dynamiczna Metoda Elementów Skończonych), obejmujący omówione sformułowania, przedstawiono w tabelicy 5.3 a metody Newmarka w tabelicy 5.4.

Tablica 5.3. Algorytm metody explicit

Etap I. Obliczenia wstępne

1. Utworzenie macierzy mas \mathbf{M} tłumienia \mathbf{C}_T (sposób I) i sztywności \mathbf{K}_T (sposób II) oraz początkowych wektorów zewnętrznych obciążeń węzłowych ${}^t_0 \mathbf{R}$ i wewnętrznych sił węzłowych ${}^t_0 \mathbf{F}_T$,
2. Inicjalizacja wektorów: ${}^t_0 \mathbf{r}$, ${}^t_0 \dot{\mathbf{r}}$ i ${}^t_0 \ddot{\mathbf{r}}$,
3. Określenie kroku przyrostowego Δt na podstawie wartości krytycznej Δt_{kr} ,
4. Obliczenie stałych całkowania: $a_0 = 1/\Delta t^2$, $a_1 = 1/(2\Delta t)$, $a_2 = 2a_0$, $a_3 = 1/a_2$.
5. Obliczenie wektora ${}^{t_0-\Delta t} \mathbf{r}$ w chwili $t_0 = 0$: ${}^{-\Delta t} \mathbf{r} = {}^0 \mathbf{r} - \Delta t \cdot {}^0 \dot{\mathbf{r}} + \frac{(\Delta t)^2}{2} \cdot {}^0 \ddot{\mathbf{r}}$,
6. Utworzenie efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$: $\tilde{\mathbf{M}} = a_0 \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot \mathbf{C}_T$.
7. Triangularyzacja macierzy $\tilde{\mathbf{M}}$: $\tilde{\mathbf{M}} = \mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T$

Etap II. Obliczenia na typowym kroku całkowania ($t=1\Delta t, 2\Delta t, 3\Delta t, \dots, n\Delta t$)

1. Wyznaczenie efektywnego wektora obciążeń węzłowych $\tilde{\mathbf{Q}}$

$$\tilde{\mathbf{Q}} = {}^t \mathbf{R} - {}^t \mathbf{F}_T + a_2 \cdot \mathbf{M} \cdot {}^t \mathbf{r} - (a_0 \cdot \mathbf{M} - a_1 \cdot \mathbf{C}_T) \cdot {}^{t-\Delta t} \mathbf{r},$$

2. Uwzględnianie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Współrzędne uogólnione modelu dyskretnego oswobodzonego od więzów dzieli się na takie, w których: dana jest siła uogólniona na początku kroku $\tilde{\mathbf{Q}}_1$, a nieznanne jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1$, czyli n – współrzędnych oraz dana jest siła uogólniona na początku kroku $\tilde{\mathbf{Q}}_2$ i dane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2$, czyli w – współrzędnych. Prowadzi to do podziału efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ oraz wektorów ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}$ i $\tilde{\mathbf{Q}}$ na bloki a równanie ruchu zapisuje się w postaci blokowej jako:

$$\begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{M}}_{11}^{n \times n} & \tilde{\mathbf{M}}_{12}^{n \times w} \\ \tilde{\mathbf{M}}_{21}^{w \times n} & \tilde{\mathbf{M}}_{22}^{w \times w} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} \\ \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix},$$

3. Rozwiązanie. Wektor ${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1}$ nieznanego przemieszczenia oblicza się z następującego układu równań dyskretnych w bloku I

$${}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} = \tilde{\mathbf{M}}_{11}^{n \times n}{}^{-1} \cdot ({}^t \tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} - \tilde{\mathbf{M}}_{12}^{n \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1}).$$

4. Obliczenie wektor ${}^t \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1}$ nieznanych obciążeń węzłowych z następującego układu równań dyskretnych w bloku II

$${}^t \tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} = \tilde{\mathbf{M}}_{21}^{w \times n} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_1^{n \times 1} + \tilde{\mathbf{M}}_{22}^{w \times w} \cdot {}^{t+\Delta t} \mathbf{r}_2^{w \times 1}.$$

5. Aktualizacja wartości wektorów przemieszczeń

$${}^t \mathbf{r} \rightarrow {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}, \quad {}^{t+\Delta t} \mathbf{r} \rightarrow {}^t \mathbf{r},$$

6. Obliczanie wektorów przyspieszenia i prędkości w chwili t

$${}^t \dot{\mathbf{r}} = a_1 \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}),$$

$${}^t \ddot{\mathbf{r}} = a_0 \cdot ({}^{t+\Delta t} \mathbf{r} - 2 \cdot {}^t \mathbf{r} + {}^{t-\Delta t} \mathbf{r}).$$

Powtarzanie czynności drugiego etapu obliczeń (1÷3), aż do chwili końca procesu t_k .

Tablica 5.4. Algorytm metody Newmarka (metoda niejawna)**Etap I. Obliczenia wstępne**

1. Utworzenie macierzy mas \mathbf{M} , tłumienia \mathbf{C}_T i sztywności $\tilde{\mathbf{K}}_T$ oraz początkowych wektorów zewnętrznych obciążeń węzłowych ${}^{t_0}\mathbf{R}$ i wewnętrznych sił węzłowych ${}^{t_0}\mathbf{F}_T$,
2. Inicjalizacja wektorów: ${}^{t_0}\mathbf{r}$, ${}^{t_0}\dot{\mathbf{r}}$ i ${}^{t_0}\ddot{\mathbf{r}}$,
3. Określenie kroku przyrostowego Δt , oraz parametrów δ i α , zachowując warunki:

$$\delta \geq 0,50, \quad \alpha \geq 0,25(0,5 + \delta)^2$$
4. Obliczenie stałych całkowania: $a_0 = 1/(\alpha\Delta t^2)$, $a_1 = \delta/(\alpha\Delta t)$, $a_2 = 1/\alpha\Delta t$, $a_3 = 1/(2\alpha) - 1$,
 $a_4 = \delta/\alpha - 1$, $a_5 = \Delta t(\delta/\alpha - 2)/2$, $a_6 = \Delta t(1 - \delta)$, $a_7 = \delta\Delta t$.
5. Utworzenie efektywnej macierzy sztywności $\tilde{\mathbf{K}}_T$: $\tilde{\mathbf{K}}_T = a_0 \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot \mathbf{C}_T + \mathbf{K}_T$.
6. Triangularyzacja macierzy $\tilde{\mathbf{K}}_T$: $\tilde{\mathbf{K}}_T = \mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T$.

Etap II. Obliczenia na typowym kroku całkowania ($t=1\Delta t, 2\Delta t, 3\Delta t, \dots, n\Delta t$)

1. Wyznaczenie efektywnego wektora obciążeń węzłowych w chwili $t+\Delta t$ ${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}$

$${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}} = {}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^t\mathbf{F}_T \cdot (a_0 \cdot {}^t\mathbf{r} + a_2 \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + a_3 \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}) \cdot \mathbf{M} + a_1 \cdot {}^t\mathbf{r} + a_4 \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} + a_5 \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}}) \cdot \mathbf{C}_T$$
2. Uwzględnianie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Współrzędne uogólnione modelu dyskretnego oswobodzonego od więzów dzieli się na takie, w których: dana jest siła uogólniona na początku kroku ${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_1$, a nieznane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_1$, czyli $n -$ współrzędnych oraz dana jest siła uogólniona na początku kroku ${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_2$ i dane jest przemieszczenie na końcu kroku ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_2$, czyli $w -$ współrzędnych. Prowadzi to do podziału efektywnej macierzy mas $\tilde{\mathbf{M}}$ oraz wektorów ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}$ i ${}^t\tilde{\mathbf{Q}}$ na bloki a równanie ruchu zapisuje się w postaci blokowej jako:

$$\begin{bmatrix} (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times n} & (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times w} \\ (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times n} & (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times w} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} {}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} \\ {}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} \end{Bmatrix}$$

3. Rozwiązanie. Wektor ${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_1^{n \times 1}$ nieznanego przemieszczenia oblicza się z następującego układu równań dyskretnych w bloku I:

$${}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_1^{n \times 1} = (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times n}^{-1} \cdot ({}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_1^{n \times 1} - (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{n \times w} \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_2^{w \times 1})$$

4. Obliczenie wektor ${}^t\tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1}$ nieznanymi obciążeniami węzłowymi z następującego układu równań dyskretnych w bloku II:

$${}^{t+\Delta t}\tilde{\mathbf{Q}}_2^{w \times 1} = (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times n} \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_1^{n \times 1} + (\mathbf{L} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{L}^T)_{w \times w} \cdot {}^{t+\Delta t}\mathbf{r}_2^{w \times 1}$$

5. Aktualizacja wartości wektorów przemieszczeń:

$${}^{t-\Delta t}\mathbf{r} \rightarrow {}^{t-2\Delta t}\mathbf{r}, \quad {}^t\mathbf{r} \rightarrow {}^{t-\Delta t}\mathbf{r}, \quad {}^{t+\Delta t}\mathbf{r} \rightarrow {}^t\mathbf{r},$$

6. Obliczanie wektorów przyspieszenia i prędkości w chwili $t+\Delta t$:

$$\begin{aligned} {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} &= a_0 \cdot ({}^{t+\Delta t}\mathbf{r} - {}^t\mathbf{r}) - a_2 \cdot {}^t\dot{\mathbf{r}} - a_3 \cdot {}^t\ddot{\mathbf{r}} \\ {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} &= {}^{t+\Delta t}\dot{\mathbf{r}} + a_6 \cdot {}^t\mathbf{r} + a_7 \cdot {}^{t+\Delta t}\ddot{\mathbf{r}} \end{aligned}$$

7. Powtarzanie czynności drugiego etapu obliczeń (1÷6) aż do chwili końca procesu t_k .

27. Podsumowanie i wnioski z modelowania procesu walcowania gwintów

W rozdziale przedstawiono podstawowe sformułowanie metody elementów skończonych wykorzystywane w niniejszej pracy. Sformułowanie teoretyczne zagadnienia kontaktu dotyczy przypadku z tarciami dla układu ciał odkształcalnych. Podano ograniczenia kontaktowe dla kontaktu bez tarcia oraz z tarciami. Przedstawiono sformułowanie lokalne i globalne zagadnienia kontaktowego. Przeprowadzono dyskretyzację przestrzenną typową dla metody elementów skończonych oraz dostosowano warunki kontaktowe do zagadnienia dyskretyzowanego. W rozwiązaniu numerycznym regularyzowano warunki kontaktowe stosując metodę funkcji kary.

Przedstawiono algorytm numeryczny obliczania sił oddziaływania kontaktowego. Sformułowanie to jest standardowym modelem kontaktu z tarciami stosowanym w modelowaniu metodą elementów skończonych. Zagadnienie modelowania i analizy kontaktu przedstawiono stosunkowo obszernie, gdyż problem kontaktu jest ważnym elementem niniejszej pracy ze względu na przedstawione zastosowania praktyczne w procesie walcowania gwintów.

Sformułowano algorytm kontaktu pozwalający badać różne przypadki kontaktu, występujące w modelu metody elementów skończonych. W zagadnieniu kontaktowym układu ciał odkształcalnych rozpatrywany będzie kontakt z tarciami. Rozdział zawiera sformułowanie teoretyczne ciągłego zagadnienia kontaktowego, jego dyskretyzację oraz implementację w rozwijanej aplikacji numerycznej.

Rozwiązanie zagadnienia ruchu obiektu z ograniczeniami kontaktowymi mogą być uzyskane za pomocą: nieoznaczonych mnożników (czynników) Lagrange'a, metody funkcji kary i rozszerzonej metody mnożników Lagrange'a (będącej kombinacją zwykłej metody mnożników Lagrange'a i metody funkcji kary). W niniejszej pracy stosuje się metodę funkcji kary. W sformułowaniach jawnych metody elementów skończonych jest to metoda najczęściej stosowana ze względu na łatwość jej implementacji w jawnym schemacie rozwiązania równań ruchu. W metodzie funkcji kary ograniczenia kontaktu są spełnione tylko w sposób przybliżony, dopuszcza się nieznaczne naruszenie więzów. Metoda funkcji kary jest również metodą regularyzacji warunków kontaktowych, gdyż usuwa niejednoznaczność zależności oddziaływania kontaktowego od wielkości geometrycznych.

Przedstawiono sformułowanie teoretyczne zagadnienia ruchu ciała odkształcalnego. Wprowadzono równania opisujące zagadnienie ruchu w postaci wariacyjnej (słabej). Przedstawiono procedurę dyskretyzacyjną prowadzącą do dyskretnych równań ruchu w metodzie elementów skończonych. Przedstawiono podstawowe założenia elementów skończonych stosowanych w niniejszej pracy do dyskretyzacji obiektów trójwymiarowych oraz powłok. W końcowej części rozdziału omówiono jawne (otwarte, ang. explicit) i niejawne (zamknięte, ang. implicit) schematy całkowania dyskretnych równań ruchu względem czasu. Metody jawne zakładają spełnienie równań ruchu na początku kroku czasowego i ekstrapolują rozwiązanie w czasie Δt , natomiast metody niejawne spełniają (zazwyczaj iteracyjnie) równanie ruchu na końcu kroku.

Zaletą metod jawnych jest niewielki koszt wyznaczenia nowego przybliżenia (w kolejnej chwili czasu). Kolejne wartości poszukiwanych funkcji uzyskuje się bezpośrednio poprzez rozwiązanie układu równań otrzymanych po zastosowaniu schematów różnicowych. Rozwiązanie jawne jest szczególnie łatwe jeśli stosuje się diagonalizację macierzy mas. Wówczas układ równań MES rozprzega się i nie ma potrzeby kosztownego numerycznego odwracania macierzy dla wyznaczenia rozwiązania układu równań algebraicznych. Wadą tych metod jest warunkowa stabilność, ograniczająca długość kroku całkowania, co sprawia, że rozwiązanie wymaga stosowania dużej liczby kroków całkowania. Zaletą metod niejawnych jest możliwość zbudowania algorytmu bezwarunkowo stabilnego. Koszt otrzymania nowego przybliżenia jest jednak znacznie większy. Rozwiązanie niejawne wymaga zazwyczaj zastosowania procedury iteracyjnej. Konieczność uzyskania zbieżności na kroku rozwiązania jest jedną z niedogodności schematów niejawnych, gdyż w wielu przypadkach, np. w zagadnieniach z kontaktem lub w problemach silnie nieliniowych, mogą wystąpić problemy ze zbieżnością rozwiązania iteracyjnego.

Do zalet metod jawnych należą małe wymagania wobec pamięci komputera, dzięki temu że nie buduje się macierzy sztywności układu. Złożoność obliczeniowa, zarówno czasowa jak i pamięciowa, jest liniowa w zależności od liczby stopni swobody, co w metodach niejawnych jest najczęściej niemożliwe. W przypadku dużych modeli zalety metod jawnych przeważają nad ich wadami i niedogodnościami, co sprawia, że są chętnie wykorzystywane w praktyce do analizy zagadnień inżynierskich, prowadzących do dużych modeli obliczeniowych.

Metoda elementów skończonych z jawnym całkowaniem równań ruchu jest popularnym narzędziem w wielu zastosowaniach praktycznych, jak np. analiza konstrukcji poddanych obciążeniom uderzeniowym, symulacja procesów tłoczenia blach, symulacja procesów dynamicznych i inne. Przedstawione sformułowania teoretyczne zostały zaimplementowane we własnej aplikacji numerycznej. Możliwości zostaną przedstawione w aplikacjach zawartych w niniejszej pracy.

Rozdział VI

Badania modelowe procesu kształtowania gwintów o zarysie łukowym i trapezowym

Duża liczba czynników wpływająca na jakość gwintu oraz nieliniowość zjawisk fizycznych występujących w procesie walcowania powodują, że w celu lepszego ich zrozumienia oraz ustalenia mechanizmu przemieszczenia i odkształcenia materiału celowe jest przeprowadzenie badań modelowych tj. na odpowiednio powiększonym modelu geometrycznym i z użyciem tworzywa modelowego. Najpierw dokonano redukcji rzeczywistego obiektu przestrzennego, w którym występuje przestrzenny stan naprężeń i płaski stan odkształceń do płaskiego obiektu modelowego o identycznym stanie naprężeń i odkształceń. Następnie określono warunki brzegowe dla przyrostu przemieszczeń punktów węzłowych zlokalizowanych w obszarze kontaktu, dla zarysu łukowego i trapezowego. Warunki te wykorzystuje się, w opracowanej aplikacji autorskiej w systemie ANSYS, do rozwiązywania dyskretnych równań ruchu i deformacji, sformułowanych w przyrostach przemieszczeń. Poprawność opracowanej aplikacji zweryfikowano wykorzystując wyniki badań modelowych. Ponadto możliwe jest przeprowadzenie badań symulacyjnych wpływu warunków walcowania np. współczynnika tarcia w obszarach kontaktu oraz zarysu narzędzia w przekroju osiowym na stany przemieszczeń i odkształceń gwintu. Otrzymane wyniki mogą być podstawą doboru czynnika chłodząco-smarującego lub geometrii narzędzia w celu otrzymania pożądanego stanu deformacji, a zatem kształtowania wymaganej jakości technologicznej i użytkowej. Mogą być także podstawą projektowania nowych narzędzi – zarysu powierzchni czynnej walców.

28. Modelowanie fizyczne

Modelowanie fizyczne polega na zastąpieniu rzeczywistego obiektu badań przez obiekt analogowy (modelowy) tzw. makietę. Obiekt rzeczywisty i modelowy tworzą system obiektów ekwiwalentnych, których podobieństwo określają zależności matematyczne (tzw. skale modelowania). Wtedy wyniki modelowania można transponować na rzeczywisty obiekt badań. W przypadku modelowania procesów obróbki plastycznej, natura fizyczna obiektów ekwiwalentnych jest różna. Tworzywo modelowe zastępujące metal jest najczęściej materiałem niemetalowym np. plastelina, wosk, ołów, aluminium itp., o znacznie mniejszym oporze plastycznego płynięcia. Podobieństwo obiektów ekwiwalentnych określa się za pomocą skal: reologicznej $k_r = \sigma_p^* / \sigma_p$ (stosunek parametrów homologicznych obiektu rzeczywistego i modelowego), geometrycznej $k_g = X^* / X$ i czasowej $k_t = t^* / t$. Poprawność modelowania fizycznego uwarunkowana jest spełnieniem kryterium podobieństwa według zależności [Wer1994]:

$$Q^*(\sigma_p^*, X^*, t^*) = k_Q \left(\frac{\sigma_p^*}{k_r}, \frac{X^*}{k_g}, \frac{t^*}{k_t} \right). \quad (6.1)$$

gdzie k_Q jest skalą podobieństwa modelu umożliwiającą przejście od obiektu rzeczywistego do modelu i odwrotnie, σ_p^*, X^*, t^* , oraz σ_p, X, t są odpowiednio parametrami obiektu rzeczywistego i modelu.

Modelowanie fizyczne na plastelinie stosowane jest do doświadczalnej analizy jakościowej i ilościowej procesów obróbki plastycznej [Kuk1998b]. Analiza jakościowa dotyczy przede

wszystkim kinematyki procesu plastycznego płynięcia materiału, czyli tzw. opis morfologii plastycznego płynięcia (przemieszczenia, trajektoria lub linie "prądu" cząstek materialnych) [Maln1981, Kuk1990a], natomiast analiza fizyczna obejmuje badanie parametrów siłowo-energetycznych (siła, naciski jednostkowe na powierzchni kontaktu narzędzie-tworzywo modelowe, składowe tensora naprężeń). Modelowanie jakościowe może być wykorzystane do uzyskania szybkiej odpowiedzi na pytanie: ***jak i gdzie popłynie odkształcony materiał w danym procesie?*** W złożonych procesach obróbki plastycznej, w których materiał kształtowany ma więcej niż jeden stopień swobody, intuicja lub doświadczenie mogą okazać się niewystarczające w przewidywaniu mechaniki procesu. Wizualizacja procesu jest w tym przypadku bardzo przydatnym i efektywnym narzędziem.

Ponadto model umożliwia [Kow1995]: sprawdzenie teoretycznych spostrzeżeń o badanym obiekcie, dokonanie na obiekcie niezbędnych doświadczeń i wyciągnięcie wniosków, otrzymanie wytycznych do dalszych szczegółowych badań obiektu, skrócenie czasu wykonania analizy obiektu, określenie metod testowania złożonych modyfikacji obiektu, prowadzenie szczegółowych badań zmienności obiektu (odsprężynowanie po odciążeniu) oraz zmienności pochodzących z zewnątrz (np. sprzężenie zwrotne), łatwiejsze sterowanie obiektem, znaczne obniżenie kosztów badań.

Odrębnym zagadnieniem przy modelowaniu (a w szczególności przy wykonywaniu modeli) jest tworzywo, z którego są one wykonane. Zagadnieniu temu poświęcono rozdz. III, pkt. 19.1.

Przybliżony charakter modelu matematycznego dla procesu walcowania wynika z faktu, że wiedza o mechanizmach i kinetyce procesu jest oparta o pewną idealizację i przybliżenia zjawisk rzeczywistych. Model matematyczny może być przyjęty do stosowania tylko wówczas gdy błąd obliczeń nie przekracza błędu pomiaru. Stosowanie modeli w postaci równań regresji znacznie ogranicza zakres zmienności.

W niniejszej pracy do określenia stanów przemieszczeń i odkształceń wykorzystano metodę elementów skończonych w ujęciu przyrostowym. W rozważaniach pomija się siły masowe i siły bezwładności. Przyjęto również: stałość temperatury podczas odkształcania, brak wymiany ciepła pomiędzy narzędziem a odkształcanym metalem, wzrost temperatury wywołany tarcieciem wewnętrznym i zewnętrznym, traktując proces walcowania gwintów jako obróbkę plastyczną na zimno. W tym przypadku pomija się termodynamikę modelowania procesu. Wówczas możliwe jest zastosowanie skali podobieństwa geometrycznego.

W metodzie elementów skończonych, określenie funkcji $u_i, i=1,2$ składowych wektorów przemieszczeń $\{\mathbf{u}\}$ (lub ich przyrostu $\{\Delta\mathbf{u}\}$), oraz składowych $\varepsilon_{ij}, i,j=1,2,3$ tensora odkształceń $\{\boldsymbol{\varepsilon}\}$ (lub ich przyrostów $\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}\}$) i składowych $\sigma_{ij}, i,j=1,2,3$ tensora naprężeń $\{\boldsymbol{\sigma}\}$ (lub ich przyrostów $\{\Delta\boldsymbol{\sigma}\}$) w dowolnym punkcie X obiektu ciągłego, sprowadza się do określenia funkcji uogólnionych przemieszczeń składowych r_i (lub ich przyrostów Δr_i), lub prędkości \dot{r}_i wszystkich punktów węzłowych obiektu dyskretnego.

Funkcje te można założyć (metoda mało dokładna), obliczyć (metoda bardzo skomplikowana) lub określić na drodze badań modelowych (metoda prosta i dokładna). W ostatnich latach znaczną popularność w doświadczalnym badaniu kinematyki procesów obróbki plastycznej zyskała technika wizualizacji trajektorii plastycznego płynięcia cząstek materialnych kształtowanego materiału. Metoda ta nosi nazwę wizjoplastyczności. Polega ona na badaniu kinematyki plastycznego płynięcia w oparciu o obserwację i pomiary siatki koordynacyjnej. Badania doświadczalne, wizualizacyjne prowadzone na rzeczywistych materiałach metalowych są pracochłonne i kosztowne. Stąd też obserwuje się coraz częściej tendencje zastępowania rzeczywistego metalu tzw. tworzywem modelowym. Praktyczne zastosowanie siatek, nanoszonych na wybraną powierzchnię odkształcanego materiału, celem wyznaczenia kinematyki płynięcia w procesach obróbki plastycznej, jest opisane w literaturze [Alm1982, Bedn1981, Bedn1982, Kuk1988].

Analiza zniekształceń oczek siatki w metodzie opracowanej przez G. A. Smirnov-Aljaev'a i V. P. Čikidovskij [Alm1982] lub przemieszczeń jej węzłów w metodzie opracowanej przez R. Medrano, P. Gillis i C. Hinesley'a [Alm1982] ma na celu wyznaczenie składowych tensora prędkości odkształcania, a następnie składowych tensora naprężenia, przy wykorzystaniu stowarzyszonego prawa płynięcia.

W metodyce przyrostowej [Kuk1988, Bedn1982], określa się składowe wektora przyrostu przemieszczenia punktów węzłowych dla kolejnych chwil czasowych (stopni zaawansowania procesu). Przyrostowa metoda analizy siatek pozwala na wyznaczenie w sposób bezpośredni składowych tensora przyrostu odkształcenia, przyrostu odkształcenia zastępczego i odkształcenia zastępczego, bez wprowadzania parametru czasu.

Dalej przedstawiono zastosowanie tej metody do wyznaczenia kinematyki kształtowania zarysu gwintu w płaskim stanie odkształcenia i przestrzennym stanie naprężenia.

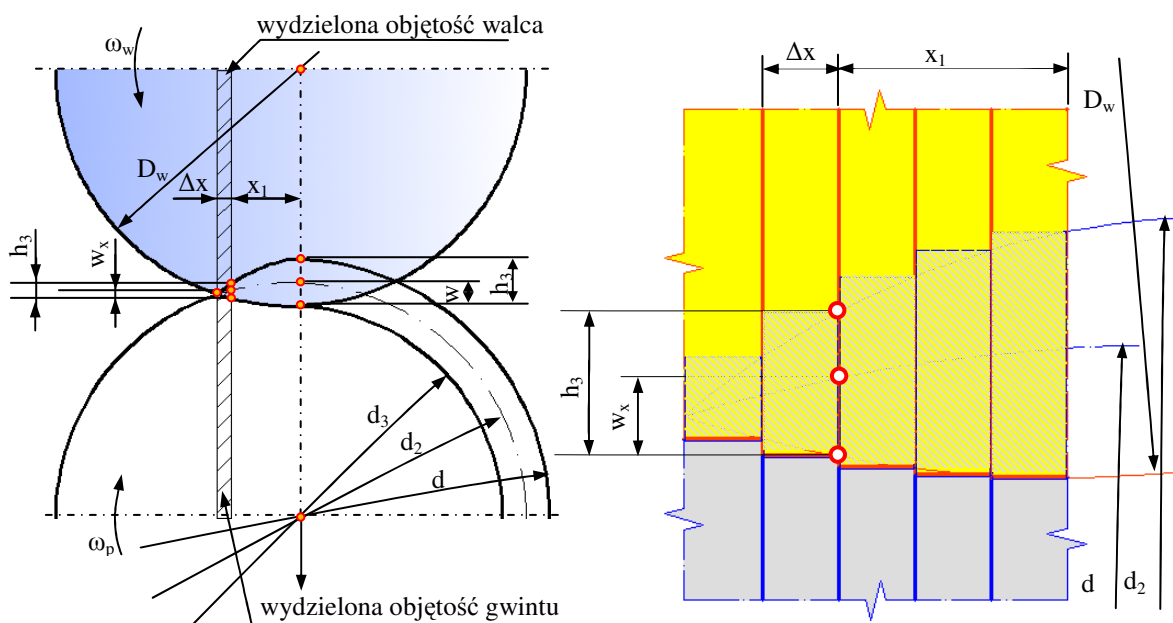
29. Stanowisko do badań modelowych

29.1. Redukcja rzeczywistego obiektu przestrzennego do modelu płaskiego

Zgodnie z wynikami badań rozpoznawczych (pkt. 22.2) przyjęto, że w procesie walcowania gwintów występuje przestrzenny stan naprężeń oraz płaski stan przemieszczeń i odkształceń, w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej. Wówczas przemieszczenia i odkształcenia materiału podczas procesu walcowania mogą być traktowane jako seria pojedynczych identycznych procesów, które charakteryzują się małym obszarem kontaktu (w porównaniu z wymiarami przedmiotu i narzędzia) pomiędzy powierzchnią czynną walca.

Początkowo kontakt narzędzia z przedmiotem następuje na małych długościach a odkształcenia zachodzą w małych objętościach. Następnie, w miarę zaawansowania procesu strefy te powiększają się, a w końcowej fazie obejmują cały zarys gwintu. Ponieważ długość kontaktu i objętość odkształcanego materiału dla pojedynczego zęba są względnie małe w porównaniu z wymiarami przedmiotu i walca to proces kształtowania zarysu można rozpatrywać jako kontakt sztywnego narzędzia z odkształcaną bryłą pół-nieskończoną.

Przy takich założeniach, tj. dla płaskiego stanu odkształcenia, w układzie współrzędnych kartezjańskich $(Oxyz)$ jak na rysunku 6.2, odkształcenia promieniowe ϵ_x i osiowe ϵ_z są istotne natomiast odkształcenie obwodowe (styczne) jest nieistotne $\epsilon_y \approx 0$. Warunek ten, przy założeniu nieściśliwości materiału przedmiotu, prowadzi do następującej zależności: $\epsilon_z = -\epsilon_x$.



Rys. 6.1. Zależności geometryczne w strefie odkształceń podczas walcowania gwintu: a) model ciągły, b) model dyskretny

Dowolny k -ty zarys gwintu, traktuje się jako zbiór elementarnych objętości (brył) o bardzo małej szerokości Δx_1 ($\Delta x_1 \rightarrow 0$). Wówczas pochylenie zarysu gwintu (wynikające ze skoku gwintu), zakrzywienie jego wierzchołka (promieniem $d/2$) i zmienne zagłębienie w przedmiot pierścienia walca,

na szerokości Δx_1 można pominąć. Każda taka objętość wydzielona jest dwoma płaszczyznami π_1 i π_2 , równoległymi do płaszczyzny osiowej x_2x_3 oraz oddalonymi od niej odpowiednio o wartości x_1 i $x_1 + \Delta x_1$ (rys. 6.1). Wysokość h_{3x} zarysu gwintu w tym przekroju wynosi:

$$h_x \approx 0,5 \cdot (D_w + d_2) - H, \quad (6.2)$$

gdzie H jest odległością osi walców od osi przedmiotu.

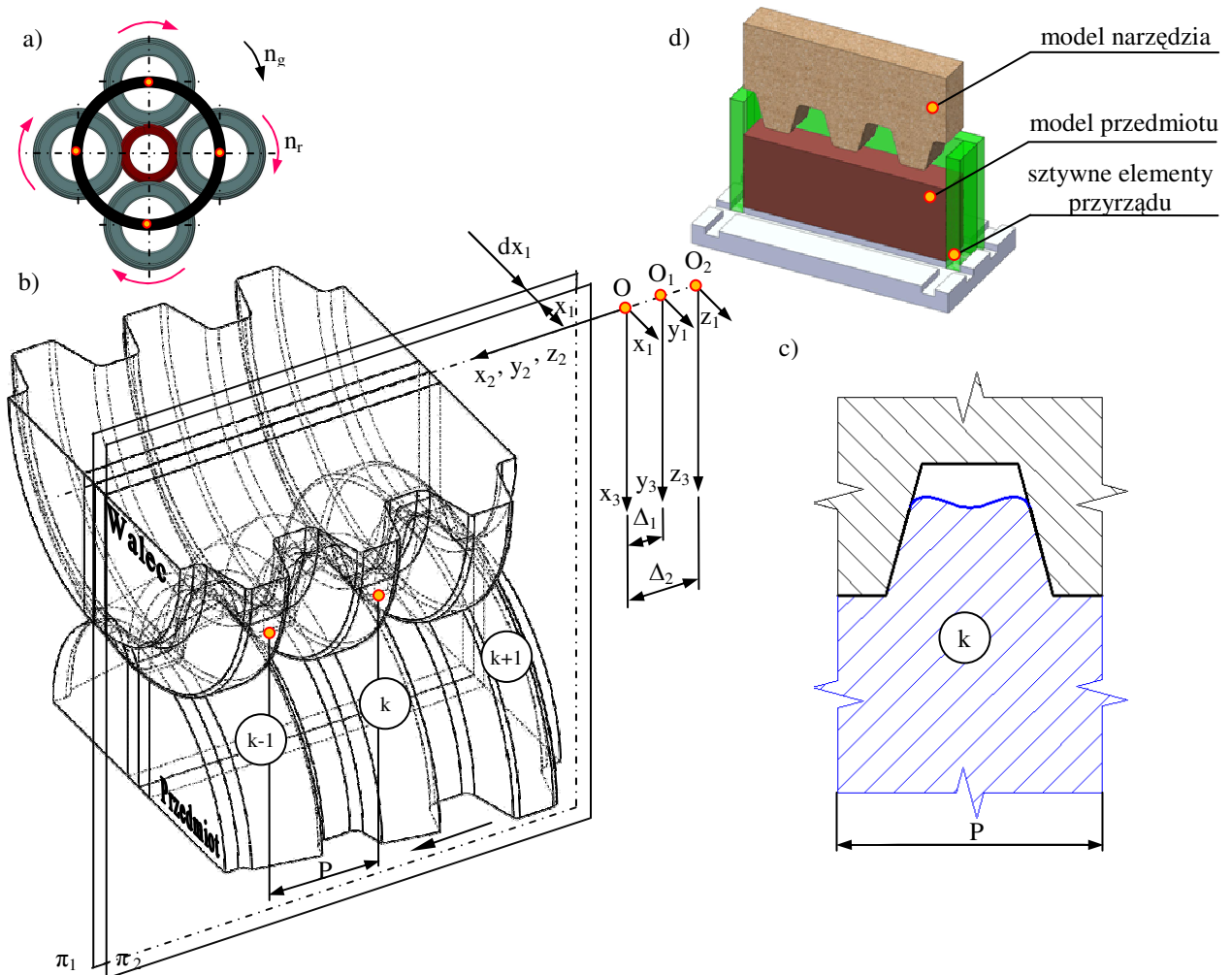
Długość podstawy wydzielonej bryły równa jest skokowi gwintu P .

Płaszczyzny π_1 i π_2 ograniczają również część powierzchni czynnej pierścienia walca o średnicy D_w stykającej się z rozpatrywanym zarysem (rys. 6.1). Analogicznie jak w przypadku przedmiotu, dowolny k -ty pierścień walca, traktuje się jako zbiór elementarnych objętości (brył) o bardzo małej szerokości Δx_1 ($\Delta x_1 \rightarrow 0$). Wówczas zakrzywienie wierzchołka pierścienia (promieniem $D_w/2$) i zmienne jego zagłębienie w przedmiot, na szerokości Δx_1 można pominąć.

Wydzielona część walca zagłębiając się w przedmiot na głębokość g_x równą:

$$w_x = 0,5 \cdot (D_w + d_2) - w - \sqrt{(0,5 \cdot D_w)^2 - x_1^2} - \sqrt{0,25 \cdot d_2^2 - x_1^2}, \quad (6.3)$$

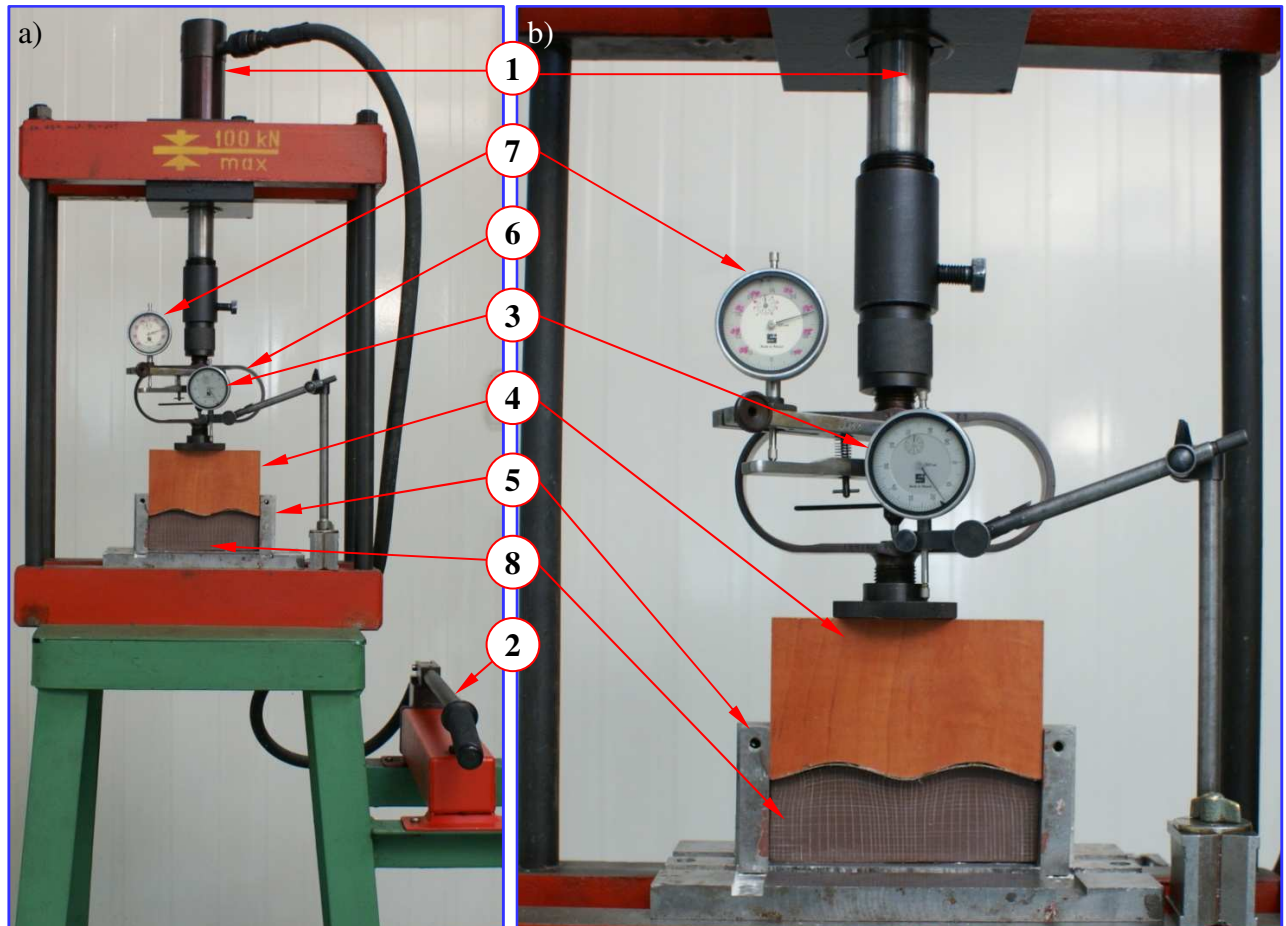
gdzie g jest zagłębieniem walca w przekroju osiowym, powoduje przemieszczenie jego materiału równoległe do płaszczyzny x_2x_3 , kształtując zarys gwintu.



Rys. 6.2. Schemat procesu walcowania gwintów za pomocą czterech walców metodą przelotową (obiekt rzeczywisty) (a); schemat podziału zarysu gwintu i pierścienia walca na bryły o szerokości Δx_1 (b); przekrój k -tego zarysu gwintu i k -tego pierścienia walca płaszczyzną π_1 (c) schemat stanowiska do badań modelowych (d)

Wykorzystując przedstawione postępowanie i zależności geometryczne dokonano redukcji rzeczywistego obiektu walcowania gwintów (rys. 6.2a) za pomocą czterech walców do modelu płaskiego (rys. 6.2d), w którym występuje przestrzenny stan naprężeń i płaskie stany przemieszczenia i odkształcenia. Obiekt ten wykorzystywano w badaniach modelowych procesu kształtowania gwintu o zarysach trapezowym i łukowym.

Widok zbudowanego stanowiska do badań modelowych, znajdującego się w Centrum Nowych Technologii na Wydziale Mechanicznym Politechniki Koszalińskiej, przedstawia rysunek 6.3.



Rys. 6.3. Widok ogólny stanowiska (a) i widok przyrządu (b) do badań modelowych przemieszczeń węzłów w procesie kształtowania gwintów o zarysie trapezowym i łukowym: 1 – siłownik hydrauliczny, 2 – pompa hydrauliczna, 3 – czujnik zegarowy pomiaru przemieszczeń, 4 – stempel o zarysie badanego gwintu, 5 – ścianki przyrządu, 6 – siłomierz kabłąkowy, 7 – czujnik zegarowy siły nacisku stempla, 8 – model z naniesioną siatką elementów skończonych zdeformowaną w procesie odkształceń

Do badań procesu plastycznego kształtowania gwintów wykonano stemple o zarysie gwintu łukowego i trapezowego. Dobór zarysu gwintu wynika z zakresu pracy. W celu zwiększenia dokładności określenia przemieszczeń składowych $\tau_{r_i}^{(j)}$ rzeczywisty zarys gwintu zastąpiono odpowiednio powiększonym zarysem gwintu w modelu. Wymiary zarysu gwintu w modelu i rzeczywistego spełniały następujące kryterium podobieństwa geometrycznego:

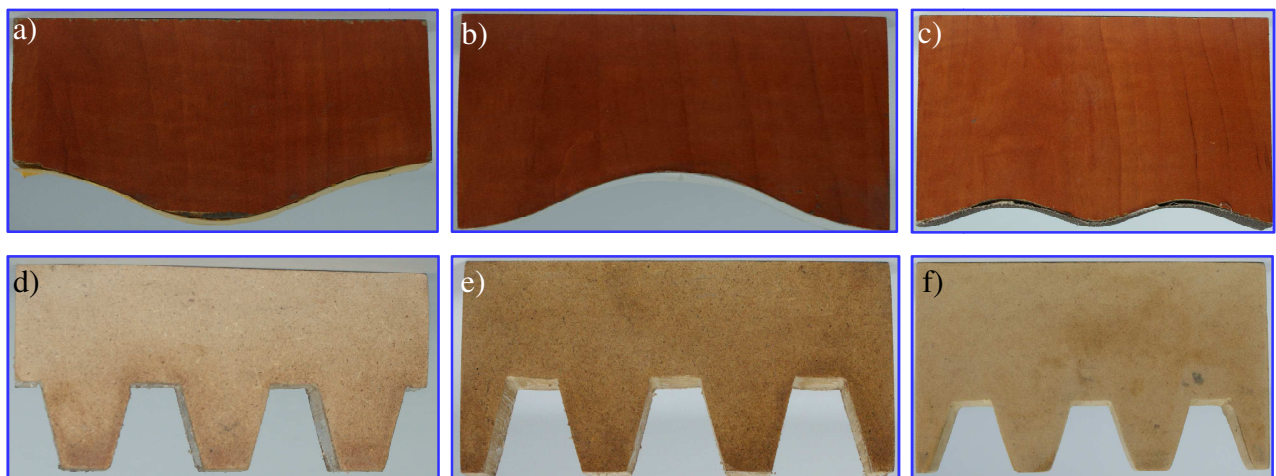
- dla gwintów trapezowych: $P^*/P = h_3^*/h_3 = k_g$, (6.4a)

- dla gwintów łukowych $P^*/P = R^*/R = h_3^*/h_3 = k_g$, (6.4b)




gdzie P jest skokiem gwintu, h_3 jest wysokością rzeczywistego zarysu gwintu zewnętrznego, natomiast P^* , R^* i h_3^* są odpowiednio skokiem gwintu, promieniem zaokrąglenia oraz wysokością zarysu gwintu w modelu, k_g jest skalą (powiększeniem) modelu. Zaleca się stosowanie następującej

minimalnej skali $k_g = 2 \div 10$ [Kow1995]. W badaniach stosowano następujące skale $k_g = 20$ dla gwintu o zarysie trapezowym oraz $k_g = 12$ dla gwintu o zarysie łukowym.

Tworzywo modelowe umieszczono w formie stalowej o sztywnych (nieodkształcalnych) ściankach. Forma umożliwia wprowadzenie płaskiego stanu odkształceń i przestrzennego stanu naprężeń w materiał modelowy. Proces plastycznego kształtowania nierówności gwintów przeprowadzono z wykorzystaniem stempli (rys. 6.4). W celu spowodowania istotnych różnic w wartości współczynnika tarcia badania wykonano dla trzech przypadków stanów powierzchni stempla. Dla uzyskania małej wartości współczynnika tarcia stemple oklejano taśmą foliową o dużej gładkości ($R_z = 0,01 \mu\text{m}$) i podawano smar silikonowy w strefę kontaktu (rys. 6.5a). W celu zwiększenia wartości współczynnika tarcia powierzchnie stempla pozostawiano bez smarowania ($R_z = 1 \mu\text{m}$) (przypadek II) (rys. 6.5b) lub na stemple (w miejscach kontaktu z tworzywem modelowym) naklejano papier ścierny o granulacji ziarn ściernych 180 ($R_z = 500 \mu\text{m}$) (przypadek III) – wywołując duże tarcie na powierzchni styku (rys. 6.5c).



Rys. 6.4. Przykładowe stemple użyte w badaniach modelowych procesu kształtowania gwintów o zarysach łukowych (a÷c) i trapezowych (d÷f)

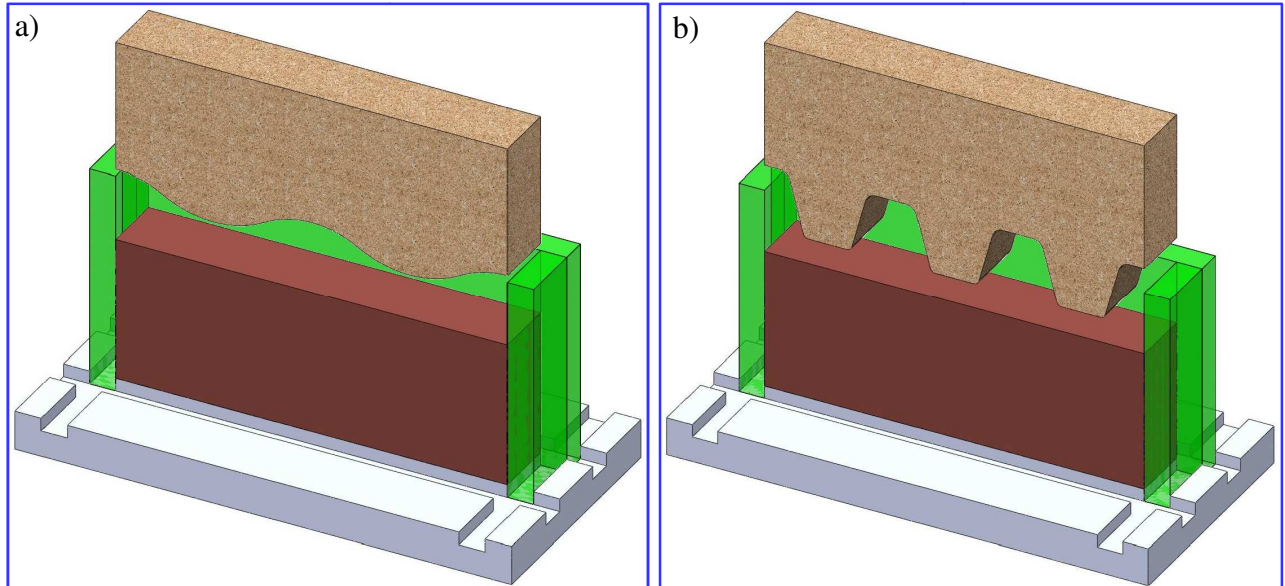
$R_z = 0,01 [\mu\text{m}]$	$\mu_1 \approx 0$	
$R_z = 1 [\mu\text{m}]$	$\mu_2 > 0$ $\mu_2 \gg \mu_1$	
$R_z = 500 [\mu\text{m}]$	$\mu_3 \gg \mu_2 > 0$	

Rys. 6.5. Przykładowe powierzchnie stempli zapewniające różne warunki tarcia w obszarze kontaktu

30. Przyrostowa metoda analizy siatek w badaniach procesów walcowania gwintów

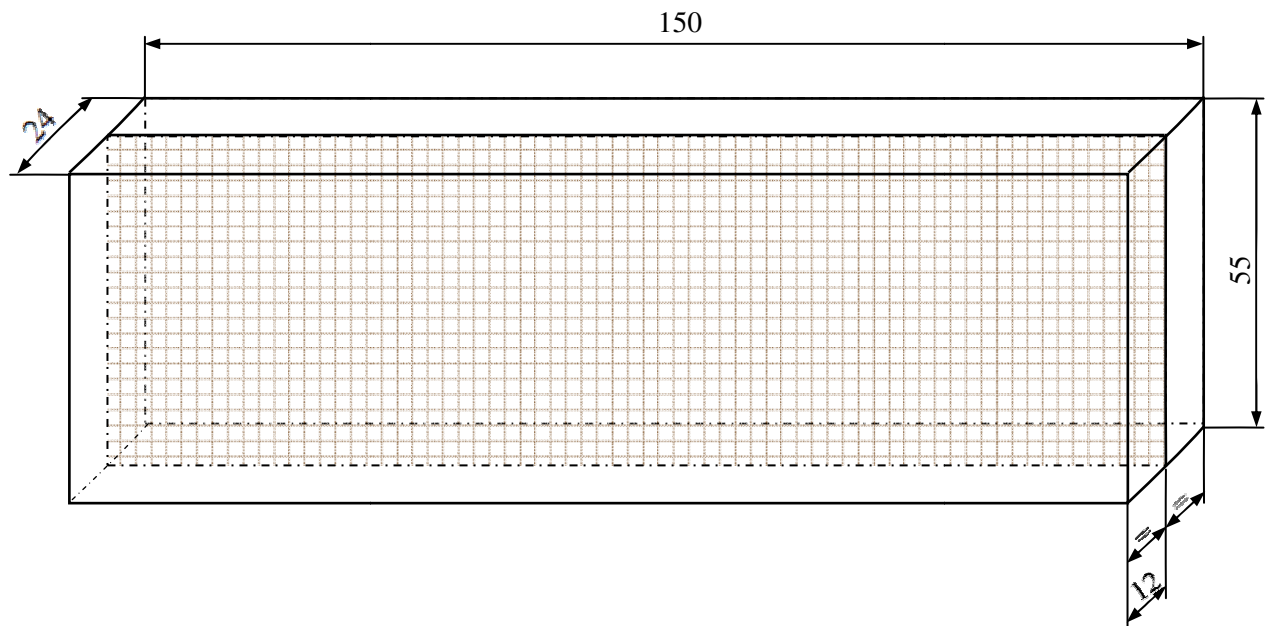
30.1. Technika eksperymentu

Płaskie stany przemieszczenia i odkształcenia podczas badań modelowych procesu walcowania gwintu uzyskano przez odpowiednie ukształtowanie przyrządu, stempla i ściskanej próbki (rys. 6.6).



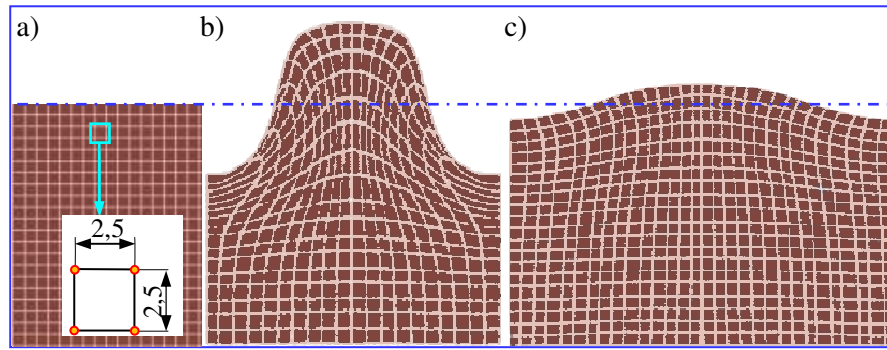
Rys. 6.6. Przyrząd do wygnięcia zarysu gwintu łukowego i trapezowego w płaskim stanie odkształcenia

Dwuczęściową próbkę, pokazaną na rys 6.7, wykonano z plasteliny. Na powierzchni podziału każdej połówki nanoszono siatkę o kształtach, wymiarach oczek i usytuowaniu rodzin linii jak na rys. 6.8. Przecięcia linii siatek tworzą punkty materialne, z przemieszczeń których określa się kinematykę procesu. Linie siatki nanoszono specjalnym przyrządem.



Rys. 6.7. Próbka do badań modelowych procesu walcowania gwintu

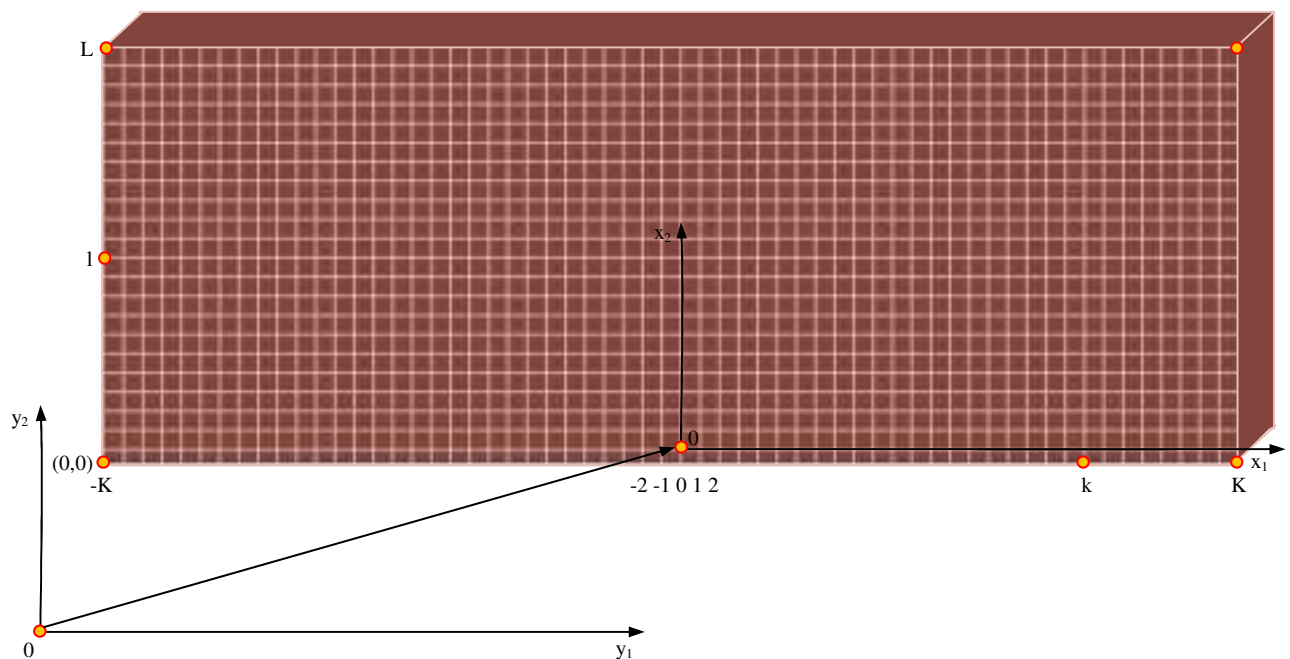
W procesie wyciskania zarysu gwintu siatka złożona z linii przecinających się pod kątem prostym przekształcała się w siatkę, złożoną z krzywych (rys. 6.8).



Rys. 6.8. Siatka kwadratowa przed odkształceniem (a) i po odkształceniu: zarys trapezowy (b), zarys łukowy (c)

30.2. Pomiary siatek

Siatkę o geometrii ustalonej w próbach wstępnych naniesiono na powierzchnię podziału próbki i przystąpiono do pomiaru położenia węzłów. Pomiary siatek sprowadzają się do pomiaru współrzędnych węzłów tych siatek. Współrzędne węzłów wyznaczono w związanym z próbką kartezjańskim układzie odniesienia, usytuowanym w sposób pokazany na rys. 6.9. W kolejnych stadiach procesu ("krok po kroku"), w chwilach t i $\tau = t + \Delta t$, tj. dla różnych wartości zagłębienia stempla $w^* = k_g \cdot w$, obserwowano i rejestrowano (fotografowano) odkształcenia naniesionej siatki, a następnie mierzono za pomocą mikroskopu WERTH z odczytem cyfrowym z dokładnością do 0,001 mm współrzędne x_j , $i=1,2$ węzłów w modelu, w jego układzie odniesienia $\{y_1\}$. Wartości tych współrzędnych transformowano do układu odniesienia związanego z siatką próbki $\{x_1\}$ równoważnemu układowi $\{y, z\}$. Próbkę ustawia się na stoliku mikroskopu tak, aby oś y_2 była równoległa do osi symetrii próbki.



Rys. 6.9. Widok próbki z naniesioną siatką kwadratową oraz układy współrzędnych odniesienia $\{0y_1y_2\}$ i lokalny $\{0x_1x_2\}$

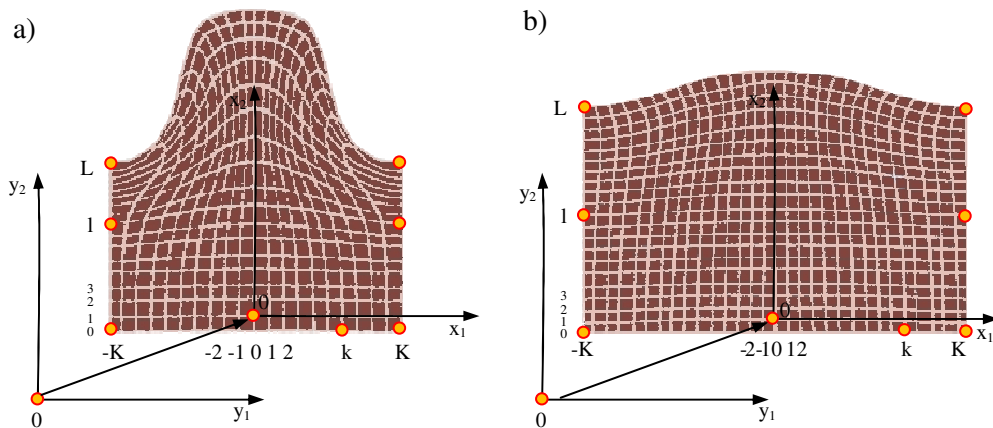
Wyniki pomiarów współrzędnych węzłów siatki zestawiano w postaci macierzy ${}^0X_i^{(k,l)}$ dla próbki w stanie nieodkształconym i w postaci macierzy współrzędnych przestrzenno-czasowych ${}^\tau X_i^{(k,l)}$ dla próbki po odkształceniu. Jedno elementarne pole odpowiadało jednej współrzędnej czasowej węzła siatki.

Wskaźnikami w nawiasach oznaczono numer węzła, przy czym $k=0; \pm 1, \pm 2, \dots, \pm K$, $l=0, 1, 2, \dots, L$. Wskaźnik $i=1, 2$ poza nawiasem oznacza numer współrzędnej. Indeks górny lewy t oznacza początek kroku odpowiadający zagłębieniu ${}^t w$ stempla, natomiast τ - koniec kroku odpowiadający zagłębieniu $\tau w = {}^t w + \Delta w$, przy czym Δw jest przyrostem zagłębienia na kroku. Wyniki pomiarów dokonane w układzie $\{0y_1y_2\}$, transformuje się do układu związanego z siatką próbki $\{0x_1x_2\}$ poprzez ich translację:

$${}^t X_i^{(k,l)} = {}^t y_i^{(k,l)} - {}^t y_i^{(0,0)}, \quad (6.5)$$

$$\tau X_i^{(k,l)} = \tau y_i^{(k,l)} - \tau y_i^{(0,0)}. \quad (6.6)$$

Przyjęto, zgodnie z rys. 6.9 i 6.10, że początek układu odniesienia $\{0x_1x_2\}$ znajduje się w węźle $(k, l) = (0, 0)$. Literami dużymi oznaczono współrzędne materialne.



Rys. 6.10. Widok próbki z naniesioną siatką po deformacji: a) zarys trapezowy, b) zarys łukowy

30.3. Kinematyka procesu wyciskania gwintu

30.3.1. Równanie linii prądu

Linie prądu wyznaczone są przez ślady cząstek materialnych w procesie odkształcania. Linie prądu wyznacza się śledząc położenia cząstek w kolejnych stadiach procesu. Do wyznaczenia pochodnych czasowych (np. prędkości punktów, prędkości przemieszczeń itp.) potrzebny jest parametr czasu jako zmienna niezależna. Parametr ten określają odcinki czasowe między przerwami procesu, lub między momentami rejestracji geometrii siatek. Otrzymuje się wtedy ciąg przyrostów czasowych Δt_q dla $q=1, 2, \dots, Q$. W przypadkach, kiedy początkowa odległość między sąsiednimi węzłami w kierunku wyciskania jest stała, parametr czasu międzywęzłowego przyjmuje stałą wartość dla wszystkich węzłów $\Delta t^{(k,l)} = \Delta t$.

30.3.2. Pole przemieszczeń i prędkości przemieszczeń

Współrzędne węzłów siatki na początku i na końcu kroku określają w sposób dyskretny pole przemieszczeń tj. składowe przemieszczenia ${}^t r_i^{(j)}$ oraz $\tau r_i^{(j)}$ jako różnicę współrzędnych j -tego węzła ze wzorów:

$${}^t r_i^{(k,l)} = {}^t X_i^{(k,l)} - {}^0 X_i^{(k,l)}, \quad \tau r_i^{(k,l)} = \tau X_i^{(k,l)} - {}^0 X_i^{(k,l)}. \quad (6.7)$$

i są danymi wyjściowymi do wyznaczenia kinematyki procesu. Następnie obliczono poszukiwane przyrosty przemieszczenia $\Delta r_i^{(k,l)}$ dowolnego węzła (k, l) na kroku ${}^t w \rightarrow \tau w = {}^t w + \Delta w$ ze wzoru:

$$\Delta r_i^{(k,l)} = \tau r_i^{(k,l)} - {}^t r_i^{(k,l)} = \tau X_i^{(k,l)} - {}^t X_i^{(k,l)}, \quad i = 1, 2; \quad k = \pm 1, \pm 2, \dots, \pm K, \quad l = 0, 1, \dots, L \quad (6.8)$$

Pole prędkości przemieszczeń określamy z definicji przyrostowej:

$$v_i^{(k,l)} = \frac{\Delta r_i^{(k,l)}}{\Delta t}, \quad (6.9)$$

gdzie przyrost przemieszczania $\Delta r_i^{(k,l)}$ wyznacza wzór (6.8).

30.3.3. Wyznaczenie składowych gradientu przyrostów przemieszczania

Z definicji pochodnej kierunkowej [Bed1981] otrzymuje się układ dwu równań ($i = 1, 2$) z czterema niewiadomymi:

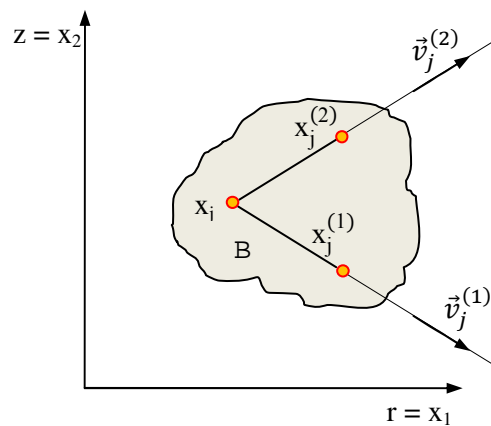
$$v_j^{(n)} \cdot \Delta r_{i,j} = \frac{\Delta^2 r_j^{(n)}}{\Delta s^{(n)}}, \quad \text{dla } i, j = 1, 2, \quad (6.10)$$

gdzie:

$\Delta r_{i,j}$ – wyznaczone składowe gradientu wektora przyrostu przemieszczeń w węźle, gdzie przecinek oznacza pochodną cząstkową przyrostu przemieszczenia względem odpowiedniej osi układu współrzędnych,

$v_j^{(n)} = \frac{x_j^{(n)} - x_j}{\Delta s^{(n)}}$ – wektor kierunkowy, którego współrzędne są kosinusami kierunkowymi dla kierunku \mathbf{v} ,

$\Delta s^{(n)} = \sqrt{(x_1^{(n)} - x_1)^2 + (x_2^{(n)} - x_2)^2}$ – odległość punktu $x_i^{(n)}$ z bliskiego otoczenia rozpatrywanego punktu x_i (rys. 6.11).



Rys. 6.11. Wyróżnione kierunki $v_j^{(1)}$ i $v_j^{(2)}$ dla rozpatrywanego punktu x_j

W opisywanym przypadku płaskiego stanu odkształcenia, składowe gradientu wektora przyrostu przemieszczenia w poszczególnych węzłach siatki są niewiadomymi układu dwóch równań [Alm1982]:

$$(x_1^{(j)(n)} - x_1) \cdot \Delta r_{1,1} + (x_2^{(j)(n)} - x_2) \cdot \Delta r_{1,2} = \Delta^2 r_1^{(j)(n)} \quad (6.11a)$$

$$-(x_2^{(j)(n)} - x_2) \cdot \Delta r_{2,1} + (x_1^{(j)(n)} - x_1) \cdot \Delta r_{2,2} = \Delta^2 r_2^{(j)(n)} \quad (6.11b)$$

z trzema niewiadomymi, gdzie:

$x_i^{(j)}$ – współrzędna węzła, w którym oblicza się składowe gradientu, $i = 1, 2$,

$x_i^{(j)(n)}$ – współrzędne węzła leżącego na kierunku n , w którym wyznacza się gradient wektora

przyrostu przemieszczenia,
 $\Delta r_1^{(j)(n)}$, $\Delta r_2^{(j)(n)}$ – przyrosty składowych wektora przyrostu przemieszczenia w j-tym węźle, na kierunku n, wyznaczone z pomiarów położenia węzłów (wzór (6.6)).

Warunek nieściśliwości, ma postać:

$$\Delta \epsilon_{11} + \Delta \epsilon_{22} + \Delta \epsilon_{33} = 0, \quad (6.12)$$

natomiast składowe tensora przyrostu odkształceń wynoszą:

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{11} &= \Delta r_{1,1}, \\ \Delta \epsilon_{22} &= \frac{\Delta r_1}{x_1}, \\ \Delta \epsilon_{33} &= \Delta r_{2,2}, \\ \Delta \epsilon_{12} &= \frac{1}{2} (\Delta r_{1,2} + \Delta r_{2,1}). \end{aligned} \quad (6.13)$$

Wykorzystując definicję (6.13), warunek nieściśliwości (6.12) przyjmie postać

$$\Delta r_{1,1} + \frac{\Delta r_1}{x_1} + \Delta r_{2,2} = 0. \quad (6.14)$$

Z tego warunku, przy założeniu płaskiego stanu odkształceń, wyznaczamy składową:

$$\Delta r_{2,2} = -\Delta r_{1,1} - \frac{\Delta r_1}{x_1}. \quad (6.15)$$

Wykorzystując warunek (6.13) można wyeliminować składową $\Delta r_{2,2}$ z układu (6.9) a sam układ zapisać w postaci:

$$\begin{aligned} (x_1^{(n)} - x_1) \cdot \Delta u_{1,1} + (x_2^{(n)} - x_2) \cdot \Delta u_{1,2} &= \Delta^2 u_1^{(n)}, \\ -(x_2^{(n)} - x_2) \cdot \Delta u_{1,1} + (x_1^{(n)} - x_1) \cdot \Delta u_{2,1} &= \Delta^2 u_2^{(n)} + \frac{\Delta u_1^{(n)}}{x_1} \Delta s^{(n)}. \end{aligned} \quad (6.16)$$

Układ (6.16) zawiera trzy niewiadome funkcje będące składowymi gradientu przyrostu przemieszczania: $\Delta r_{1,1}$, $\Delta r_{1,2}$, $\Delta r_{2,1}$. Rozwiązanie układu wymaga rozpatrzenia co najmniej dwu kierunków (rys. 6.11) poprowadzone przez węzły sąsiednie otaczające rozpatrywany punkt. Wtedy otrzymany układ równań liniowych jest nadwymiarowy. Po rozwiązaniu układu równań, metodą najmniejszych kwadratów, wyznacza się składowe tensora przyrostu odkształcenia:

$$\Delta \epsilon_{11} = \Delta r_{1,1}, \quad (6.17a)$$

$$\Delta \epsilon_{12} = \frac{1}{2} \cdot (\Delta r_{2,1} + \Delta r_{1,2}), \quad (6.17b)$$

$$\Delta \epsilon_{22} = -\Delta \epsilon_{11} = -\Delta r_{1,1}, \quad (6.17c)$$

przyrost odkształcenia zastępczego z definicji:

$$\Delta \epsilon_z = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(\Delta \epsilon_{11})^2 + (\Delta \epsilon_{12})^2}, \quad (6.18)$$

a odkształcenie zastępcze oblicza się przez sumowanie przyrostów wzdłuż linii prądu:

$$\varepsilon_{zk} = \sum_{m=0}^k \Delta\varepsilon_{zm} , \quad (6.19)$$

Przedstawiona metoda wyznaczania kinematyki procesu walcowania gwintów pozwala obliczyć wartości składowych tensora przyrostu odkształcenia $\Delta\varepsilon_{11}$, $\Delta\varepsilon_{12}$, $\Delta\varepsilon_{22}$, przyrostu odkształcenia zastępczego $\Delta\varepsilon_z$ i odkształcenia zastępczego ε_z w każdym węźle siatki w modelu.

a odkształcenie zastępcze oblicza się przez sumowanie przyrostów wzdłuż linii prądu:

$$\varepsilon_{zk} = \sum_{m=0}^k \Delta\varepsilon_{zm}, \quad (6.19)$$

Przedstawiona metoda wyznaczania kinematyki procesu walcowania gwintów pozwala obliczyć wartości składowych tensora przyrostu odkształcenia $\Delta\varepsilon_{11}$, $\Delta\varepsilon_{12}$, $\Delta\varepsilon_{22}$, przyrostu odkształcenia zastępczego $\Delta\varepsilon_z$ i odkształcenia zastępczego ε_z w każdym węźle siatki w modelu.

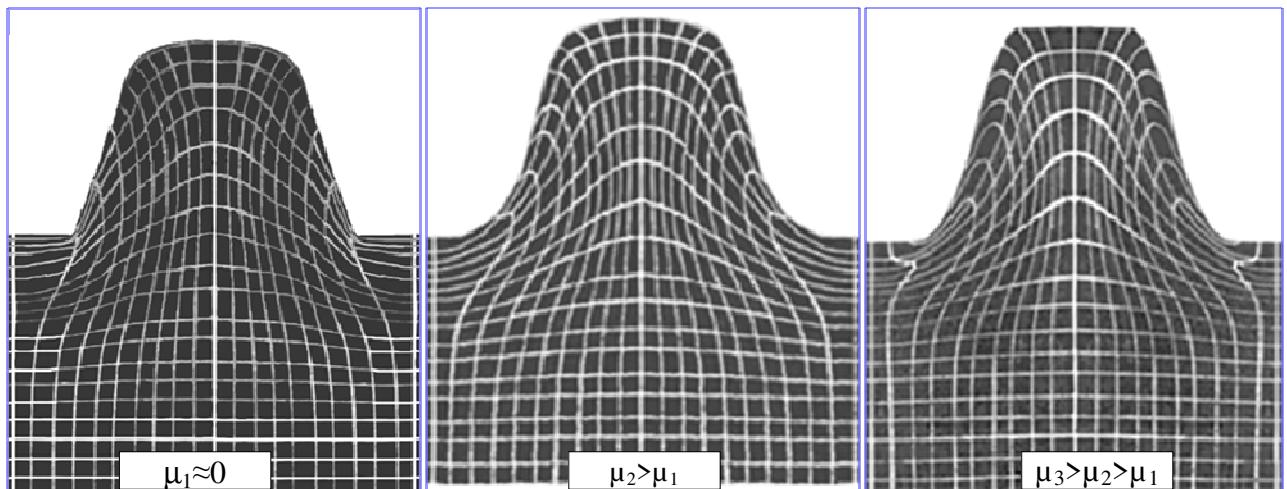
31. Badania modelowe mechanizmu plastycznego płynięcia tworzywa modelowego w procesie kształtowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym

Do badań modelowych zastosowano próbki w kształcie prostokąta o wymiarach jak na rysunku 6.7. Na powierzchni próbek naniesiono siatkę kwadratowych elementów skończonych (rys. 15.1) o wymiarach $2,5 \times 2,5$ mm×mm (rys. 6.8). Dwie próbki złączone stronami z naniesioną siatką zamknięto w metalowej formie (rys. 6.6). Następnie próbki poddano deformacji przez pionowe przesunięcie ruchem prostoliniowym modelowego stempla o zarysie odpowiadającym zarysowi badanego gwintu (rys. 6.4). Zagłębienie stempla ustalano zależnie od zarysu gwintu i skali geometrycznej k_g . W badaniach, dla każdego zarysu, określano przemieszczenia punktów węzłowych naniesionej siatki kwadratowej w zależności od zagłębienia stempla, stanu jego powierzchni czynnej oraz zastosowania środka smarującego, mającego uwzględniać wpływ cieczy chłodząco-smarującej stosowanej w warunkach rzeczywistych.

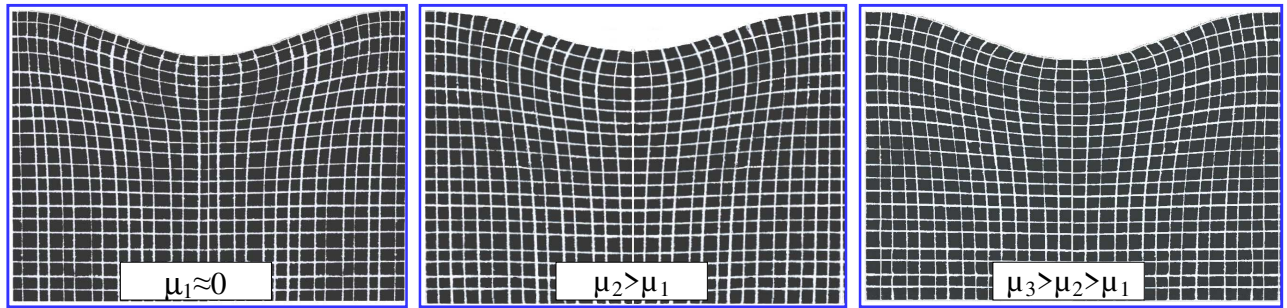
31.1. Badania wpływu współczynnika tarcia na stan przemieszczenia tworzywa modelowego

W celu określenia wpływu współczynnika tarcia na mechanizm plastycznego płynięcia tworzywa modelowego przeprowadzono badania wykorzystując specjalnie przygotowane stemple, których powierzchnie robocze posiadały różną chropowatość (rys. 6.5). Dodatkowo na powierzchnie robocze stempli oklejono folią nanoszono smar silikonowy, uzyskując bardzo mały współczynnik tarcia, zbliżony do zera.

Widok odkształconej siatki elementów skończonych dla gwintów o zarysie trapezowym, kształtowanych stemplami o różnym zarysie części wierzchołkowej, przedstawiono na rysunku 6.12, natomiast widok odkształconej siatki elementów skończonych dla gwintów o zarysie łukowym przedstawiono na rysunku 6.13. Ze względu na symetrię zarysu przedstawiono jedynie jego fragment.

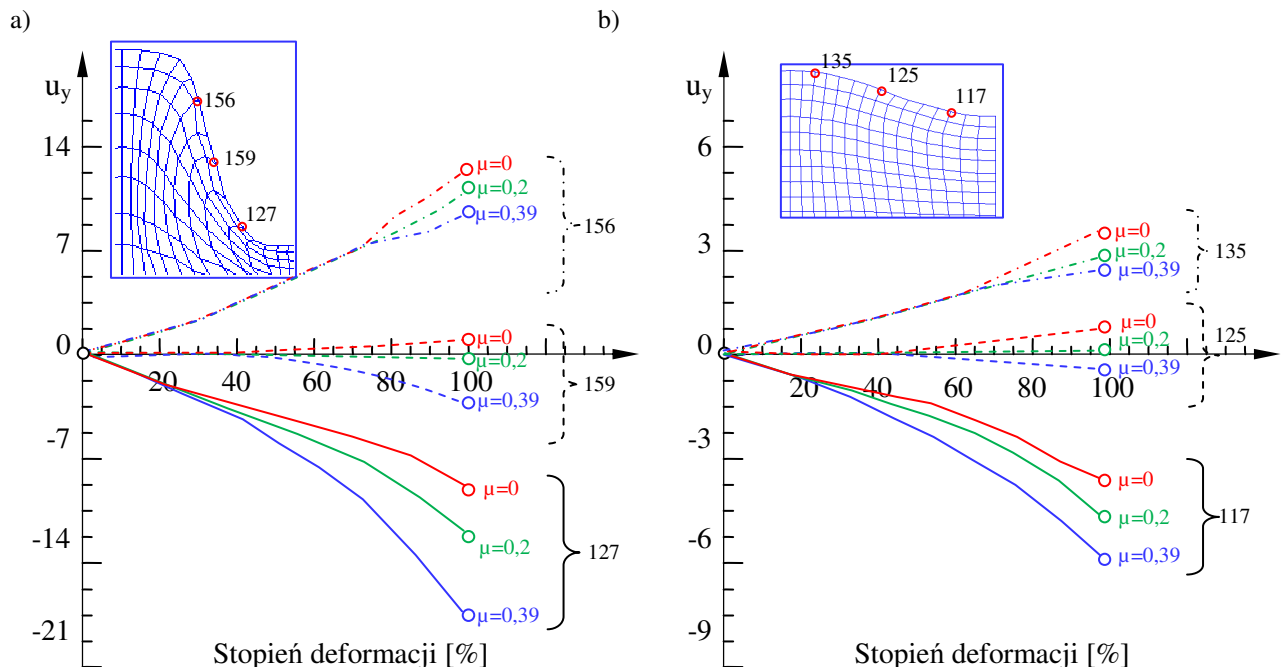


Rys. 6.12. Widok siatki koordynacyjnej po procesie kształtowania gwintu o zarysie trapezowym dla różnych wartości współczynnika tarcia



Rys. 6.13. Widok siatki koordynacyjnej po procesie kształtowania gwintu o zarysie łukowym dla różnych wartości współczynnika tarcia

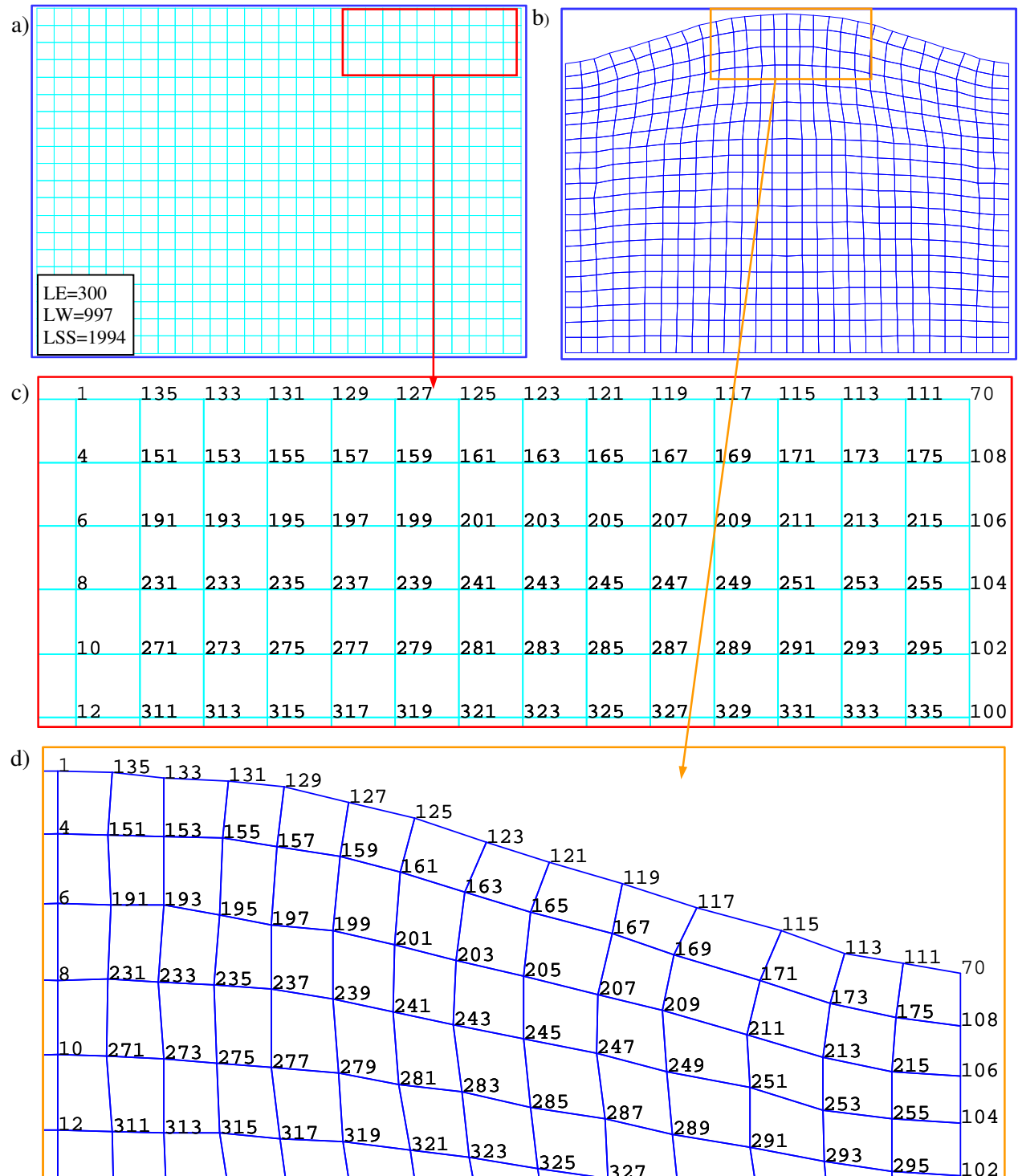
Z rysunków wynika istotny wpływ współczynnika tarcia na stan przemieszczeń punktów węzłowych a zatem i na stan odkształceń materiału. W przypadku braku tarcia w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem (rys. 6.12a i 6.13a), podczas kształtowania zarysu gwintu, materiał nie jest hamowany przez stempel i swobodnie ślizga się wzdłuż płaszczyzny kontaktu. Widoczny jest brak zakrzywienia linii pionowych siatki elementów skończonych. Wzrost współczynnika tarcia powoduje wzrost hamowania przemieszczania się materiału. Dla dużych wartości współczynnika tarcia (rys. 6.12c i 6.13c) następuje silne hamowanie materiału w obszarze kontaktu. Powstają również obszary przylegania materiału. Następuje wówczas większe przemieszczanie się materiału w obszarach położonych dalej od strefy kontaktu. Uwidacznia się to zakrzywieniem linii pionowych siatki w stronę dna gwintu, głównie w obszarach położonych w pobliżu strefy kontaktu. Zjawisko to potwierdzają również wykresy przemieszczeń pionowych u_y charakterystycznych punktów węzłowych (tj. w pobliżu wierzchołka - węzeł 158, w połowie boku - węzeł 160 i w pobliżu dna - węzeł 127), wywołanych siłami kontaktowymi podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym i łukowym w różnych warunkach tarcia (rys. 6.14).



Rys. 6.14. Wykresy przemieszczeń u_y charakterystycznych punktów kontaktowych podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym (a) i łukowym (b) dla różnych współczynników tarcia

32. Warunki brzegowe dla przemieszczeń

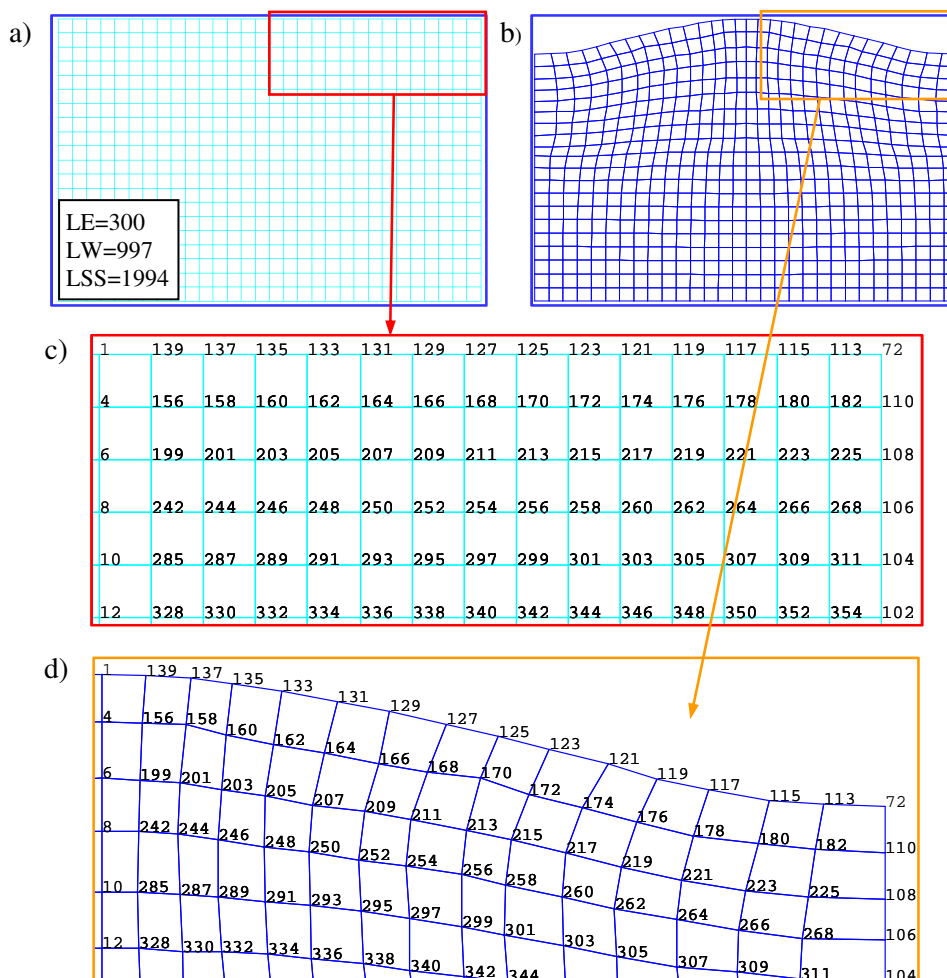
Przemieszczenia węzłów wyznaczono zgodnie z metodyką opisaną w punkcie 30, oddzielnie dla każdego zarysu gwintu i dla różnych współczynników tarcia w obszarach kontaktu. Przykładowe warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów zlokalizowanych w strefa kontaktu, dla współczynnika tarcia $\mu_1 \approx 0$, zamieszczono w tablicach 6.1÷6.3 dla gwintów o zarysie trapezowym oraz w tablicach 6.4÷6.6 dla gwintów o zarysie łukowym.



Rys. 6.15. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 300 elementów skończonych i 997 węzłów, posiadający 1994 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie łukowym, $\mu_1 \approx 0$)

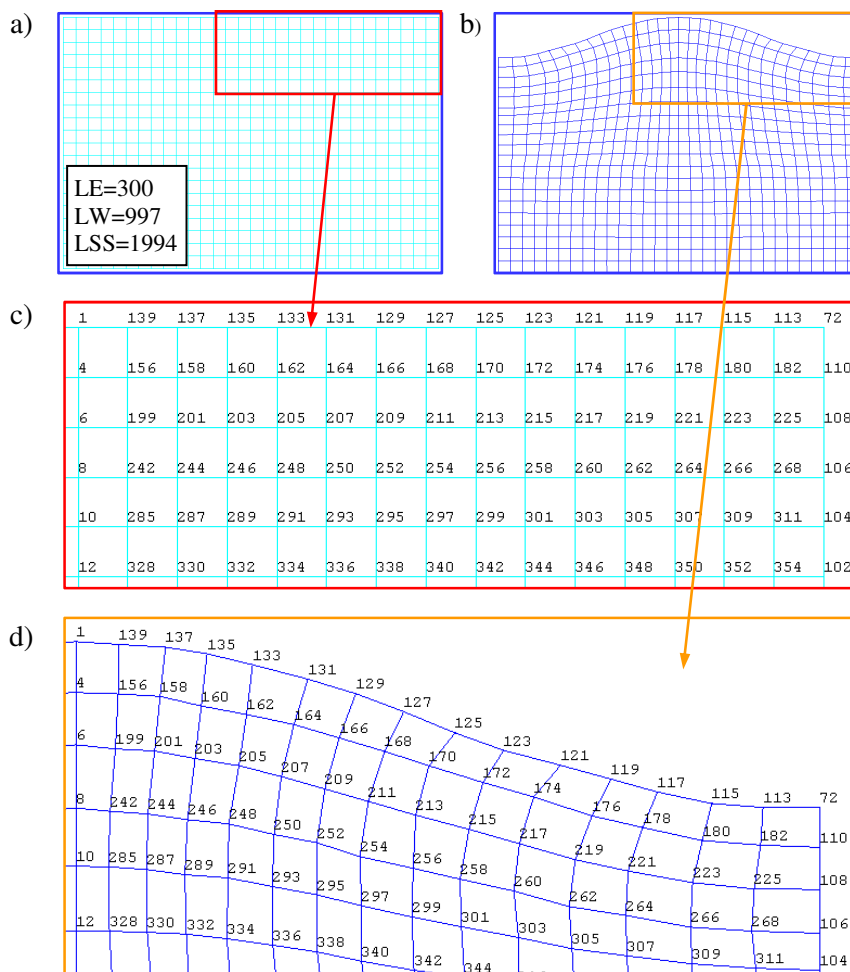
Tab. 6.1. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.15c (gwint o zarysie łukowym, $\mu_1 \approx 0$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ
1	UX	0,000	123	UY	0,802	167	UX	-0,997	209	UY	-0,730
1	UY	3,561	125	UX	-1,147	167	UY	-0,241	211	UX	-0,743
4	UX	0,000	125	UY	1,752	169	UX	-1,074	211	UY	-1,696
4	UY	3,653	127	UX	-1,217	169	UY	-1,095	213	UX	-0,325
6	UX	0,000	127	UY	2,344	171	UX	-0,249	213	UY	-2,570
6	UY	3,413	129	UX	-1,182	171	UY	-2,100	215	UX	-0,163
8	UX	0,000	129	UY	2,936	173	UX	-0,026	215	UY	-3,137
8	UY	2,93	131	UX	-0,843	173	UY	-2,972	231	UX	-0,524
10	UX	0,000	131	UY	3,171	175	UX	-0,013	231	UY	2,963
10	UY	2,504	133	UX	-0,862	175	UY	-3,514	233	UX	-1,073
70	UX	0,000	133	UY	3,307	191	UX	-0,445	233	UY	2,867
70	UY	-4,300	135	UX	-0,360	191	UY	3,382	235	UX	-1,408
106	UX	0,000	135	UY	3,493	193	UX	-0,889	235	UY	2,718
106	UY	-3,331	151	UX	-0,506	193	UY	3,347	237	UX	-1,719
108	UX	0,000	151	UY	3,575	195	UX	-1,201	237	UY	2,562
108	UY	-3,847	153	UX	-0,887	195	UY	2,992	239	UX	-1,789
111	UX	0,263	153	UY	3,542	197	UX	-1,694	239	UY	2,187
111	UY	-3,929	155	UX	-1,080	197	UY	2,594	241	UX	-1,976
113	UX	0,526	155	UY	3,469	199	UX	-1,834	241	UY	1,688
113	UY	-3,558	157	UX	-1,494	199	UY	2,352	243	UX	-2,170
115	UX	0,577	157	UY	3,144	201	UX	-1,921	243	UY	1,194
115	UY	-2,644	159	UX	-1,557	201	UY	1,790	245	UX	-1,946
117	UX	-0,202	159	UY	2,743	203	UX	-2,057	245	UY	0,637
117	UY	-1,731	161	UX	-1,686	203	UY	1,180	247	UX	-1,625
119	UX	-0,587	161	UY	2,133	205	UX	-1,958	247	UY	0,007
119	UY	-0,786	163	UX	-1,701	205	UY	0,562	249	UX	-1,399
121	UX	-0,953	163	UY	1,360	207	UX	-1,522	249	UY	-0,631
121	UY	0,046	165	UX	-1,633	207	UY	-0,146			
123	UX	-0,847	165	UY	0,586	209	UX	-1,532			

Rys. 6.16. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 300 elementów skończonych i 997 węzłów, posiadający 1994 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie łukowym, $\mu_2 > \mu_1$)

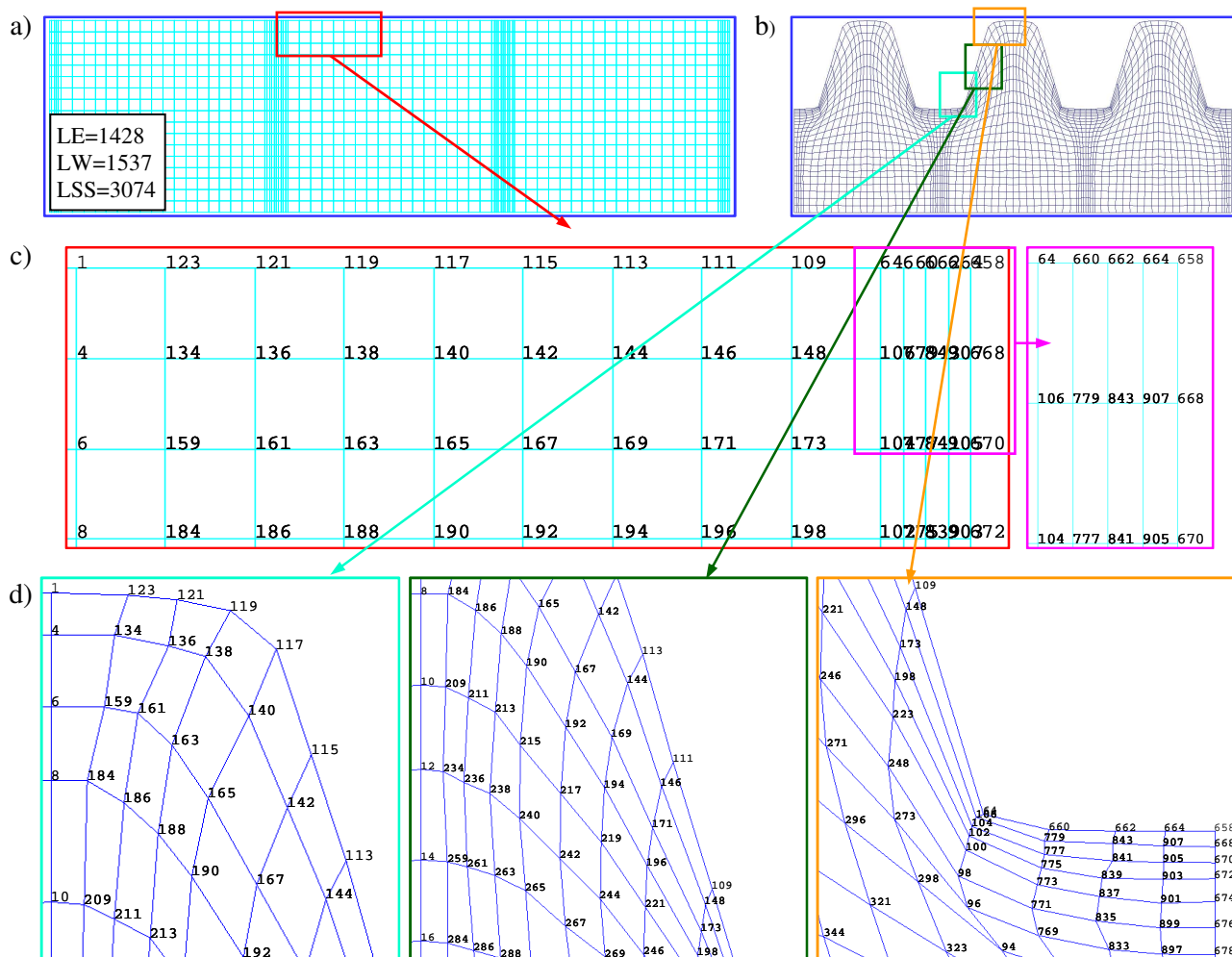
Tab. 6.2. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.16c (gwint o zarysie łukowym, $\mu_2 > \mu_1$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ DLA WYBRANYCH PUNKTÓW WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ
1	UX	0,000	96	UY	-2,760	119	UY	-5,088	164	UY	-1,350
1	UY	-0,138	97	UX	0,000	121	UX	-0,756	166	UX	-1,762
3	UX	0,000	98	UX	0,000	121	UY	-4,384	166	UY	-1,863
4	UX	0,000	98	UY	-3,217	123	UX	-1,091	168	UX	-1,922
4	UY	0,128	99	UX	0,000	123	UY	-3,711	168	UY	-2,275
5	UX	0,000	100	UX	0,000	125	UX	-1,031	170	UX	-1,907
6	UX	0,000	100	UY	-3,580	125	UY	-3,089	170	UY	-2,570
6	UY	-0,698	101	UX	0,000	127	UX	-1,036	172	UX	-2,059
7	UX	0,000	102	UX	0,000	127	UY	-2,467	172	UY	-3,334
8	UX	0,000	102	UY	-4,145	129	UX	-1,256	174	UX	-1,995
8	UY	-0,805	103	UX	0,000	129	UY	-1,875	174	UY	-3,933
9	UX	0,000	104	UX	0,000	131	UX	-1,253	176	UX	-1,878
10	UX	0,000	104	UY	-4,743	131	UY	-1,436	176	UY	-4,655
10	UY	-0,497	105	UX	0,000	133	UX	-1,415	178	UX	-1,682
11	UX	0,000	106	UX	0,000	133	UY	-0,930	178	UY	-5,320
12	UX	0,000	106	UY	-5,249	135	UX	-1,254	180	UX	-1,061
12	UY	-0,62	107	UX	0,000	135	UY	-0,596	180	UY	-5,671
13	UX	0,000	108	UX	0,000	137	UX	-0,779	182	UX	-0,818
14	UX	0,000	108	UY	-5,810	137	UY	-0,262	182	UY	-5,925
14	UY	-1,048	109	UX	0,000	139	UX	-0,435	199	UX	-0,699
15	UX	0,000	110	UX	0,000	139	UY	-0,148	199	UY	-0,161
16	UX	0,000	110	UY	-6,100	156	UX	-0,595	201	UX	-1,279
16	UY	-1,114	111	UX	0,000	156	UY	0,667	201	UY	-0,248
17	UX	0,000	113	UX	-0,447	158	UX	-1,015	203	UX	-1,812
18	UX	0,000	113	UY	-6,264	158	UY	-0,221	203	UY	-0,588
18	UY	-1,144	115	UX	-0,558	160	UX	-1,563	205	UX	-2,172
19	UX	0,000	115	UY	-6,101	160	UY	-0,496	205	UY	-0,890
72	UX	0,000	117	UX	-0,925	162	UX	-1,809	207	UX	-2,429
72	UY	-6,386	117	UY	-5,636	162	UY	-0,969	207	UY	-1,319
96	UX	0,000	119	UX	-0,959	164	UX	-1,883	209	UX	-2,414

Rys. 6.17. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 300 elementów skończonych i 997 węzłów, posiadający 1994 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie łukowym, $\mu_3 > \mu_2 > \mu_1$)

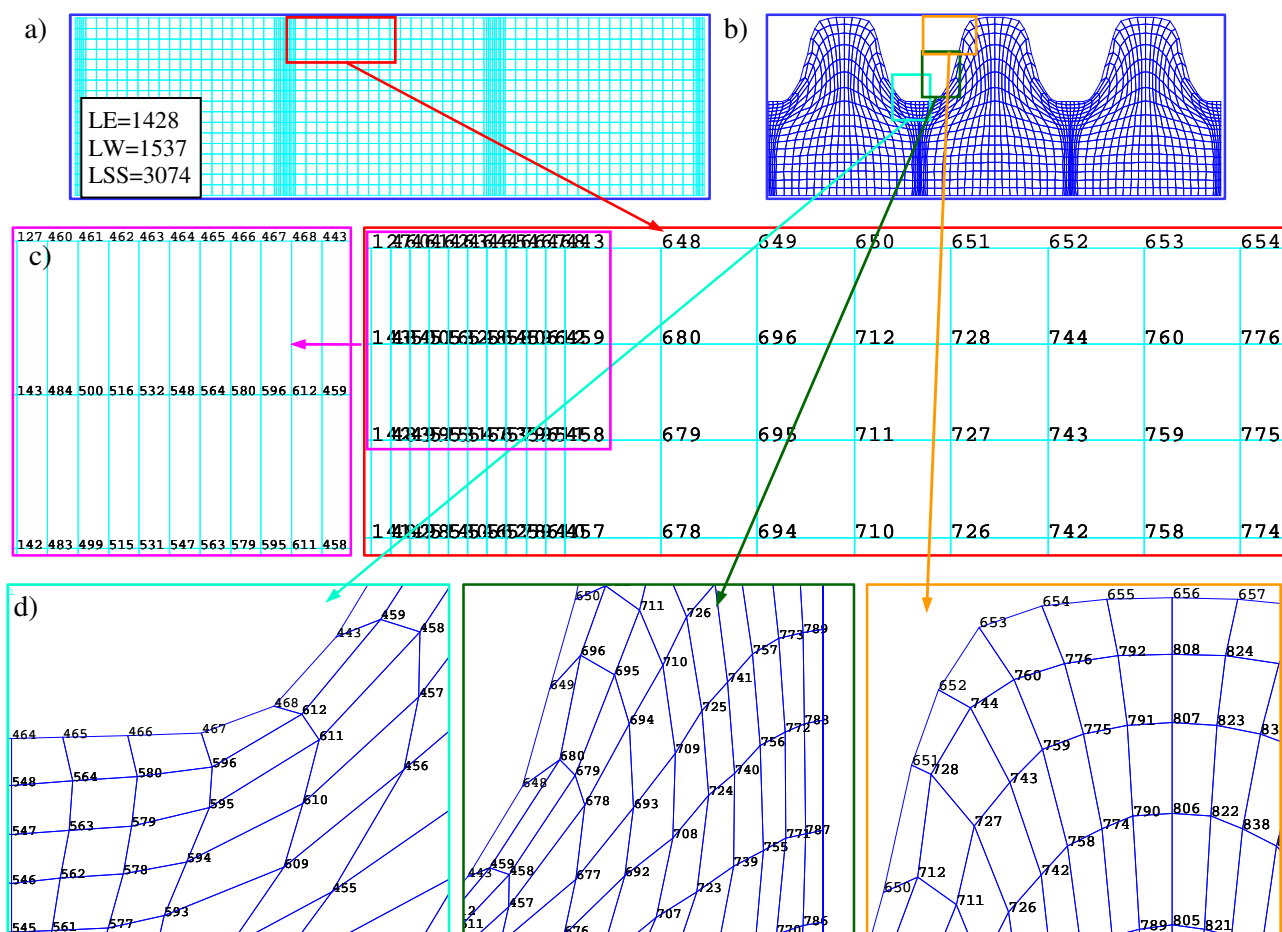
Tab. 6.3. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.17c (gwint o zarysie łukowym, $\mu_3 > \mu_2 > \mu_1$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ DLA WYBRANYCH PUNKTÓW WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ
1	UX	0,000	108	UY	-4,465	137	UX	-0,477	180	UY	-4,505
1	UY	3,000	109	UX	0,000	137	UY	2,721	182	UX	-0,484
3	UX	0,000	110	UX	0,000	139	UX	-0,347	182	UY	-4,737
4	UX	0,000	110	UY	-4,848	139	UY	2,860	199	UX	-0,505
4	UY	2,938	111	UX	0,000	156	UX	-0,369	199	UY	2,605
5	UX	0,000	113	UX	-0,363	156	UY	2,870	201	UX	-1,027
6	UX	0,000	113	UY	-5,343	158	UX	-0,752	201	UY	2,499
6	UY	2,810	115	UX	-0,440	158	UY	2,749	203	UX	-1,492
7	UX	0,000	115	UY	-5,143	160	UX	-1,176	203	UY	2,120
8	UX	0,000	117	UX	-0,689	160	UY	2,261	205	UX	-1,777
8	UY	2,129	117	UY	-4,564	162	UX	-1,394	205	UY	1,760
9	UX	0,000	119	UX	-0,527	162	UY	1,837	207	UX	-2,142
10	UX	0,000	119	UY	-3,913	164	UX	-1,506	207	UY	1,215
10	UY	1,700	121	UX	-0,568	164	UY	1,329	209	UX	-2,449
11	UX	0,000	121	UY	-3,220	166	UX	-1,722	209	UY	0,588
12	UX	0,000	123	UX	-0,932	166	UY	0,657	211	UX	-2,755
12	UY	0,954	123	UY	-2,470	168	UX	-1,939	211	UY	-0,038
13	UX	0,000	125	UX	-0,888	168	UY	-0,016	213	UX	-2,865
14	UX	0,000	125	UY	-1,592	170	UX	-2,200	213	UY	-0,726
72	UX	0,000	127	UX	-0,974	170	UY	-0,746	215	UX	-2,680
72	UY	-5,353	127	UY	-0,522	172	UX	-1,970	215	UY	-1,444
103	UX	0,000	129	UX	-0,889	172	UY	-1,587	217	UX	-2,642
104	UX	0,000	129	UY	0,383	174	UX	-1,919	217	UY	-2,161
104	UY	-3,533	131	UX	-0,803	174	UY	-2,316	219	UX	-2,330
105	UX	0,000	131	UY	1,111	176	UX	-1,479	219	UY	-2,968
106	UX	0,000	133	UX	-1,089	176	UY	-3,266	221	UX	-2,158
106	UY	-4,168	133	UY	1,839	178	UX	-1,424	221	UY	-3,542
107	UX	0,000	135	UX	-0,883	178	UY	-3,850			
108	UX	0,000	135	UY	2,390	180	UX	-0,926			

Rys. 6.18. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 1428 elementów skończonych i 1537 węzłów, posiadający 3074 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie trapezowym, $\mu_1 \approx 0$)

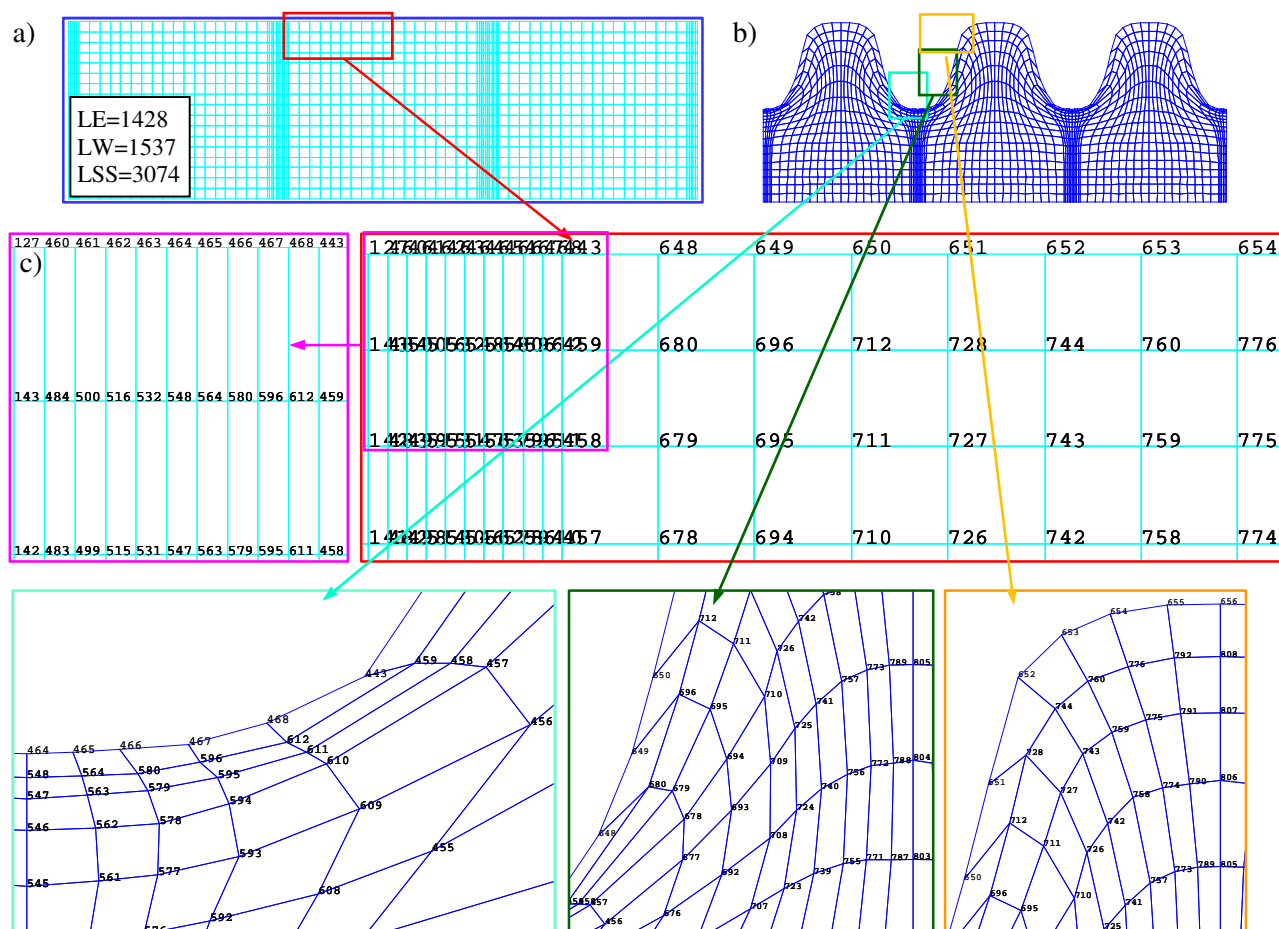
Tab. 6.4. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.18c (gwint o zarysie łukowym, $\mu_1 \approx 0$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ DLA WYBRANYCH PUNKTÓW WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERYNEK	WARTOŚĆ
1	UX	0,000	121	UY	10,400	169	UX	-5,594	664	UY	-19,478
1	UY	10,658	123	UX	0,345	169	UY	1,643	667	UX	0,000
4	UX	0,000	123	UY	10,570	171	UX	-6,094	668	UX	0,000
4	UY	11,596	134	UX	-0,154	171	UY	-2,825	668	UY	-17,540
6	UX	0,000	134	UY	11,596	173	UX	-6,191	669	UX	0,000
6	UY	11,431	136	UX	-0,652	173	UY	-7,932	670	UX	0,000
8	UX	0,000	136	UY	11,196	184	UX	-1,166	670	UY	-15,605
8	UY	11,215	138	UX	-1,786	184	UY	11,204	671	UX	0,000
64	UX	-5,731	138	UY	10,806	186	UX	-2,301	672	UX	0,000
64	UY	-18,880	140	UX	-2,689	186	UY	10,391	672	UY	-13,670
102	UX	-6,242	140	UY	8,605	188	UX	-3,541	673	UX	0,000
102	UY	-12,143	142	UX	-3,756	188	UY	9,246	775	UX	-4,296
104	UX	-6,138	142	UY	5,206	190	UX	-4,795	775	UY	-13,289
104	UY	-14,315	144	UX	-4,824	190	UY	7,660	777	UX	-4,192
106	UX	-5,988	144	UY	1,808	192	UX	-5,379	777	UY	-15,310
106	UY	-16,487	146	UX	-5,648	192	UY	4,667	779	UX	-4,192
109	UX	-5,657	146	UY	-3,260	194	UX	-5,963	779	UY	-17,330
109	UY	-10,834	148	UX	-5,988	194	UY	1,674	839	UX	-2,762
111	UX	-5,076	148	UY	-9,101	196	UX	-6,357	839	UY	-13,651
111	UY	-4,597	159	UX	-0,530	196	UY	-2,182	841	UX	-2,395
113	UX	-4,078	159	UY	11,427	198	UX	-6,372	841	UY	-15,534
113	UY	0,737	161	UX	-1,790	198	UY	-6,600	843	UX	-2,395
115	UX	-2,870	161	UY	11,203	658	UX	0,000	843	UY	-17,416
115	UY	4,658	163	UX	-3,022	658	UY	-19,483	903	UX	-1,228
117	UX	-1,663	163	UY	10,027	660	UX	-4,012	903	UY	-13,692
117	UY	8,579	165	UX	-4,190	660	UY	-19,432	905	UX	-1,198
119	UX	-0,864	165	UY	8,069	662	UX	-2,293	905	UY	-15,597
119	UY	9,999	167	UX	-4,892	662	UY	-19,476	907	UX	-1,198
121	UX	-0,337	167	UY	4,856	664	UX	-1,146	907	UY	-17,503

Rys. 6.19. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 1428 elementów skończonych i 1537 węzłów, posiadający 3074 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie trapezowym, $\mu_2 > \mu_1$)

Tab. 6.5. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.19c (gwint o zarysie trapezowym, $\mu_2 > \mu_1$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ DLA WYBRANYCH PUNKTÓW WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ
443	UX	5,150	578	UX	1,625	654	UX	-0,500	742	UX	4,450
443	UY	-8,875	578	UY	-6,925	654	UY	16,375	742	UY	12,525
457	UX	7,100	579	UX	1,820	655	UX	-0,275	743	UX	3,125
457	UY	-2,775	579	UY	-8,300	655	UY	16,675	743	UY	13,925
458	UX	7,125	580	UX	1,970	656	UX	0,000	744	UX	1,450
458	UY	-3,750	580	UY	-9,650	656	UY	16,725	744	UY	14,575
459	UX	6,200	594	UX	2,625	678	UX	8,250	758	UX	3,075
459	UY	-5,950	594	UY	-6,650	678	UY	2,025	758	UY	13,750
464	UX	0,000	595	UX	3,155	679	UX	7,775	759	UX	2,025
464	UY	-11,250	595	UY	-7,875	679	UY	0,950	759	UY	15,325
465	UX	0,710	596	UX	3,230	680	UX	7,050	760	UX	0,800
465	UY	-11,225	596	UY	-9,425	680	UY	-0,825	760	UY	15,750
466	UX	1,745	610	UX	4,875	694	UX	7,875	774	UX	2,025
466	UY	-11,175	610	UY	-5,275	694	UY	5,875	774	UY	14,475
467	UX	2,980	611	UX	5,250	695	UX	7,150	775	UX	1,250
467	UY	-11,125	611	UY	-6,275	695	UY	5,700	775	UY	15,975
468	UX	4,190	612	UX	4,840	696	UX	5,525	776	UX	0,450
468	UY	-10,500	612	UY	-8,175	696	UY	4,150	776	UY	16,450
546	UX	0,000	648	UX	5,275	710	UX	6,950	790	UX	0,850
546	UY	-7,150	648	UY	-4,575	710	UY	8,650	790	UY	15,000
547	UX	0,000	649	UX	4,075	711	UX	5,850	791	UX	0,600
547	UY	-8,500	649	UY	0,250	711	UY	8,775	791	UY	16,350
548	UX	0,000	650	UX	2,775	712	UX	4,225	792	UX	0,225
548	UY	-9,850	650	UY	4,275	712	UY	7,425	792	UY	16,775
562	UX	0,650	651	UX	1,475	726	UX	5,575	806	UX	0,000
562	UY	-7,025	651	UY	9,675	726	UY	10,950	806	UY	15,125
563	UX	0,860	652	UX	0,100	727	UX	4,125	807	UX	0,000
563	UY	-8,400	652	UY	12,825	727	UY	12,075	807	UY	16,450
564	UX	0,935	653	UX	-0,675	728	UX	2,275	808	UX	0,000
564	UY	-9,750	653	UY	15,475	728	UY	11,775	808	UY	16,850



Rys. 6.20. Widok fragmentu modelu dyskretnego składający się z 1428 elementów skończonych i 1537 węzłów, posiadający 3074 stopni swobody przed deformacją (a) i po deformacji (b) oraz widok numeracji węzłów (c i d) (gwint o zarysie trapezowym, $\mu_3 > \mu_2 > \mu_1$)

Tab. 6.6. Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów jak na rys. 6.20c (gwint o zarysie trapezowym, $\mu_3 > \mu_2 > \mu_1$)

WARRUNKI BRZEGOWE DLA PRZEMIESZCZEŃ DLA WYBRANYCH PUNKTÓW WĘZŁOWYCH											
WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ	WĘZŁ	KIERUNEK	WARTOŚĆ
443	UX	3,400	564	UY	-10,325	653	UX	-0,975	727	UY	10,575
443	UY	-11,075	578	UX	1,320	653	UY	13,950	728	UX	2,125
457	UX	5,525	578	UY	-6,150	654	UX	-0,900	728	UY	10,075
457	UY	-3,425	579	UX	1,120	654	UY	15,075	742	UX	3,975
458	UX	4,900	579	UY	-8,075	655	UX	-0,350	742	UY	11,450
458	UY	-5,850	580	UX	0,945	655	UY	15,525	743	UX	2,650
459	UX	4,275	580	UY	-10,275	656	UX	0,000	743	UY	12,625
459	UY	-8,350	594	UX	2,030	656	UY	15,600	744	UX	1,175
464	UX	0,000	594	UY	-5,800	678	UX	7,975	744	UY	12,525
464	UY	-12,425	595	UX	1,830	678	UY	1,075	758	UX	2,825
465	UX	0,310	595	UY	-7,850	679	UX	7,350	758	UY	12,825
465	UY	-12,400	596	UX	1,530	679	UY	0,500	759	UX	1,700
466	UX	0,620	596	UY	-10,075	680	UX	6,100	759	UY	13,775
466	UY	-12,350	610	UX	3,240	680	UY	-2,225	760	UX	0,425
467	UX	1,330	610	UY	-5,100	694	UX	7,725	760	UY	14,000
467	UY	-12,275	611	UX	2,890	694	UY	4,225	774	UX	1,900
468	UX	2,190	611	UY	-7,400	695	UX	6,850	774	UY	13,325
468	UY	-11,900	612	UX	2,540	695	UY	4,325	775	UX	1,000
546	UX	0,000	612	UY	-9,725	696	UX	5,200	775	UY	14,450
546	UY	-6,275	648	UX	3,475	696	UY	2,625	776	UX	0,750
547	UX	0,000	648	UY	-7,275	710	UX	7,200	776	UY	14,775
547	UY	-8,225	649	UX	2,700	710	UY	7,500	790	UX	0,825
548	UX	0,000	649	UY	-3,025	711	UX	5,550	790	UY	13,550
548	UY	-10,350	650	UX	1,325	711	UY	7,750	791	UX	0,375
562	UX	0,710	650	UY	0,975	712	UX	3,750	791	UY	14,775
562	UY	-6,225	651	UX	0,100	712	UY	6,475	792	UX	0,250
563	UX	0,560	651	UY	5,975	726	UX	5,375	792	UY	15,225
563	UY	-8,150	652	UX	-0,800	726	UY	9,900			
564	UX	0,460	652	UY	11,725	727	UX	3,975			

Wyznaczone warunki brzegowe dla przemieszczeń wykorzystuje się do symulacji numerycznych procesu kształtowania zarysu gwintów na tworzywie modelowym

33. Symulacje numeryczne procesu kształtowania zarysu gwintów na tworzywie modelowym

Analiza numeryczna jest cennym narzędziem pozwalającym na rozszerzenie przedziału czasu i poznanie zjawisk, których badanie eksperymentalne jest wykluczone lub bardzo kosztowne. Przeprowadzenie analizy numerycznej możliwe jest nawet dla bardzo skomplikowanych modeli matematycznych, także przy braku znajomości warunków brzegowych, zwłaszcza w obszarach kontaktu. Zwiększenie dokładności i efektywności procesu walcowania oraz jakości gwintu przy jednoczesnym zmniejszeniu kosztów procesu powoduje, że coraz częściej zachodzi potrzeba rozwiązywania problemów trudnych lub niemożliwych do rozwiązania na drodze eksperymentalnej. Są to głównie zjawiska występujące w małych obszarach, przebiegające z dużymi prędkościami, trwające bardzo krótko, a decydujące o wynikach procesu walcowania. Do problemów takich należą w szczególności:

- tarcie, przyleganie i poślizg,
- przemieszczenia, odkształcenia materiału oraz naprężenia w gwincie,
- zmienność właściwości materiału obrabianego w trakcie obróbki.

Analiza numeryczna pozwala również na określenie:

- wpływu rodzaju i historii materiału oraz geometrii narzędzia na jakość technologiczną gwintu,
- wpływu warunków walcowania na stan obciążenia walców oraz na stany przemieszczeń i odkształceń w gwincie.

Poznanie tych zagadnień jest istotne dla prawidłowego projektowania procesu technologicznego walcowania gwintów.

W zależności od rodzaju analizy możliwe jest rozpatrywanie całego układu obróbkowego lub też wyłącznie jego wydzielonej części składającej się z fragmentu przedmiotu i walca. W pierwszym przypadku możliwe jest wykonywanie bardzo skomplikowanych obliczeń przy użyciu komputerów o wielkiej mocy obliczeniowej ze względu na olbrzymią liczbę układów równań wynoszącą nawet kilka milionów. W drugim przypadku analiza taka możliwa jest już przy użyciu stacji roboczych o zwiększonych możliwościach obliczeniowych.

Istnieje wiele programów wykorzystujących metodę elementów skończonych wspomagających prace inżynierskie w zakresie CAD, CAM, CIM i CAE. Przykładowe z nich, służące do wspomagania procesu obliczeń inżynierskich (CAE), to: FEMAP, ABAQUS, ANSYS, ADINA, COSMOS/M, DEFORM, MSC/NASTRAN. W niniejszej pracy do analizy procesu walcowania gwintów zastosowano system ANSYS.

33.1. Opis aplikacji w systemie ANSYS

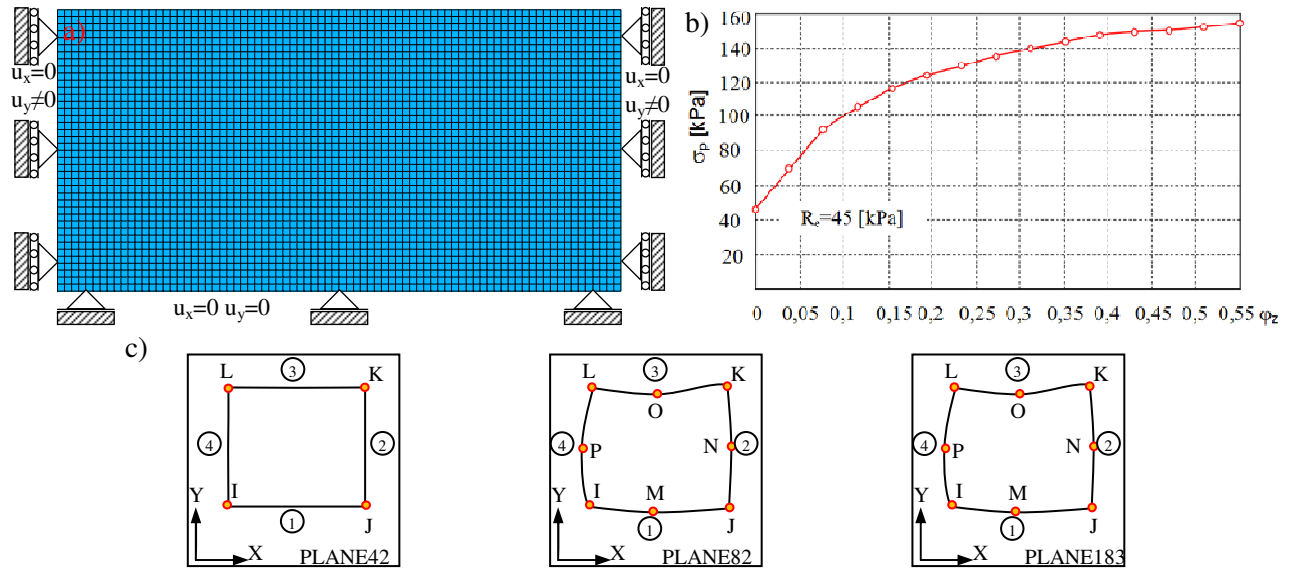
Opracowana w niniejszej pracy aplikacja w systemie ANSYS 11 umożliwia kompleksową analizę czasową stanów deformacji (przemieszczeń i odkształceń), występujących w obiekcie modelowym składającym się z prostopadłościenną próbką i stempla, dla przestrzennych stanów naprężenia i płaskich stanów przemieszczenia i odkształcenia. Możliwa jest pełna analiza dla następujących danych:

- dowolne wymiary próbki i stempla o zarysach trapezowym i łukowym,
- dowolny materiał modelowy próbki i stempla (dowolny moduł Younga, nieliniowa zależność właściwości plastycznych materiału od: odkształceń i prędkości odkształceń, różne modele umocnienia np.),
- znane lub nieznanne warunki brzegowe dla przemieszczeń w obszarze kontaktu,
- różne warunki tarcia w obszarze kontaktu,
- dowolne przemieszczenie poziome i pionowe stempla w czasie.

Zgodnie z przeprowadzoną redukcją obiektu przestrzennego do modelu płaskiego (pkt. 29.1), obiekt zamodelowano jako płaski (2D), dla przypadku płaskiego stanu odkształcenia i przestrzennego stanu naprężenia. Ze względu na symetrię modelu rozpatrzono połowę zarysu. Przyjęto współczynnik kształtu ($WK=A/B=1$) elementu skończonego zdefiniowany jako stosunek szerokości A do wysokości B elementu. Odebrano translacyjne oraz rotacyjne stopnie swobody dla węzłów na spodzie modelu. Możliwy jest podział przedmiotu na elementy skończone o dowolnych lub regularnych kształtach (np. cztero-węzłowe typu PLANE42 z liniową funkcją kształtu, lub ośmio-węzłowe typu PLANE82 i PLANE183, z nieliniową funkcją kształtu) i zadawanie różnych warunków początkowych i brzegowych. Istnieje także możliwość zagęszczania siatki elementów skończonych w obszarze występowania silnych nieliniowości. Ponadto możliwe jest wprowadzenie różnych modeli naprężeń uplastyczniających zależnych od zastępczych odkształceń $\varphi_z^{(VP)}$ i zastępczych prędkości odkształceń $\dot{\varphi}_z^{(VP)}$. Przykładowy wykres $\sigma_p - \varphi_z^{(VP)}$ dla plasteliny przedstawiono na rysunku 6.21b. Plastelinę traktowano jako ciało sprężysto/plastyczne ze wzmocnieniem nieliniowym. Parametry materiałowe modelu wyznaczono w pkt. 19.1 otrzymując: naprężenia uplastyczniające $\sigma_p = 137,2 \cdot (0,042 + \varphi_z)^{0,3493}$ [kPa], gdzie φ_z jest zastępczym rzeczywistym odkształceniem plastycznym.

Aplikacja umożliwia prowadzenie symulacji dwoma metodykami. Pierwsza polega na wprowadzeniu zadanych warunków brzegowych w obszarze kontaktu dla przemieszczeń wyznaczonych w modelowych badaniach wizjoplastycznych (tab. 6.1÷6.6). W drugiej metodyce (nieznane warunki brzegowe w obszarze kontaktu) wykorzystano teorię przyrostową, wykonując obliczenia krok po kroku. W takim przypadku dokonano odpowiedniego modelowania obszaru kontaktu. Metodyka II pozwala dodatkowo określić rozkład nacisków w obszarze kontaktu, co nie było możliwe w metodyce pierwszej. W tym przypadku obszar kontaktu zamodelowano za pomocą elementów skończonych typu CONTA172 i TARGE169. CONTA172 definiuje element będący w kontakcie i poślizgu z odkształcaną powierzchnią TARGE169. Element taki ma dwa

stopnie swobody w każdym węzle – przesunięcie węzła następuje na kierunku x i y . Element CONTA172 ma taką samą właściwość geometrii jak powierzchnia ciała stałego, z którą jest skojarzony.



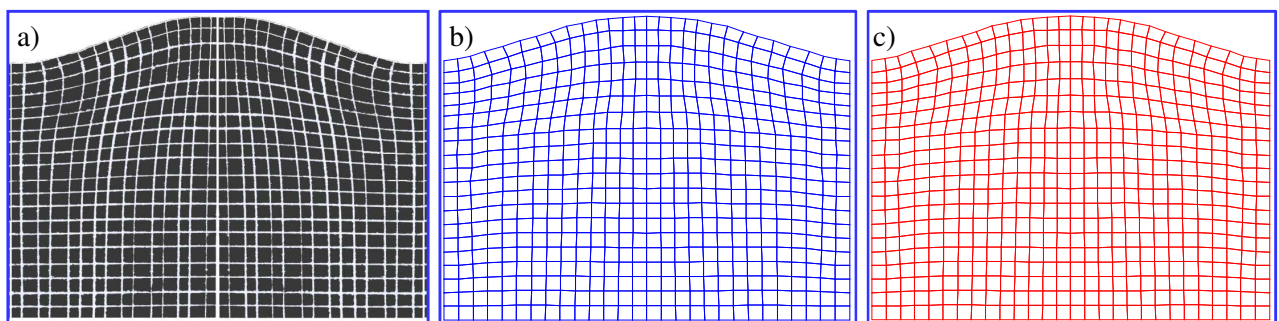
Rys. 6.21. Model komputerowy w systemie ANSYS do analizy procesu walcowania gwintów: a) model dyskretny w programie ANSYS, c) przykładowy wykres naprężenie-odkształcenie dla tworzywa modelowego, c) przykładowe typy elementów skończonych PLANE42, PLANE82 i PLANE183,

Kontakt następuje wówczas, gdy powierzchnia elementu przenika jeden z odcinków na powierzchni TARGE169. Program dopuszcza kontakt tylko między powierzchniami o takim samym ustawieniu. Podstawowym problemem jest dobór odpowiednich warunków obliczeń zapewniających jego zbieżność. Dotyczy to głównie następujących danych: sztywności kontaktowej FKN i stycznej FKT, tolerancji penetracji FTOLN, współczynnika tarcia, maksymalnych naprężeń tarcia TAUMAX, inicjalizacji i utraty kontaktu np.

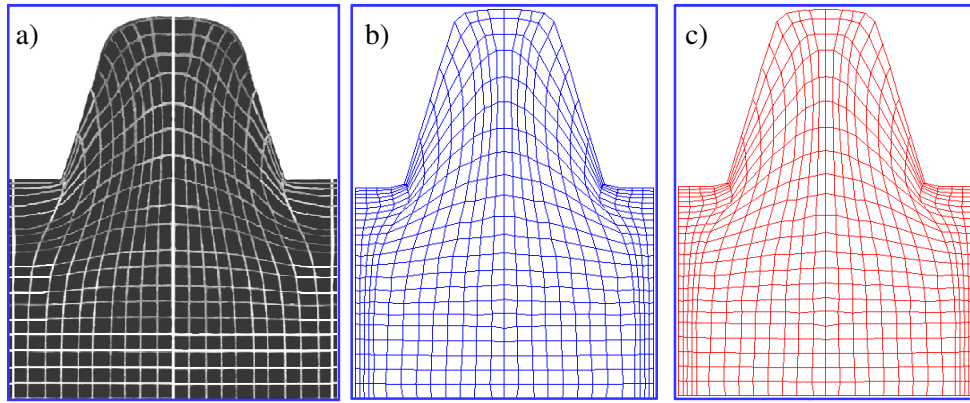
Podstawowym problemem przy opracowaniu aplikacji komputerowych i zastosowanych modeli matematycznych jest sprawdzenie poprawności uzyskiwanych wyników obliczeń (walidacja).

33.2. Walidacja modelu komputerowego

Sprawdzenie poprawności opracowanej aplikacji komputerowej w systemie ANSYS do symulacji procesu kształtowania zarysu w warunkach modelowych przeprowadzono w dwóch etapach. Najpierw porównano deformację siatek zarejestrowanych w badaniach modelowych dla różnych warunków tarcia z deformacją siatki wygenerowanej w programie ANSYS dla dwóch metodyk obliczeniowych. Porównanie wyników badań modelowych (rys. 6.22a i 6.23a) z wynikami obliczeń – rys. 6.22b i 6.23b (metoda I) oraz rys. 6.22c i 6.23c (metoda II), wskazuje na dobrą zgodność a zatem i na poprawność opracowanych aplikacji.



Rys. 6.22. Widok przykładowych siatek elementów skończonych po deformacji: a) podczas badań modelowych, b) po symulacji numerycznej (metodyka I), c) po symulacji numerycznej (metodyka II) (gwint o zarysie łukowym, $\mu_1 \approx 0$), d) obiekt rzeczywisty



Rys. 6.23. Widok przykładowych siatek elementów skończonych po deformacji: a) podczas badań modelowych, b) po symulacji numerycznej (metodyka I), c) po symulacji numerycznej (metodyka II) ((gwint o zarysie trapezowym, $\mu_1 \approx 0$)

W etapie drugim walidacji aplikacji numerycznej w systemie ANSYS wyniki eksperymentalnych badań modelowych przemieszczeń wybranych węzłów porównano z wynikami symulacji numerycznych. Wykonano jednoczynnikową analizę wariancji stawiając hipotezy:

1. **Zerową H_0** – średnie grupowe przemieszczeń węzłów obliczonych numerycznej i zmierzone eksperymentalnie nie różnią się istotnie (na poziomie istotności $\alpha = 0,05$),
2. **Alternatywną H_1** – średnie grupowe przemieszczeń węzłów różnią się istotnie.

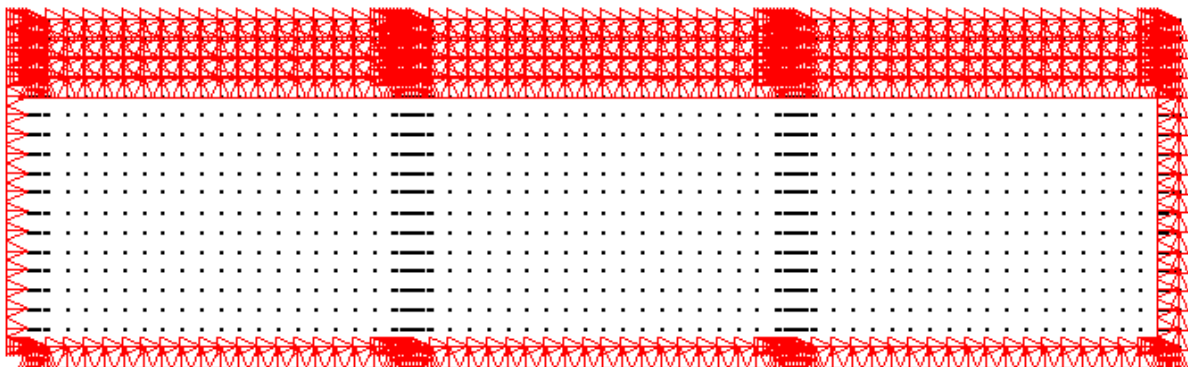
Ponieważ $F=2,6514 < F_{kr}=4,9646$ dla gwintu o zarysie trapezowym oraz $F=1,6325 < F_{kr}=4,9646$ dla gwintu o zarysie łukowym nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy zerowej w przypadku przemieszczeń u_x . Również w przypadku w przypadku przemieszczeń u_y , $F=3,4726 < F_{kr}=4,9646$ dla gwintu o zarysie trapezowym oraz $F=2,1427 < F_{kr}=4,9646$ dla gwintu o zarysie łukowym nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy zerowej. Oznacza to, że wyniki badań symulacyjnych i eksperymentalnych na przyjętym poziomie $\alpha=0,05$ nie różnią się istotnie.

33.3. Wyniki obliczeń numerycznych

Możliwości obliczeniowe opracowanych aplikacji przedstawiono na kilku przykładach. Analizowano deformację siatki elementów skończonych w różnych stadiach zaawansowania procesu kształtowania gwintu o zarysie łukowym i trapezowym. Obliczenia prowadzono według dwóch metodyk.

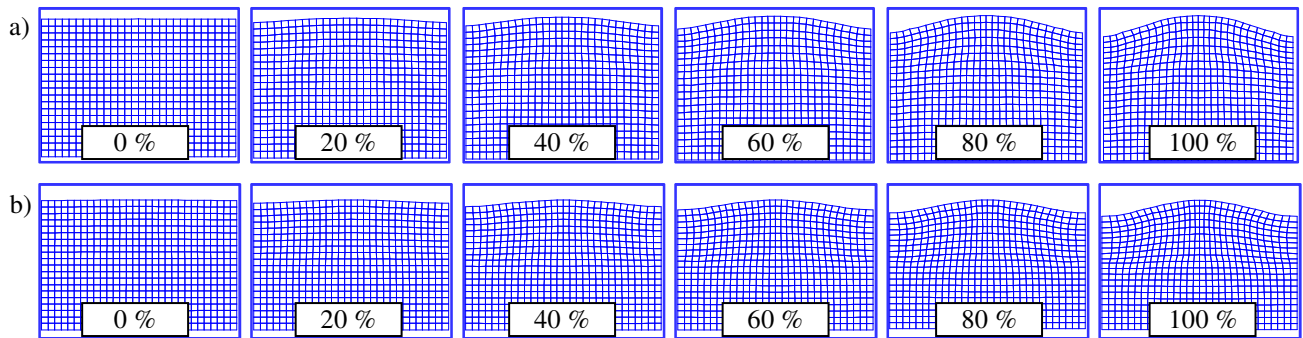
33.3.1. Pierwsza metoda obliczeń

Warunki brzegowe dla przemieszczeń węzłów podczas obliczeń deformacji siatki przedstawiono na rysunku 6.24.

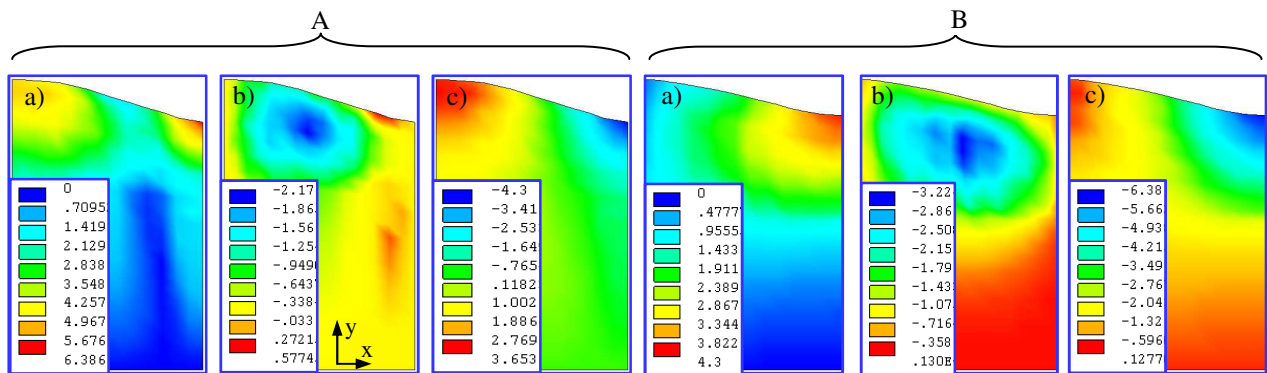


Rys. 6.24. Model dyskretny z zadanymi warunkami brzegowymi dla przemieszczeń

Przykładowe wyniki obliczeń deformacji siatki w różnych stadiach zaawansowania procesu deformacji podczas kształtowania gwintu o zarysie łukowym, dla różnych współczynników tarcia, przedstawiono na rysunku 6.25, natomiast mapy przemieszczeń wypadkowych oraz przemieszczeń składowych na kierunku poziomym (0x) i pionowym (0y) na rysunku i 6.26.



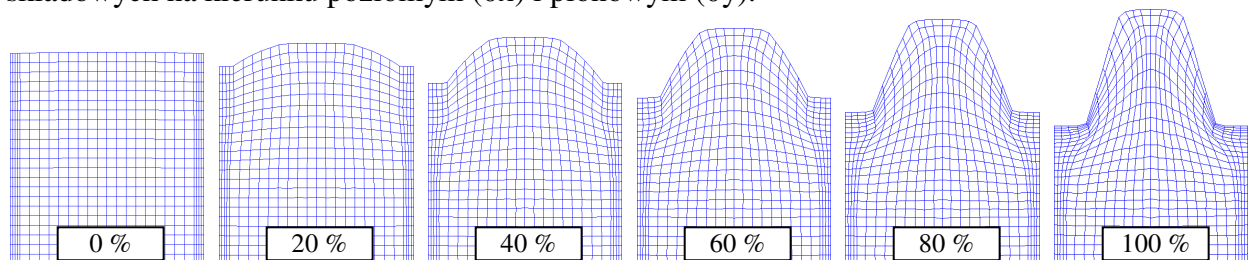
Rys. 6.25. Widok deformacji siatki elementów skończonych w różnych fazach zagłębienia stempla w materiał modelowy podczas kształtowania gwintu o zarysie łukowym, dla współczynników tarcia $\mu_1 \approx 0$ (a) i $\mu_2 \approx 0,2$ (b)



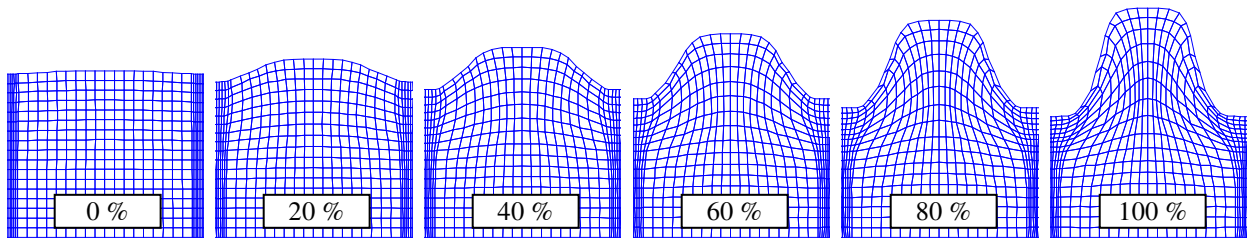
Rys. 6.26. Mapy przemieszczeń wypadkowych (a), przemieszczeń w kierunku osi x (b) oraz osi y (c) podczas kształtowania gwintu o zarysie łukowym, dla współczynników tarcia $\mu_1 \approx 0$ (A) i $\mu_2 \approx 0,2$ (B)

33.3.2. Druga metodyka obliczeń

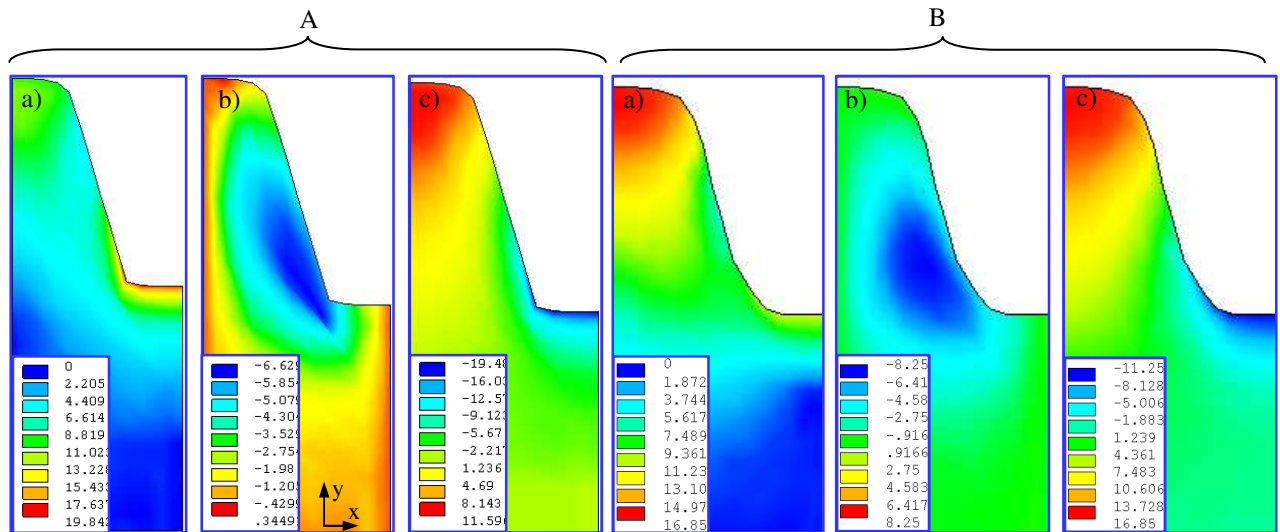
Przykładowe obliczenia według metodyki II dotyczą deformacji siatki elementów skończonych podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym, dla różnych współczynników tarcia. Na rysunku 6.27 i 6.28 przedstawiono widok deformacji siatki dla kolejnych stadiów zaawansowania procesu, a na rysunku 6.29 mapy przemieszczeń wypadkowych oraz przemieszczeń składowych na kierunku poziomym (0x) i pionowym (0y).



Rys. 6.27. Widok deformacji siatki elementów skończonych w różnych fazach zagłębienia stempla w materiał modelowy podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym, dla współczynnika tarcia $\mu_1 \approx 0$ (a)



Rys. 6.28. Widok deformacji siatki elementów skończonych w różnych fazach zagłębienia stempla w materiał modelowy podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym, dla współczynnika tarcia $\mu_2 \approx 0,2$ (b)



Rys. 6.29. Mapy przemieszczeń wypadkowych (a), przemieszczeń w kierunku osi x (b) oraz osi y (c) podczas kształtowania gwintu o zarysie trapezowym, dla współczynników tarcia $\mu_1 \approx 0$ (A) i $\mu_2 \approx 0,2$ (B)

34. Wnioski z badań modelowych

Z przeprowadzonych badań modelowych i symulacji numerycznych na obiekcie modelowym wynikają następujące wnioski:

- 1) W złożonych procesach obróbki plastycznej, w których materiał kształtowany ma więcej niż jeden stopień swobody, takich jak walcowanie gwintów, intuicja lub doświadczenie mogą okazać się niewystarczające w przewidywaniu mechaniki procesu. Wizualizacja procesu jest w tym przypadku bardzo przydatnym i efektywnym narzędziem. Modelowanie jakościowe może być wykorzystane do uzyskania szybkiej odpowiedzi na pytanie: ***jak i gdzie popłynie odkształcony materiał w procesie walcowania?***
- 2) W badaniach modelowych określono również obszary silnych nieliniowości zarówno geometrycznych jak i materiałowych w zależności od warunków realizacji procesu i rodzaju materiału i jego historii.
- 3) Wyznaczone przemieszczeniowe warunki brzegu tj. węzłów położonych na powierzchniach kontaktowych gwintu są niezbędne do obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych. Mogą być również wykorzystane do weryfikacji wyników otrzymanych z symulacji numerycznych na obiekcie rzeczywistym.
- 4) Duża liczba czynników wpływających na jakość gwintu powoduje, że w celu uniknięcia kosztownych badań eksperymentalnych celowe jest prowadzenie badań modelowych i symulacyjnych przy zastosowaniu metody elementów skończonych i systemów komercyjnych np. ANSYS, ABAQUS.

- 5) Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w dowolnym miejscu próbki oraz w dowolnej chwili trwania procesu kształtowania zarysu gwintu, z uwzględnieniem historii, dla następujących danych:
 - parametry materiałowe próbki wykonanej z tworzywa modelowego: moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowe naprężenie uplastyczniające, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, moduł umocnienia materiału zależny od prędkości, odkształcenie graniczne,
 - geometria próbki: kształt, wymiary,
 - rodzaj gwintu (trapezowy lub łukowy) i zarys powierzchni czynnej stempla,
 - warunki tarcia w strefach kontaktu,
 - różny schemat zagłębiania stempla w materiał przy założeniu, że warunki brzegowe dla przemieszczeń są nieznane lub są znane – wyznaczone w badaniach modelowych.
- 6) Wykonane testy istotności różnic przemieszczeń węzłów na poziomie $\alpha = 0,05$ wykazały, że różnice przemieszczeń wybranych punktów węzłowych w modelu obliczone dwoma metodami oraz zmierzone eksperymentalnie nie różnią się istotnie. Świadczy to o poprawnie wykonanych aplikacjach w systemie ANSYS oraz upoważnia do wykorzystania tych aplikacji do symulacji numerycznych zarówno na tworzywie modelowym jak rzeczywistym.
- 7) Wyniki obliczeń numerycznych potwierdzają możliwość dokonania poprawnej analizy procesu odkształcania materiału podczas walcowania gwintów zarówno według metodyki I (zadanych warunków brzegowych), jak i metodyki II, bez znajomości warunków brzegowych w obszarze kontaktu. Dla pierwszej metodyki konieczne było wykonanie badań wizjoplastycznych. Narzucone w programie obliczeniowym ograniczenia definiowania warunków brzegowych są jednak pracochłonne. Wadą tej metody jest również brak możliwości wyznaczenia nacisków w obszarze kontaktu. Te niedogodności eliminuje druga metodyka obliczeń polegająca na wprowadzeniu kontaktowych elementów skończonych (CONTA i TARGE). Dodatkową korzyścią zastosowania II metodyki jest sporządzenie rozkładu nacisków w obszarze kontaktu, co nie jest możliwe na drodze eksperymentalnej.
- 8) Współczynnik tarcia istotnie wpływa na stany przemieszczeń. Podczas kształtowania zarysu gwintu przemieszczeniu materiału towarzyszą zjawiska przylegania i poślizgu występujące w obszarach kontaktu. Opracowany model matematyczny umożliwia pełną analizę takich zjawisk, jak tarcie, poślizg i przyleganie. Ze względów technologicznych wskazane jest dokonanie analizy poślizgu na kierunku promieniowym, przy czym zachodzą następujące przypadki lokalnego przemieszczenia materiału. W całym obszarze styku występuje jedynie strefa opóźnienia (poślizg jest ujemny). W obszarze styku stempla z próbką występuje jedynie strefa wyprzedzenia materiału (poślizg jest dodatni). W obszarze kontaktu występuje zarówno strefa opóźnienia, przylegania jak i wyprzedzenia. Występowaniem poszczególnych stref można sterować dobierając odpowiednią wartość współczynnika tarcia. Wyniki symulacji numerycznej mogą być podstawą doboru czynnika smarującego i stanu powierzchni czynnej walców w celu zapewnienia wymaganego współczynnika tarcia.
- 9) Również istotny jest zarys stempla i schemat jego zagłębiania w materiał. Czynniki te decydują o mechanice płynięcia materiału od których zależy zarys gwintu oraz stany przemieszczeń i odkształceń. Wyniki symulacji mogą być podstawą doboru zarysu powierzchni roboczej walców oraz kinematyki procesu.

Rozdział VII

ANALIZA NUMERYCZNA PROCESU WALCOWANIA GWINTÓW O ZARYSACH TRAPEZOWYM I ŁUKOWYM

Walcowanie jest ważną metodą przeróbki plastycznej stosowaną do kształtowania gwintów. Konieczność zwiększenia dokładności opisu procesu walcowania wynika z potrzeby prognozowania jakości gwintu w aspekcie spełnienia wymagań stawianych częściom maszyn dotyczących jakości eksploatacyjnej już na etapie projektowania procesu technologicznego. Ciągły wzrost wymagań, co do jakości gwintów spowodował zwiększenie liczby czynników, jakie należy wziąć pod uwagę w procesie projektowania operacji walcowania. Dlatego też, dla możliwie wiernego modelowania procesu walcowania gwintów wykorzystuje się metodę elementów skończonych MES. Dzięki postępowi w dziedzinie sprzętu komputerowego i oprogramowania stosowanie MES jest łatwiejsze i efektywniejsze. Programy MES, wykorzystujące jawne całkowanie równań ruchu względem czasu, stały się bardzo popularne w zastosowaniu do symulacji procesów dynamicznych. Analiza rzeczywistych części o bardzo skomplikowanej geometrii prowadzi do bardzo dużych modeli, które wymagają dużej mocy obliczeniowych i efektywnych algorytmów rozwiązania. Programy jawne charakteryzują się dużą efektywnością rozwiązania na pojedynczym kroku przyrostowym i małymi wymaganiami pamięci. Nieiteracyjny algorytm rozwiązania jest niezawodny w działaniu. Aczkolwiek z powodu warunkowej stabilności numerycznej jawnego schematu całkowania długość kroku całkowania jest ograniczona i konieczne jest stosowanie dużej liczby kroków całkowania, to jednak w przypadku dużych modeli obliczeniowych zalety tej metody przeważają nad jej wadami i to czyni tę metodę popularną w zastosowaniu do rzeczywistych procesów walcowania.

Rozwijana przy współudziale autora i prezentowana w niniejszej pracy aplikacja WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS spełnia w pełni zaawansowane wymagania stawiane przez praktyków i może być z powodzeniem wykorzystywana do symulacji rzeczywistych procesów walcowania. W niniejszym rozdziale są zawarte przykładowe symulacje numeryczne pokazujące możliwości aplikacji. Konkurencja i coraz większe wymagania techniczne i ekonomiczne prowadzą do poszukiwania nowych rozwiązań technologicznych i nowych materiałów, które wymagają opracowania nowych modeli teoretycznych i implementowania ich w programie numerycznym. W niniejszym rozdziale przedstawiono praktyczne zastosowanie aplikacji WALCOWANIE GWINTÓW do modelowania i symulacji procesów walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym.

„Celem symulacji komputerowej jest odtworzenie przebiegu badanego procesu na podstawie jego modelu matematycznego za pomocą komputera i zbadanie wpływu otoczenia (sygnały wejściowe) i wewnętrznych właściwości obiektu (parametry procesu) na charakterystyki obiektu”.

Głównymi zaletami symulacji komputerowej w porównaniu z innymi metodami analizy procesu są:

- elastyczność modelu – polega na łatwości wprowadzania zmian w modelu symulowanego procesu oraz łatwość uzupełniania modelu o nowe zjawiska,
- łatwość wprowadzania różnego rodzaju wymuszeń i zakłóceń (losowych) oraz zakłóceń i wymuszeń ekstremalnych bez zniszczenia zazwyczaj kosztownego modelu materialnego,
- stosunkowo niewielki koszt i czas przygotowania symulacji,
- wiarygodność wyników symulacji – w szczególności gdy można porównać wyniki symulacji z wynikami otrzymanymi z pomiarów na obiekcie rzeczywistym.

35. Zastosowanie programu ANSYS do nieliniowej analizy dynamicznej

System komputerowy ANSYS produkowany jest przez amerykańską firmę SWANSON ANALYSIS SYSTEMS Inc. od roku 1970. Program ten, spełniający ostre wymagania dotyczące jakości i niezawodności (certyfikat ISO 9001), jest uznawany za jeden z najlepszych programów MES. ANSYS jest stosowany m.in. w przemyśle samochodowym, elektronicznym, naftowym, stalowym, atomowym a także w astronautyce, energetyce, technologii maszyn i różnego rodzaju pracach konstrukcyjnych. Ponadto program używany jest przez firmy konsultingowe oraz przez uniwersytety do różnego rodzaju analiz, badań naukowych i celów edukacyjnych.

Program zawiera specjalistyczne moduły, z których najczęściej używanym jest ANSYS/Mechanical. Umożliwia on dokonywanie liniowych i nieliniowych analiz z uwzględnieniem takich zjawisk, jak: duże odkształcenia, zjawiska kontaktowe, izotropowa/anizotropowa plastyczność, lepkoplastyczność, umocnienie, pełzanie, właściwości materiałowe zależne od temperatury itd. Można dokonywać analizy stałych i zmiennych w czasie pól temperatur z uwzględnieniem konwekcji, przewodnictwa cieplnego, promieniowania, zmiany fazy oraz pól z równoczesnym uwzględnieniem wpływu sił i temperatur czy naprężeń termicznych.

Ponadto program umożliwia dokonywanie optymalizacji. Otwarta architektura ANSYSa pozwala na uzupełnianie możliwości obliczeniowych podprogramami tworzonymi przez użytkownika. Możliwe jest efektywne rozwiązywanie dowolnie dużych zadań (pod względem stopni swobody), przy zastosowaniu różnych systemów komputerowych i różnych środowisk (platformy sprzętowe: Digital Alpha UNIX/NT, HP, Silicon Graphics, Sun Solaris, CRAY, IBM RS/PC WINDOWS). Program posiada wszystkie narzędzia potrzebne do postawienia zadania, rozwiązania i weryfikacji wyników bez potrzeby korzystania z dodatkowego zewnętrznego oprogramowania.

W całym procesie modelowania i analizy z zastosowaniem programu ANSYS można wyróżnić trzy następujące etapy: modelowanie, rozwiązywanie oraz opracowanie i edycja wyników. Do wprowadzania danych do obliczeń używa się preprocesora, który umożliwia modelowanie ciał stałych i ich podział elementami skończonym oraz definiowanie danych niezbędnych do analizy, jak: właściwości geometryczne, stałe, właściwości materiałowe, odkształcenia, obciążenia początkowe itd., a także korzystanie z istniejącej bazy danych. W preprocesorze użytkownik tworzy geometrię konstrukcji podobnie jak w systemach CAD oraz generuje siatkę elementów skończonych. Program umożliwia również transfer modeli stworzonych we wszystkich popularnych systemach CAD. Przy statycznych i termicznych analizach możliwe jest stosowanie metody adaptacyjnej (tzw. h-method), pozwalającej na automatyczne poprawianie siatki (np. zagęszczanie w obszarach o dużych nieliniowościach), tak aby błąd nie przekroczył zadanej wartości.

Kolejny etap to rozwiązanie otrzymanych układów równań (solver). Należy wskazać typ zagadnienia, a następnie określić typ analizy i jej szczegółowe opcje. Wprowadza się dane dotyczące różnego rodzaju obciążeń (np. powierzchniowe, punktowe, masowe, bezwładnościowe), jak i warunków brzegowych (utwierdzenia, stopnie swobody poszczególnych węzłów, warunki symetrii i antysymetrii). Każda konfiguracja obciążenia jest traktowana jako pojedynczy krok (load step) i może być łatwo zapisana w odpowiednim pliku do wykorzystania w dowolnym momencie. Analiza może składać się z jednego lub więcej kroków obciążenia, dla których ustala się liczbę podkroków oraz zadaje sposób zapisu wyników obliczeń.

Do edycji wyników analizy używa się postprocesorów. Najbardziej charakterystyczną dla analizy MES postacią są różnego rodzaju kolorowe mapy rozkładu naprężeń, odkształceń, przemieszczeń itp., przebiegi momentów zginających, sił normalnych i tnących oraz temperatury. Grafika programu pozwala przedstawić obiekt izometrycznie lub w perspektywie, pokazywać wybrane jego fragmenty, krawędzie oraz tworzyć wykresy płaskie dla danych wejściowych i wyników obliczeń. Oprócz tego możliwa jest prezentacja różnych wielkości w postaci izolinii, wektorów lub zapis w trybie tekstowym do pliku żądanych wielkości dla odpowiednich węzłów, elementów itp. Inną funkcją jest wykonywanie na wynikach analizy różnych działań

algebraicznych, obliczania pochodnych, całek oraz sporządzanie wykresów na ścieżkach, prezentujących zmienność wartości danej wielkości fizycznej wzdłuż wskazanej ścieżki w modelu (w kolejnych węzłach). W przypadku analizy, w której obciążenie było podzielone na kilka kroków, można tworzyć animację przyrostu wartości wskazanej wielkości. Wyniki obliczeń dla poszczególnych kroków obciążenia mogą być superponowane (np. praca obiektu w zakresie liniowym pod coraz bardziej złożonym obciążeniem) i skalowane (możliwe jest dokonywanie także innych operacji algebraicznych). Ponadto program umożliwia dokonywanie optymalizacji. System ANSYS ma wiele zalet, można do nich zaliczyć:

- możliwość wybierania działów mechaniki oraz łączenia ich (mechanika konstrukcji, mechanika płynów, przewodnictwo cieplne, elektromagnetyzm, pola sprzężone);
- bogata biblioteka elementów skończonych;
- język opisu konstrukcji APDL, który upraszcza i automatyzuje proces obliczeń;
- wygodna praca zarówno w trybie wsadowym, jak i interakcyjnym;
- duże możliwości selekcji cech obiektów i przedstawienia wyników.

35.1. Opis aplikacji WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS

Zgodnie z wynikami badań eksperymentalnych (pkt. 22.2) założono, że w procesie walcowania gwintów, w przedmiocie występuje przestrzenny stan naprężeń i płaski stan odkształceń. Zatem proces walcowania można rozpatrywać jako pionowe zagłębianie się stempla w prostopadłościenny przedmiot. Sposób redukcji modelu tj. przejście z układu przestrzennego do płaskiego opisano w pkt. 29.1.

Opracowana w niniejszej pracy aplikacja WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS umożliwia kompleksową analizę czasową stanów deformacji (przemieszczeń, odkształceń) i naprężeń, występujących w obiekcie składającego się z przedmiotu i narzędzia, dla przestrzennych stanów naprężeń i płaskich stanów przemieszczenia i odkształcenia. Możliwa jest pełna analiza dla następujących danych:

- dowolna geometria przedmiotu (np. wałek, tuleja) i narzędzia (zarys powierzchni czynnej, liczba pierścieni itp.),
- dowolnego materiału przedmiotu oraz materiału narzędzia (dowolny moduł Younga, nieliniowa zależność właściwości plastycznych materiału od: odkształceń i prędkości odkształceń, różne modele umocnienia itp.),
- różnych warunków tarcia w obszarze kontaktu,
- dowolnego przemieszczenia poziomego i pionowego narzędzia w czasie.

Obliczenia numeryczne w systemie ANSYS realizowano według następującego algorytmu:

a) przygotowanie danych (PREPROCESOR):

- określenie geometrii przedmiotu i narzędzia,
- utworzenie punktów węzłowych,
- zdefiniowanie właściwości materiału obrabianego i narzędzia,
- generowanie siatki elementów skończonych,

b) obliczenia (SOLVER):

- według I metodyki: wprowadzenie warunków brzegowych,
- według II metodyki: wprowadzenie kontaktowych elementów skończonych: TARGE i CONTA,
- wprowadzenie liczby kroków i iteracji, warunków zbieżności, itp.,
- wprowadzenie obciążeń, warunków początkowych u brzegowych,
- ustawienia przebiegu obliczeń,

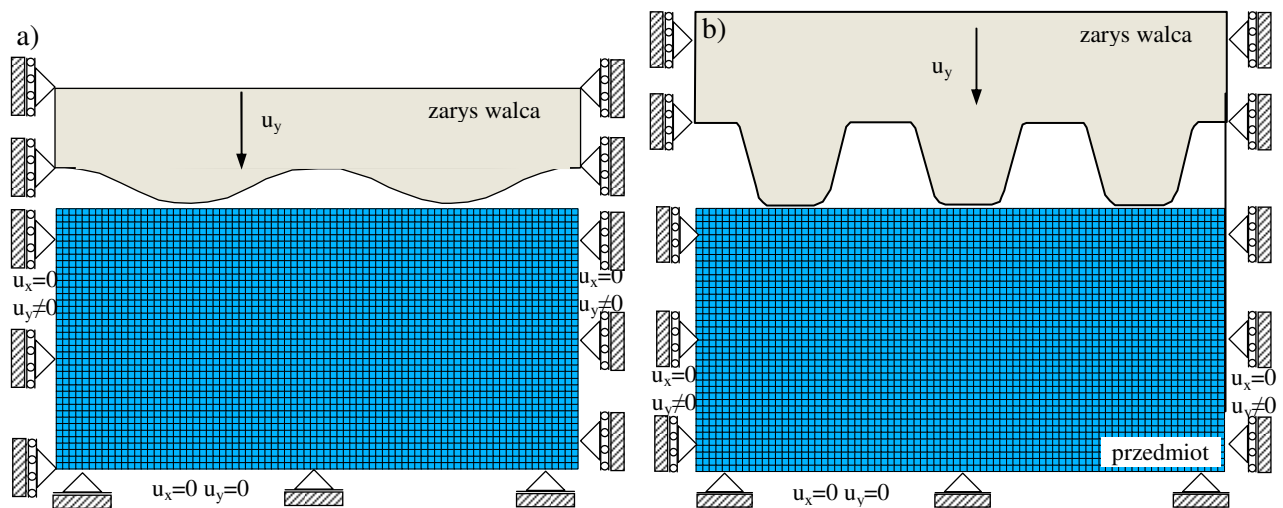
c) analiza rozwiązania i edycja wyników (POSTPROCESOR – General Postproc lub TimeHistory Postproc).

Pierwszym etapem analizy jest określenie geometrii przedmiotu oraz narzędzia. W przeprowadzonych analizach stosowano modele płaskie, jak i przestrzenne, przy założeniu, że narzędzie jest idealnie sztywne (rys. 16.1) lub odkształcalne sprężyste. W opracowanym

programie symulacyjnym można wprowadzać dowolne zarysy powierzchni czynnej narzędzia oraz dowolne wartości współczynnika tarcia. Istnieje możliwość modyfikacji tych czynników w trakcie symulacji. Można także rozpatrywać powstanie strefy przylegania i poślizgu w zależności od geometrii narzędzia, współczynnika tarcia w strefie kontaktu oraz warunków obróbki.

W każdym z bloków stosuje się ciąg poleceń opisujących zadanie (APDL). Ważną cechą programu ANSYS jest możliwość definiowania zadania przy użyciu parametrów, czyli nazwy zmiennych oraz poleceń – tzw. makra. Dzięki temu można definiować określoną klasę obiektu, łatwo modyfikować geometrię, zagęszczać siatkę i optymalizować obiekt. Przykładowe opracowane makra przedstawiono w Załącznikach Z2. Walcowanie gwintów. Wszystkie aplikacje zostały opracowane w języku APDL (Ansys Parametric Design Language), w celu sparametryzowania wymiarów geometrycznych i materiałowych, co pozwala na łatwą jej modyfikację oraz zmianę parametrów modelu.

Płaskie modele geometryczne wygenerowane w programie Ansys z widoczną siatką elementów skończonych do symulacji procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym przedstawiono na rysunku 7.1. Do obliczeń numerycznych wykorzystano model materiałowy dla stali C45. Stal traktowano jako ciało sprężysto/plastyczne ze wzmocnieniem nieliniowym. Parametry materiałowe modelu wyznaczono w pkt. 19.2 otrzymując: naprężenia uplastyczniające $\sigma_p = 1710 \cdot (0,067 + \varphi_z)^{0,496}$ MPa, gdzie φ_z jest zastępczym rzeczywistym odkształceniem plastycznym, współczynnik Poissona $\nu = 0,29$, moduł Younga $E = 210$ GPa.



Rys. 7.1. Dyskretny model komputerowy w aplikacji WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS do symulacji procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym (a) i trapezowym (b) z widocznymi warunkami brzegowymi dla przemieszczeń

Stosowanie przy dyskretyzacji zbyt dużej liczby elementów skończonych jest nieuzasadnione, gdyż model taki jest nieefektywny pod względem jego wykorzystania do symulacji komputerowych (np. obliczeń optymalizacyjnych). Aby uniknąć tej niedogodności postanowiono opracować model o zredukowanej liczbie stopni swobody. Na dokładność obliczeń MES wpływ mają między innymi: stosunek długości boku elementów skończonych użytych do dyskretyzacji obiektu (przedmiotu i narzędzia), zagęszczenie siatki (głównie w obszarach silnej nieliniowości geometrycznej lub fizycznej) oraz funkcja kształtu elementu skończonego. W celu określenia istotności wpływu tych czynników oraz określenia efektywnego modelu dyskretnego dla przypadku walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym przeprowadzono analizę wrażliwości.

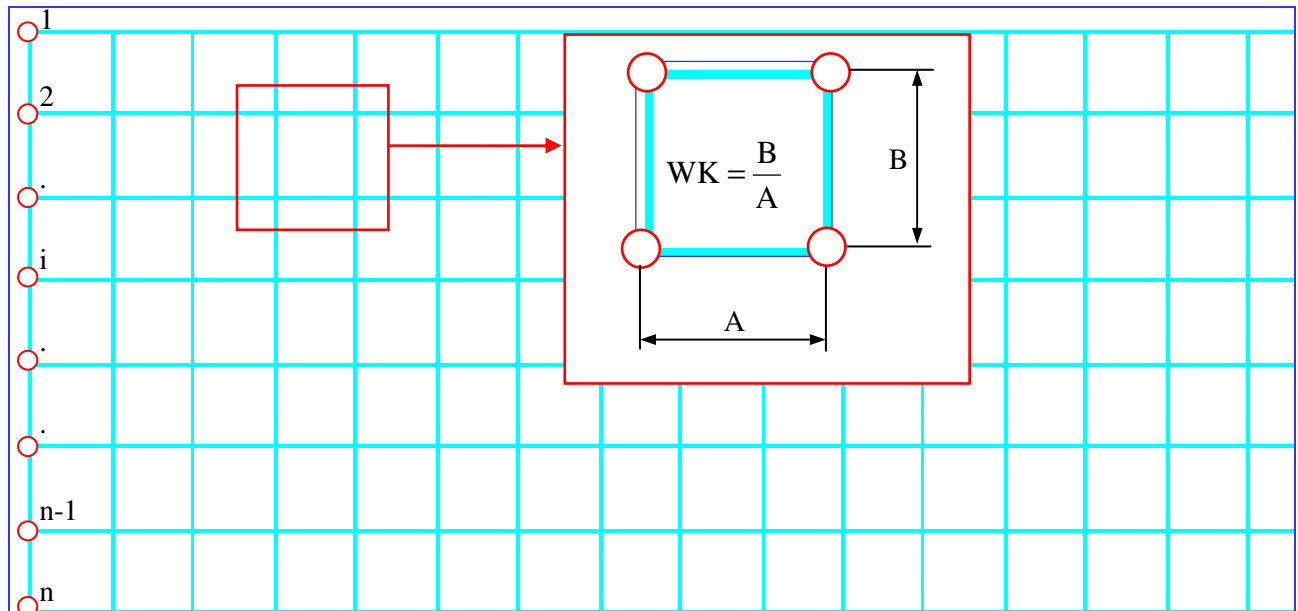
35.2. Analiza wrażliwości

Analiza wrażliwości układu definiowana jako miara zmiany odpowiedzi tego układu, spowodowana zmianą wybranego parametru nazywanego zmienną decyzyjną. W przypadku obliczeń MES

procesu walcowania gwintów ważnym problemem jest określenie jaka jest wrażliwość maksymalnych odkształceń i naprężeń w punktach dyskretnych przedmiotu na: zmianę wymiarów elementu skończonego, liczbę elementów skończonych i funkcję kształtu elementu.

35.2.1. Wpływ współczynnika kształtu elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie

Współczynnik kształtu elementu skończonego WK zdefiniowano jako stosunek wysokości B do szerokości A elementu ($WK = B/A$) (rys. 7.2).



Rys. 7.2. Siatka elementów skończonych, rozmieszczenie kolejnych warstw i definicja współczynnika kształtu WK elementu skończonego

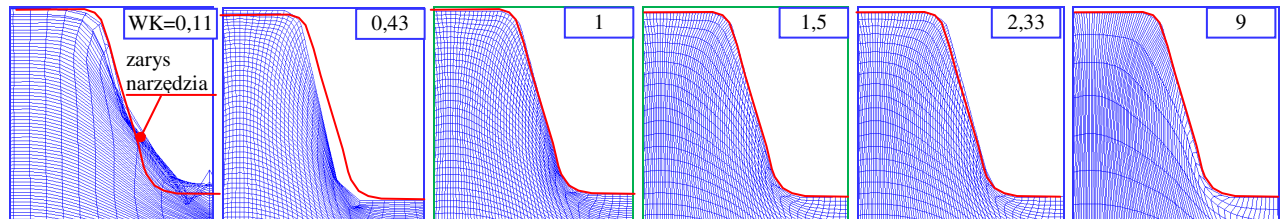
Wskazano jest, aby współczynnik kształtu był bliski jedności. Ze względu na zarys gwintu (silna nieliniowość geometryczna szczególnie w dnie i wierzchołku gwintu) stosuje się modele dyskretne zbudowane z elementów skończonych o dużym współczynniku kształtu. W celu zmniejszenia liczby stopni swobody modelu dokonuje się minimalizację liczby ES poprzez zwiększenie wysokości elementów. W celu ustalenia racjonalnego kształtu ES przeprowadzono symulacje komputerowe określające wpływ WK na rozkład naprężeń i odkształceń oraz dokładność odwzorowania zarysu gwintu. Ze względu na symetrię modelu rozpatrzono połowę zarysu. Analizę prowadzono wykorzystując opracowaną aplikację w systemie ANSYS. Do dyskretyzacji przedmiotu wykorzystano element 8-ośmio węzłowy z nieliniową funkcją kształtu typu PLANE183. W celu wyznaczenia maksymalnych naprężeń i odkształceń zastępczych według hipotezy Hubera-Misesa-Henckyego w gwincie o zarysie trapezowym w funkcji współczynnika kształtu WK sporządzono warianty modeli o różnych siatkach podziału. Tabela 7.1 zawiera zestawienie wariantów obliczeniowych w gwincie o zarysie trapezowym. Przyjęto następujące wartości współczynnika kształtu $WK = 0,11; 0,25; 0,43; 0,66, 1; 1,5; 2,33; 4$ i 9 .

Tab.7.1. Warianty siatek elementów skończonych dla gwintu o zarysie trapezowym

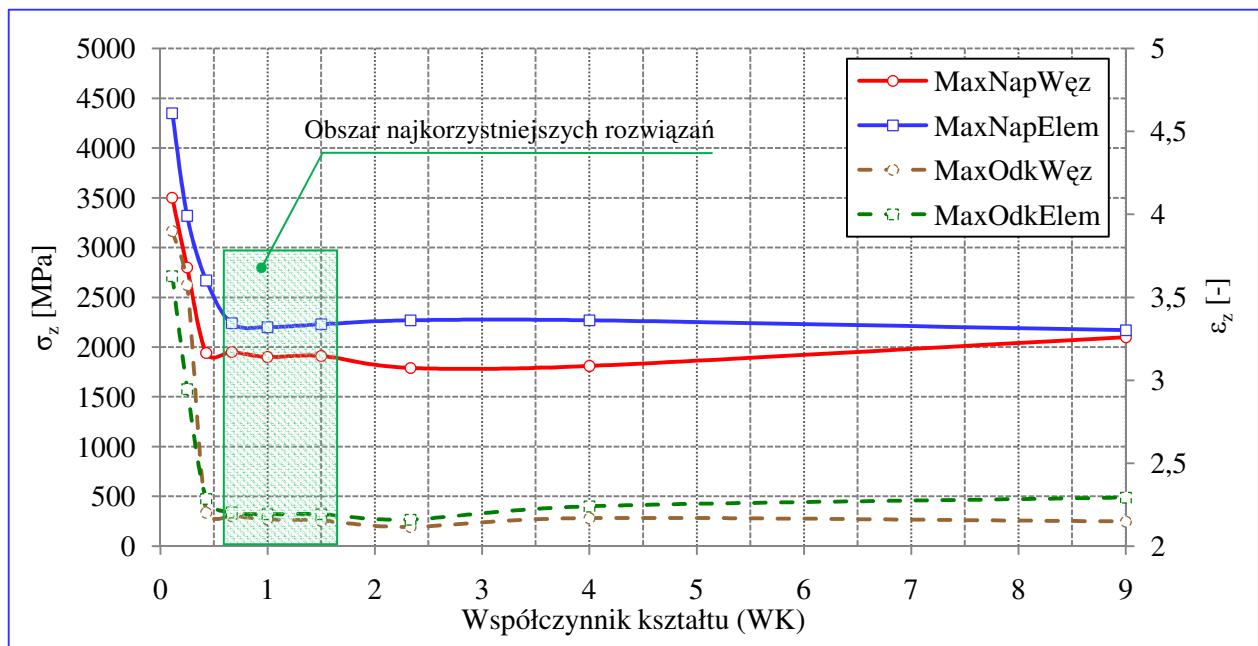
WK	0,11	0,25	0,43	0,66	1	1,5	2,33	4	9
n – liczba warstw elementów skończonych	205	182	160	136	114	91	91	46	23
LE - liczba elementów skończonych	8352	14834	19484	22048	23054	22220	19546	15032	8678
LW - liczba węzłów	25645	44931	58697	66221	69067	66393	58199	44485	25251
LSS - liczba stopni swobody	51290	89862	117394	132442	138134	132786	116398	88970	51042

Przykładowe wyniki symulacji wpływu WK na dokładność odwzorowania narzędzia w przedmiocie dla współczynnika tarcia na powierzchni kontaktu $\mu \approx 0$, dla przypadku gwintu trapezowego, przedstawia rysunek 7.3. Czerwoną linią oznaczono zarys narzędzia. Z rysunków wynika, że poprawne odwzorowanie zarysu narzędzia w przedmiocie następuje dopiero dla $WK \geq 1$. Dla $WK \leq 0,11$ następuje przenikanie elementów skończonych przedmiotu przez elementy narzędzia.

Na rysunku 7.4 przedstawiono wpływ WK na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń zastępczych. Najkorzystniejsze wyniki obliczonych naprężeń i odkształceń uzyskuje się dla $WK = 0,67 \div 1,5$. Dalsze zwiększanie WK (nawet dziewięciokrotnie) nie ma już istotnego wpływu na dokładność obliczeń, określaną jako różnica wartości w elementach i w węzłach.



Rys. 7.3. Widok deformacji siatki (ES) dla różnych współczynników kształtu (WK)



Rys. 7.4. Obliczone maksymalne wartości naprężeń i odkształceń zastępczych dla różnych wartości współczynnika kształtu WK elementów skończonych

Wyniki obliczeń prezentowane na rysunku 7.4 wykazują szybką zbieżność rozwiązań od wartości współczynnika kształtu. W badanym zakresie współczynnika kształtu stwierdzono, że najkorzystniejsze rozwiązania otrzymuje się dla $WK = 0,67 \div 1,5$. W związku z tym w kolejnych analizach do opracowania efektywnego modelu dyskretnego stosowano $WK = 1$.

35.2.2. Wpływ zagęszczenia siatki elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie

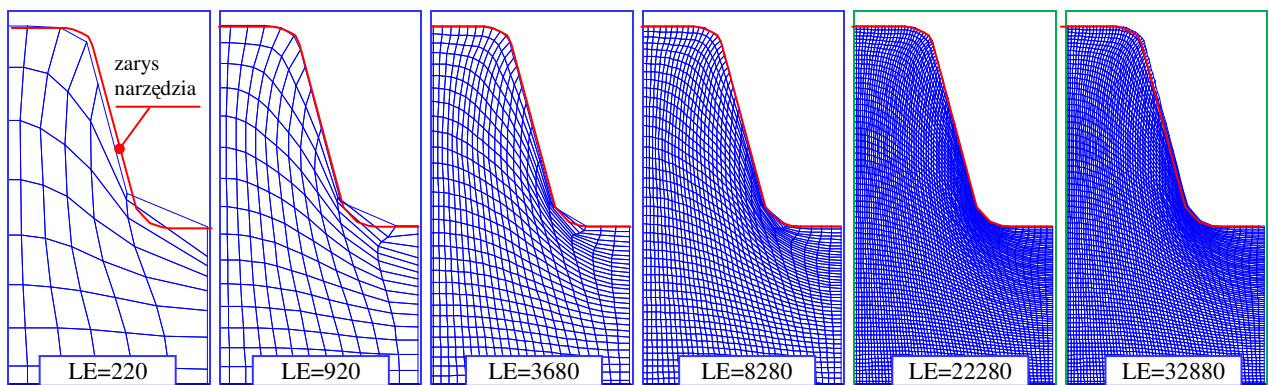
Następnym etapem analizy wrażliwości było określenie wpływu zagęszczenia siatki elementów skończonych na wyniki obliczeń. W celu określenia odwzorowania narzędzia w przedmiocie oraz wyznaczenia maksymalnych naprężeń i odkształceń zastępczych w gwincie o zarysie trapezowym

w funkcji zagęszczenia sporządzono warianty modeli o różnych liczbach elementów skończonych. Do obliczeń przyjęto modele zawierające następującą liczbę elementów skończonych $LE = 220, 920, 3680, 8280, 22280, 32880$ i 45600 . Tabela 7.2 zawiera zestawienie wariantów obliczeniowych dla $WK = 1$, dla gwintu o zarysie trapezowym. Do dyskretyzacji wykorzystano element 8-ośmio węzłowy z nieliniową funkcją kształtu typu PLANE183. Założono, że współczynnik tarcia na powierzchni kontaktu narzędzia z przedmiotem wynosi $\mu \approx 0$.

Tab.7.2. Warianty zagęszczenia siatek elementów skończonych dla gwintu o zarysie trapezowym

LE – liczba elementów skończonych	220	920	3680	8280	22280	32880
LW – liczba węzłów	761	2925	11331	25257	69067	99433
LSS – liczba stopni swobody	1522	5850	22662	50514	138134	198866

Wpływ liczby elementów skończonych na dokładność odwzorowania zarysu narzędzia przedstawiono na rysunku 7.5. Można stwierdzić, że zastosowanie minimum $LE = 22280$ zapewnia już prawidłowe odwzorowanie zarysu powierzchni czynnej walca na powierzchni obrabianej. Ponadto wzrost liczby elementów skończonych powoduje dokładniejsze odwzorowanie obszarów przylegania materiału i hamowania jego przemieszczeń wzdłuż powierzchni kontaktu. Uwidacznia się to zakrzywieniem linii pionowych siatki w stronę dna gwintu.



Rys. 7.5. Widok zakrzywienia siatki (ES) dla różnych liczb elementów skończonych

Wyniki obliczeń wpływu liczby elementów skończonych na maksymalne naprężenia i odkształcenia zastępcze, dla różnych współczynników tarcia na powierzchni kontaktu, przedstawiono na rysunku 7.6 dla $\mu \approx 0$ i $\mu = 0,39$, natomiast mapy maksymalnych naprężeń zastępczych dla $\mu \approx 0$, na rysunku 7.7, a odkształceń zastępczych - rysunku 7.8.

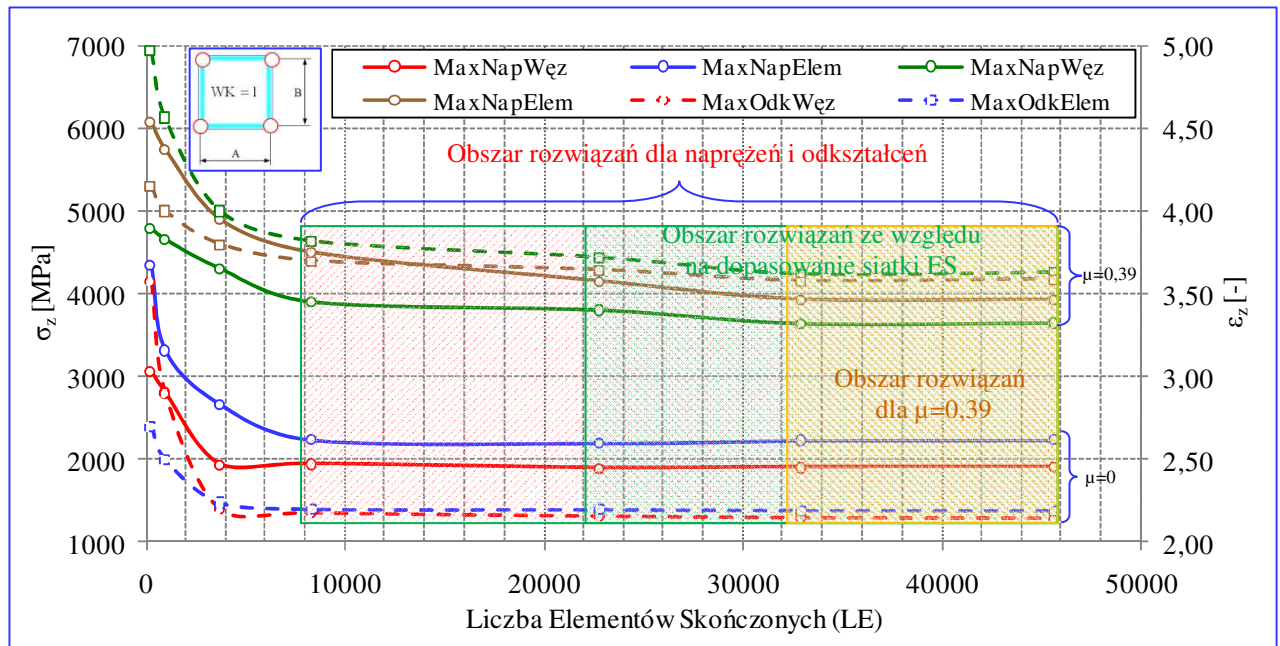
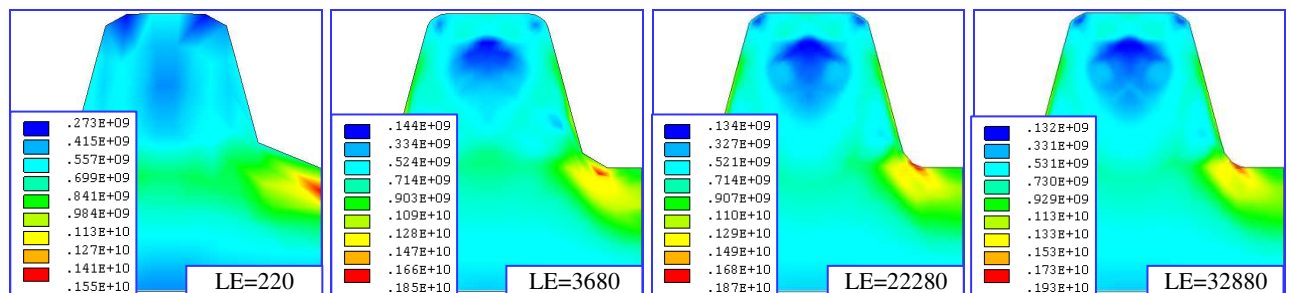
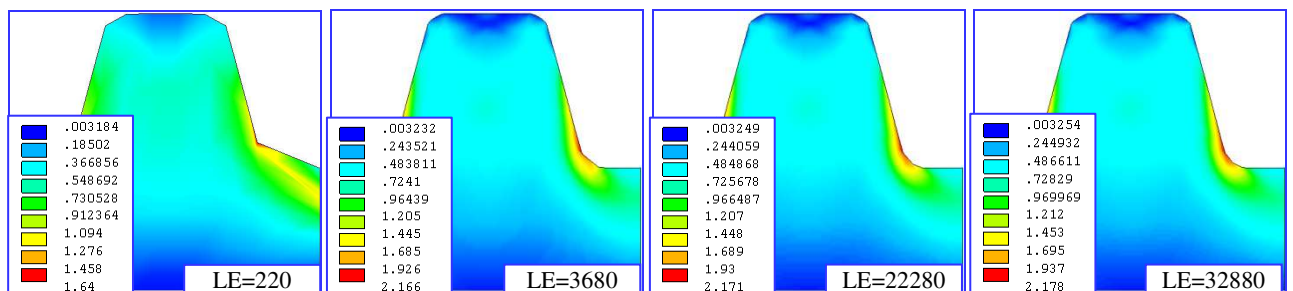
Wzrostowi gęstości podziału modelu na elementy skończone towarzyszy szybki spadek wartości maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie. Maksymalna wartość naprężeń zastępczych dla $\mu \approx 0$ i $LE = 220$ wynosi $\sigma_{z \max} = 4350$ MPa a odkształceń zastępczych - $\epsilon_{z \max} = 3,58$ %. Dalsze zagęszczanie siatki jest celowe, gdyż powoduje ustabilizowanie się wyników dokładności obliczeń. Obszar rozwiązań ustabilizowanych naprężeń i odkształceń uzyskuje się już od $LE \geq 8280$. Uwzględniając w tym obszarze obszar rozwiązań ze względu na dopasowanie siatki elementów skończonych do narzędzia, stwierdzono że najkorzystniejsze rozwiązanie w przypadku $\mu \approx 0$ jest dla $LE \geq 22280$, natomiast dla $\mu = 0,39$ dla $LE \geq 32880$.

Zatem jeżeli dodatkowo uwzględni się przypadki występowania tarcia na powierzchni kontaktu narzędzia z przedmiotem, do dalszych analiz numerycznych przyjęto model efektywny dla gwintu o zarysie trapezowym zawierający $LE = 32880$ i współczynnik kształtu elementu $WK = 1$.

W analogiczny sposób określono model efektywny dla gwintu o zarysie łukowym. Parametry dyskretnych modeli efektywnych dla gwintów trapezowych i łukowych zestawiono w tabeli 7.3.

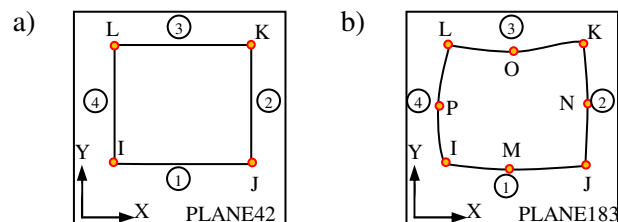
Tab. 7.3. Właściwości dyskretnych modeli efektywnych dla gwintów trapezowych i łukowych

	Gwint trapezowy	Gwint łukowy
WK (współczynnik kształtu)	1	1
LE (liczba ES)	32280	17640
LW (liczba węzłów)	99433	53317
LSS (liczba stopni swobody)	198866	106634
Typ elementu skończonego	PLANE183	PLANE183

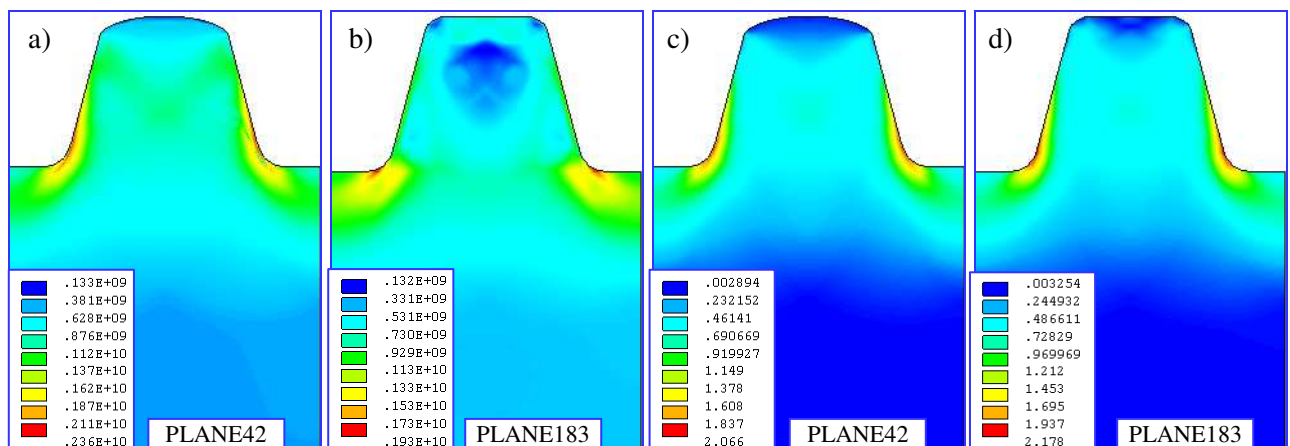
**Rys. 7.6.** Wpływ liczby elementów skończonych na wartość maksymalnych naprężeń i odkształceń zastępczych**Rys. 7.7.** Mapy naprężeń zastępczych dla różnej liczby elementów skończonych LE**Rys. 7.8.** Mapy odkształceń zastępczych dla różnej liczby elementów skończonych LE

35.2.3. Wpływ funkcji kształtu elementów skończonych na stany maksymalnych naprężeń i odkształceń w gwincie

W praktyce zwiększenie dokładności obliczeń wielkości węzłowych przy jednoczesnym zmniejszeniu liczby elementów użytych do dyskretyzacji można uzyskać przez zwiększenie stopnia wielomianu tzw. funkcji kształtu elementu skończonego. W celu osiągnięcia takiego efektu w analizach zastosowano elementy wyższego rzędu (elementy o ośmiu węzłach z kwadratową funkcją kształtu – typu PLANE 183) oraz elementy niższego rzędu (elementy o czterech węzłach z liniową funkcją kształtu PLANE42) (rys. 7.9). W obliczeniach przyjęto współczynnik kształtu elementu $WK = 1$ oraz liczbę elementów skończonych $LE = 32880$. Przykładowe wyniki obliczeń naprężeń i odkształceń zastępczych w gwincie o zarysie trapezowym zamieszczono na rysunku 7.10. Z rysunku wynika, że zastosowanie elementów skończonych wyższego rzędu poprawiło jakość rozwiązania. Z przeprowadzonych analiz numerycznych wynika, iż wynikowe wartości dla obu typów elementów skończonych różnią się, dla typu elementu PLANE42 wynoszą one $\sigma_z = 2360$ MPa, a , dla typu elementu PLANE183 $\sigma_z = 1930$ MPa. Natomiast w przypadku odkształceń występuje niewielka różnica. Duża różnica w maksymalnych naprężeniach w węzłach oraz elementach dla PLANE42 wymaga dalszego zagęszczenia siatki elementów skończonych. Dlatego dla modelu efektywnego przyjęto typ elementu PLANE183. W badanym zakresie gęstości siatek podziału na ES niższego rzędu nie stwierdzono zbieżności rozwiązania wartości obliczeniowych w porównaniu z wynikami obliczeń przy zastosowaniu elementów wyższego rzędu. W związku z tym, w następnych obliczeniach zrezygnowano z elementów niższego rzędu.



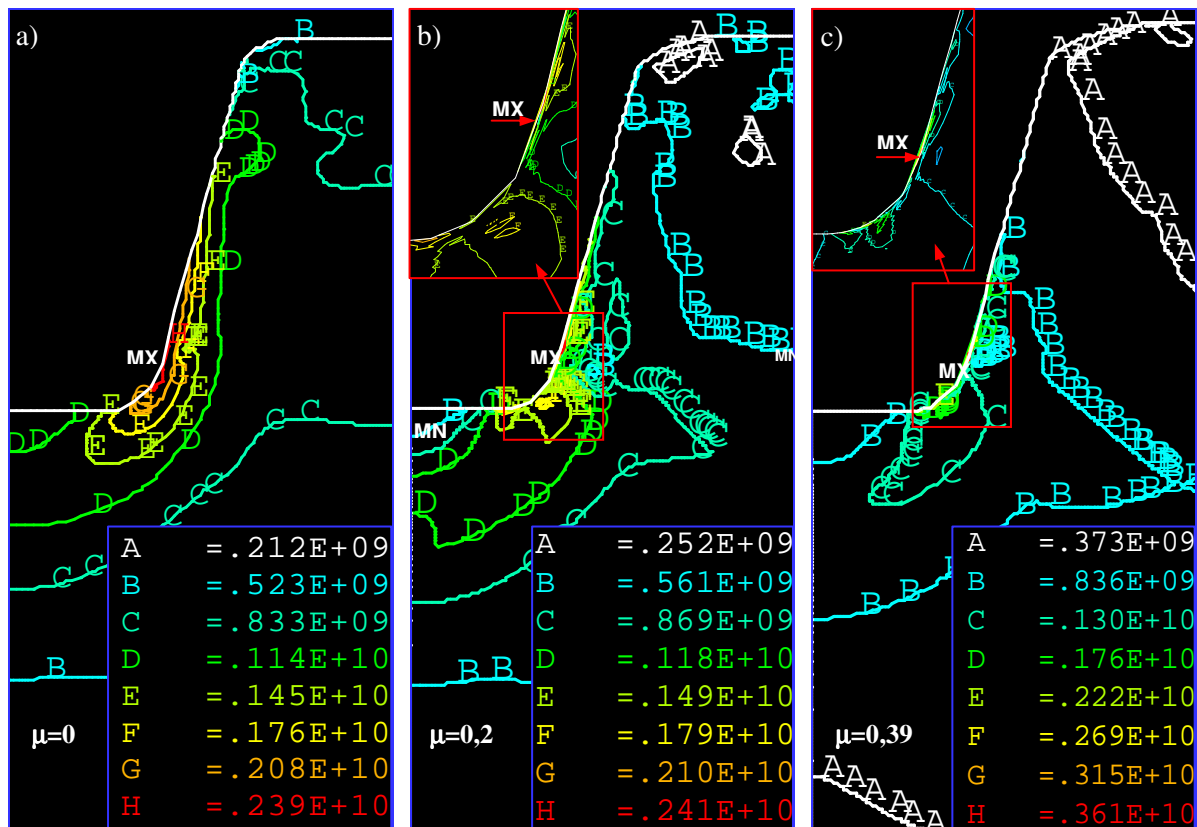
Rys. 7.9. Elementy skończone PLANE42 i PLANE183



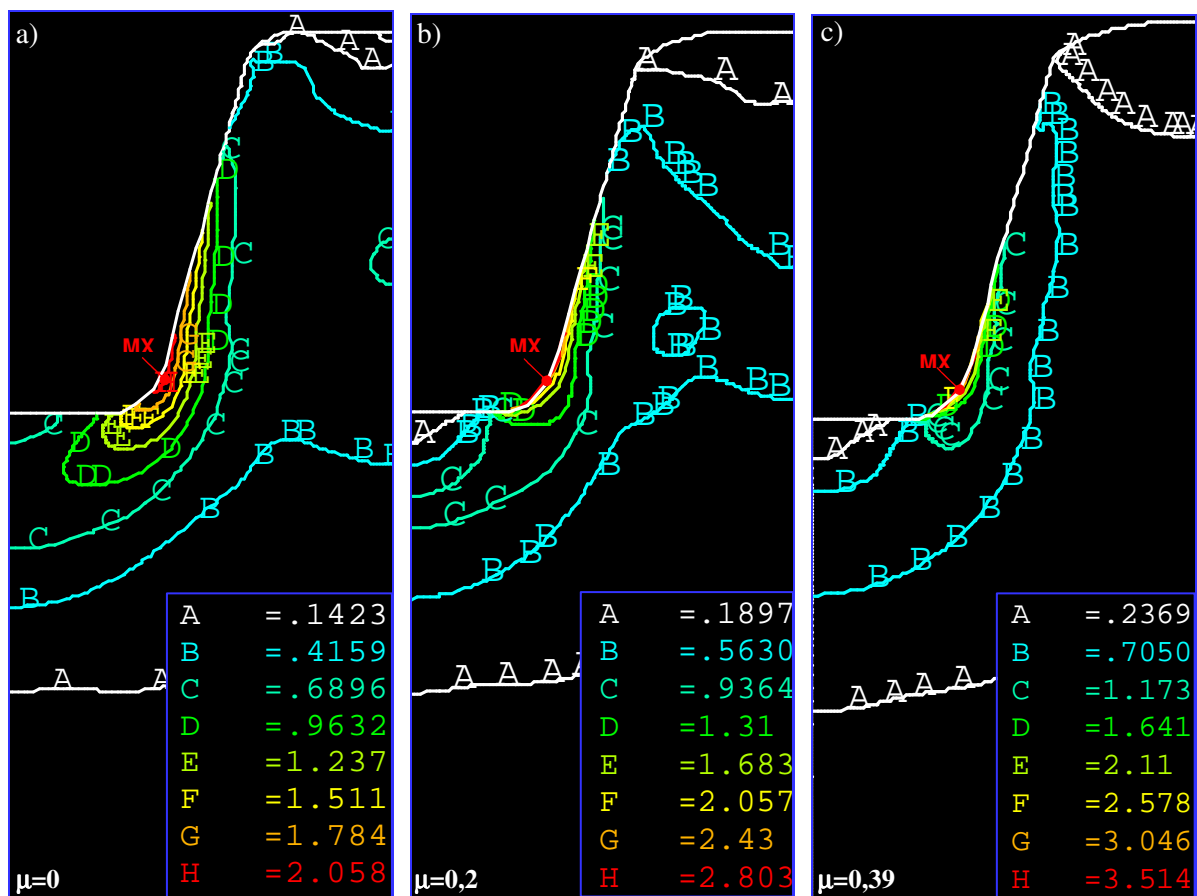
Rys. 7.10. Mapy naprężeń (a i b) oraz odkształceń zastępczych (c i d) dla różnych typów elementów skończonych

36. Wpływ warunków walcowania gwintów trapezowych na stany odkształceń i naprężeń w gwincie

Przykładowe wyniki symulacji numerycznych dla gwintów o zarysie trapezowym przedstawiono na rysunkach 7.11 i 7.12. Analizując rozkłady intensywności odkształceń, naprężeń i deformację siatki elementów skończonych można zaobserwować wyraźny wpływ warunków smarowania.



Rys. 7.11. Mapy naprężeń zredukowanych po walcowaniu gwintu o zarysie trapezowym z różnymi wartościami współczynnika tarcia

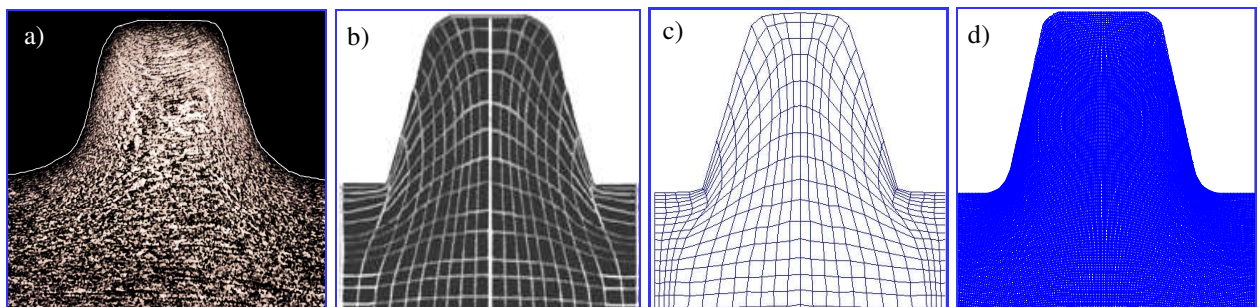


Rys. 7.12. Mapy odkształceń zredukowanych po walcowaniu gwintu o zarysie trapezowym z różnymi wartościami współczynnika tarcia

Współczynnik tarcia ma istotny wpływ na wartość i rozkład naprężeń zastępczych. Dla $\mu = 0$ największa naprężenia zastępcze wynoszą $\sigma_z = 2390$ MPa i występują w dnie gwintu, na promieniu zaokrąglenia oraz na podstawie zarysu gwintu, w strefie przyległej do powierzchni kontaktu (MX, rys. 7.11a). Wraz ze wzrostem współczynnika tarcia przesuwa się wzdłuż zarysu ku górze przyjmując wartości od wartości $\sigma_z = 2410$ MPa dla $\mu = 0,2$ (rys. 7.11b) do $\sigma_z = 3610$ MPa dla $\mu = 0,39$ (rys. 7.11c). Dla $\mu > 0$ pojawia się w dnie gwintu, na osi symetrii, lokalny obszar minimalnych naprężeń (MN), który przyjmuje charakterystyczny kształt klina. Minimum to wraz ze wzrostem współczynnika tarcia przesuwa się w głąb materiału obejmując coraz większy obszar.

Współczynnik tarcia ma również istotny wpływ na wartość i rozkład odkształceń. Dla $\mu = 0$ największe odkształcenia zastępcze wynoszą $\varepsilon_z = 2,058$ i występują (podobnie jak w przypadku naprężeń), na promieniu zaokrąglenia oraz na podstawie zarysu gwintu (MX, rys. 7.12a). Wraz ze wzrostem współczynnika tarcia obszar ten przesuwa wzdłuż zarysu ku górze przyjmując wartości od $\varepsilon_z = 2,803$ dla $\mu = 0,2$ (rys. 7.12b), aż do $\varepsilon_z = 3,514$ dla $\mu = 0,39$ (rys. 7.12c). Dla $\mu > 0$ pojawia się w dnie gwintu na osi symetrii obszar lokalnego minimum (MN), który przyjmuje charakterystyczny kształt klina i jest wynikiem przylegania materiału. Obszar tego minimum coraz bardziej oddala się od powierzchni kontaktu zagłębiając się bardziej w materiał obejmując większy obszar wraz ze wzrostem wartości współczynnika tarcia wzrasta.

W celu sprawdzenia wyników obliczeń przy wykorzystaniu modelu efektywnego opracowanego dla gwintów o zarysie trapezowym na rysunku 7.16 zestawiono: rzeczywisty zarys gwintu i deformację ziaren (rys. 7.16a), z wynikami otrzymanymi w badaniach modelowych z wykorzystaniem metody wizjoplastyczności (7.16b) oraz z analizy numerycznej według metody I (rys.7.16c) i metody II (rys.7.16d). Duża zgodność wyników pozwala stwierdzić, iż opracowany dyskretny model efektywny jest poprawny.

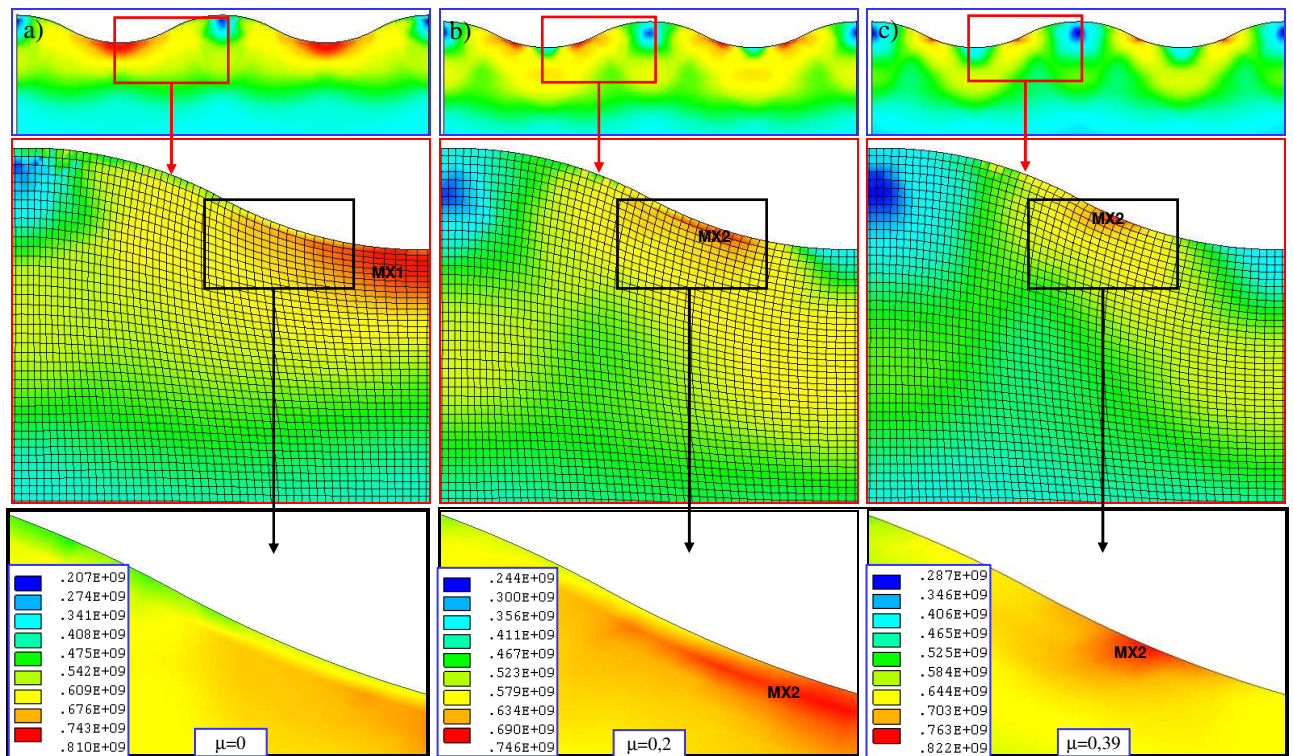


Rys. 7.13. Porównanie trapezowego zarysu gwintu rzeczywistego (a) z zarysem z badań modelowych (b), oraz z obliczeń numerycznych z wykorzystaniem metody I (c) i metody II (d) dla $\mu = 0$

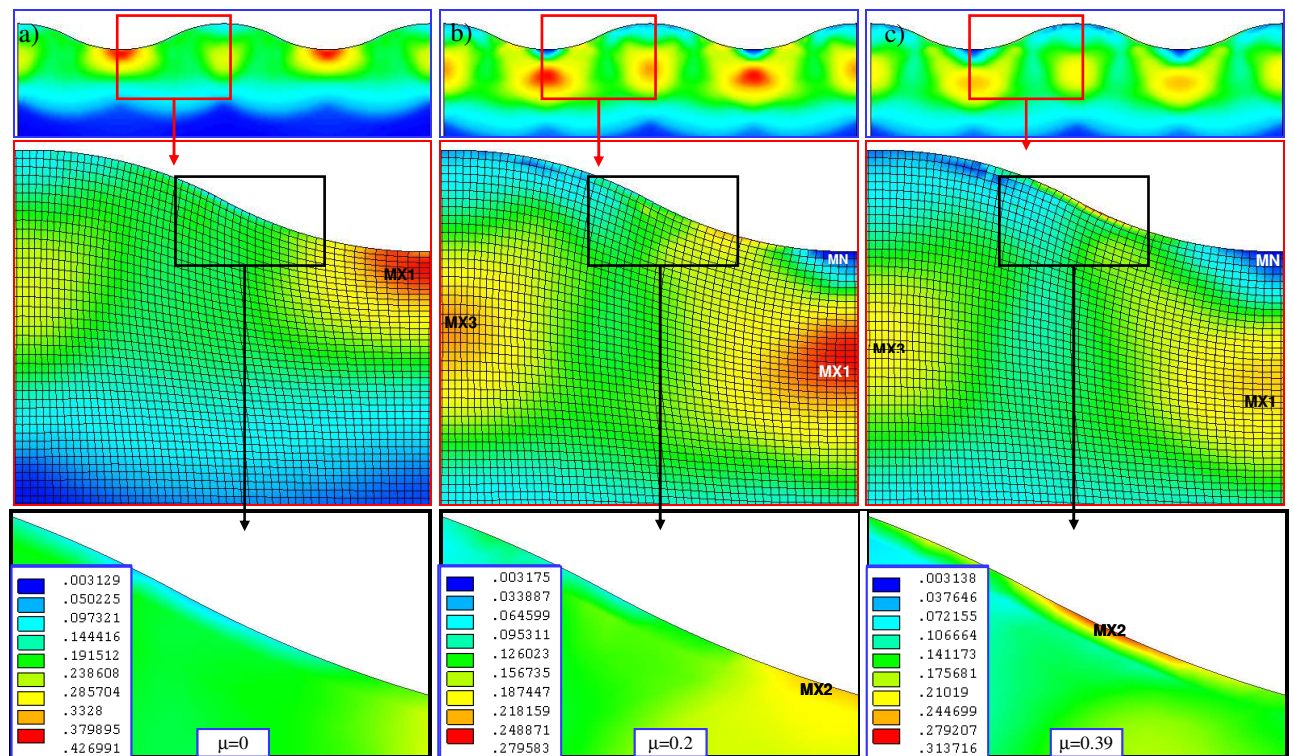
37. Wpływ warunków walcowania gwintów łukowych na stany odkształceń i naprężeń w gwincie

Przykładowe wyniki symulacji numerycznych stanów odkształceń i naprężeń zastępczych występujących w gwincie o zarysie łukowym po procesie walcowania, przedstawiono na rysunkach 7.14 i 7.15. Stwierdzono istotny wpływ warunków smarowania.

W przypadku braku tarcia w obszarze kontaktu narzędzia z przedmiotem (rys. 17.14a), podczas kształtowania zarysu gwintu, materiał nie jest hamowany przez narzędzie i swobodnie ślizga się wzdłuż płaszczyzny kontaktu. Widoczny jest brak zakrzywienia linii pionowych siatki elementów skończonych. Wzrost współczynnika tarcia powoduje wzrost hamowania przemieszczania się materiału. Dla dużych wartości współczynnika tarcia (rys. 17.14c) następuje silne hamowanie materiału w obszarze kontaktu. Powstają również obszary przylegania materiału. Następuje wówczas większe przemieszczanie się materiału w obszarach położonych dalej od strefy kontaktu. Obserwuje się wtedy większe zakrzywienie siatki elementów skończonych.



Rys. 7.14. Mapy naprężeń zastępczych według hipotezy HMH i deformacji siatki elementów skończonych po walcowaniu gwintu o zarysie łukowym z różnymi wartościami współczynnika tarcia



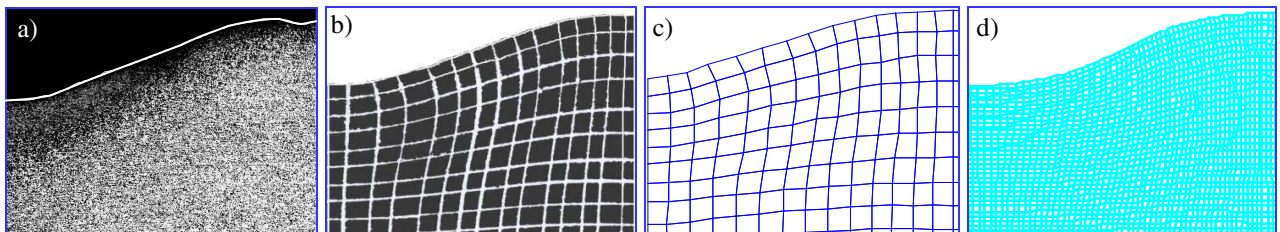
Rys. 7.15. Mapy odkształceń zastępczych według hipotezy HMH po walcowaniu gwintu o zarysie łukowym z różnymi wartościami współczynnika tarcia

Współczynnik tarcia ma również wpływ na wartość i rozkład naprężeń. Dla $\mu = 0$ największe naprężeń wynosi $\sigma_z = 810$ MPa i występuje w dnie gwintu (MX1, rys. 7.14a), a wraz ze wzrostem współczynnika tarcia przesuwa się w głąb dna gwintu oraz maleje i dla $\mu = 0,39$ wynosi $\sigma_z = 465$ MPa (MX1, rys. 7.14c). Dla $\mu > 0$ pojawia się lokalne maksimum naprężeń na bokach gwintu

(MX2), których wartość zwiększa się wraz ze wzrostem współczynnika tarcia od wartości $\sigma_z = 746$ MPa, a dla $\mu = 0,2$ (rys. 17.14b) do $\sigma_z = 822$ MPa, a dla $\mu = 0,39$ (rys. 17.14c).

Współczynnik tarcia ma również duży wpływ na wartość i rozkład odkształceń. Dla $\mu = 0$ maksymalne odkształcenia zastępcze $\epsilon_z = 0,426$ występują w dnie gwintu, przy jego powierzchni (MX1, rys. 7.15a). Dla $\mu > 0$ pojawia się strefa przylegania materiału w dnie gwintu, która przyjmuje charakterystyczny kształt klina. W strefie tej występują bardzo małe odkształcenia. Dla $\mu = 0,2$ - $\epsilon_z = 0,0032$ (MN, rys. 17.15b), a dla $\mu = 0,39$ odkształcenia przy powierzchni ulegają dalszemu zmniejszeniu do wartości $\epsilon_z = 0,00313$ (MN, rys. 17.15c). Natomiast lokalne maksimum odkształceń (MX1, rys. 17.15b i 17.15c) coraz bardziej oddala się od powierzchni kontaktu w głąb materiału. Pojawiają się wtedy dodatkowo dwa lokalne maksima odkształceń. Jedno (MX2) położone na boku gwintu w bardzo małej odległości od powierzchni kontaktu, w którym wraz ze wzrostem współczynnika tarcia odkształcenia rosną od wartości $\epsilon_z = 0,279$ dla $\mu = 0,2$ (rys. 7.15b) do wartości $\epsilon_z = 0,313$ dla $\mu = 0,39$. Kolejne lokalne maksimum (MX3) znajduje się w głębi materiału na osi symetrii przechodzącej przez wierzchołek gwintu. Tutaj odkształcenia zwiększają się wraz ze wzrostem współczynnika tarcia od wartości $\epsilon_z = 0,248$ dla $\mu = 0,2$ (rys. 7.15b) do $\epsilon_z = 0,279$ dla $\mu = 0,39$ (rys. 7.15c).

Rysunek 7.16 przedstawia porównanie zarysu rzeczywistego i deformacji ziaren (siatki) (rys. 7.16a) z wynikami otrzymanymi w badaniach modelowych z wykorzystaniem metody wizjoplastyczności (7.16b) oraz z wynikami analizy numerycznej według metody I (rys.7.16c) i metody II (rys.7.16d). Duża zgodność wyników pozwala stwierdzić, iż dyskretny model efektywny dla gwintów o zarysie łukowym jest opracowany poprawnie.



Rys. 7.16. Porównanie łukowego zarysu gwintu rzeczywistego (a) z zarysem z badań modelowych (b), oraz z obliczeń numerycznych z wykorzystaniem I metody (c) i II metody (d) dla $\mu = 0$

38. Podsumowanie i wnioski z analiz numerycznych

Symulacja numeryczna pozwala przewidzieć zachowanie walcowanego pręta (rury) w trakcie całego procesu technologicznego kształtowania śruby. Do najważniejszych możliwości analizy numerycznej w zastosowaniu do walcowania gwintów należy określenie:

- geometrii śruby i zarysu gwintu w czasie kształtowania i po sprężynowaniu powrotnym,
- rozkładu naprężeń i odkształceń lokalnych w śrubie – możliwość pęknięcia gwintu,
- zmiany średnicy zewnętrznej i średnicy otworu na długości dla śruby wykonanej na rurze,
- możliwego skrzywienia śruby,
- wymaganej siły i momentu walcowania,
- odkształcenia sprężystego walców w trakcie procesu.

Dzięki wynikom uzyskanym w symulacji można zoptymalizować projektowany proces technologiczny, skrócić cykl projektowania oraz zmniejszyć koszty związane z uruchomieniem produkcji.

Oddziaływanie kontaktowe między prętem (rurą) a walcami odgrywa kluczową rolę w procesie walcowania. W trakcie procesu zmieniają się warunki geometryczne kontaktu. Algorytm kontaktu powinien efektywnie wykrywać kontakt oraz określać wartość sił oddziaływania kontaktowego w kierunku stycznym i normalnym. Algorytm analizy kontaktu implementowany przez autora

w programie WALCOWANIE GWINTÓW i przedstawiony w rozdziale 5 daje bardzo dobre wyniki w symulacji walcowania gwintów.

Ze względu na sposób traktowania ruchu modele procesu walcowania można podzielić na quasi-statyczne i dynamiczne. W modelach dynamicznych uwzględnia się efekty inercyjne, a w modelach quasi-statycznych pomija się je. Stosowanie modelu quasi-statycznego jest uzasadnione w przypadku stosunkowo wolnych procesów kształtowania. W przypadku modelu dynamicznego ze względu na efektywność obliczeniową rozwiązanie wykorzystujące jawne całkowanie równań ruchu względem czasu według równań (5.69)÷(5.95) jest bardzo przydatne do symulacji procesów walcowania. W przypadku modelu quasi-statycznego preferowane są niejawne metody rozwiązania zagadnienia nieliniowego. Opracowany schemat niejawnego rozwiązania równań nieliniowych metodą Newmarka jest określony równaniami (5.96)÷(5.105).

Chociaż rozwiązania niejawne uznawane są za dokładniejsze niż rozwiązania jawne, porównanie różnych rozwiązań jawnych i niejawnych z wynikami eksperymentalnymi pokazuje, że rozwiązania jawne nie ustępują dokładnością rozwiązaniom niejawnym. W przypadku dużych zagadnień zalety metod jawnych, takie jak wysoka efektywność rozwiązania dla pojedynczego kroku, nieiteracyjny schemat rozwiązania oraz małe wymagania pamięci przeważają na wadami tych metod, jak np. warunkowa stabilność i sprawiają, że metody jawne dominują w komercyjnych programach do symulacji procesów dynamicznych.

Pręt (rura) w procesie walcowania poddana jest złożonemu procesowi odkształcania, charakteryzującemu się dużymi przemieszczeniami i dużymi odkształceniami. W modelu numerycznym przedmiot jest zdyskretyzowany płaskimi elementami skończonymi. Elementy skończone użyte do dyskretyzacji przedmiotu powinny dobrze modelować złożony stan odkształcenia, a jednocześnie muszą się charakteryzować dużą efektywnością obliczeniową. W przykładach numerycznych przedstawionych w niniejszym rozdziale stosowano dyskretyzację ośmio-węzłowymi elementami płaskimi typu PLANE183 z nieliniową funkcją kształtu. Oddanie skomplikowanych zmian zarysu gwintu wymaga odpowiednio drobnej siatki elementów skończonych. Zastosowanie bardzo drobnej siatki elementów skończonych dla całej śruby i w trakcie całego procesu doprowadziłoby do modelu numerycznego o bardzo dużej liczbie niewiadomych, wymagającego długich czasów obliczeń. Opracowane efektywne modele dyskretne oraz algorytmy numeryczne, pozwalają na automatyczne zagęszczanie siatki tylko w obszarach o dużej krzywiznie i dużych gradientach odkształceń.

Modelowanie odkształcenia materiału w procesie walcowania wymaga stosowania odpowiednich modeli konstytutywnych. Wywołane w trakcie walcowania odkształcenie sprawia, że własności materiału śruby cechują się umocnieniem, które musi być uwzględnione w sformułowaniu teoretycznym. Przy dyskretyzacji stosowano izotropowy sprężysto-plastyczny model materiału z umocnieniem nieliniowym przedstawiony w punkcie 19.2.3.

Wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych na tworzywie rzeczywistym pozwoliły sformułować następujące wnioski:

1. Współczynnik kształtu elementu skończonego (WK) istotnie wpływa zarówno na dokładność odwzorowania zarysu narzędzia jak i na wartość naprężeń i odkształceń.
2. Dla $WK \leq 1$ następuje niedokładne odwzorowanie kształtu narzędzia w przedmiocie. Szczególnie jest to widoczne w dnie gwintu, na promieniach zaokrąglenia. Dla $WK > 1$ następuje dokładniejsze odwzorowanie kształtu narzędzia w przedmiocie. Spowodowane jest to wzrostem liczby elementów skończonych wzdłuż powierzchni kontaktu.
3. Najkorzystniejsze wyniki obliczonych naprężeń i odkształceń uzyskuje się dla $WK = 0,67 \div 1,5$. Dalsze zwiększanie WK (nawet dziewięciokrotnie) nie ma już istotnego wpływu na dokładność obliczonych naprężeń i odkształceń, określanych jako różnica ich wartości w elementach i w węzłach.
4. Wyniki symulacji komputerowej procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym na modelu efektywnym i tworzywie rzeczywistym, potwierdziły wyniki badań modelowych oraz wyniki wstępnych badań eksperymentalnych. Świadczy to o poprawności opracowanego modelu matematycznego oraz sposobu całkowania dyskretnego równania ruchu.

5. Opracowanie efektywnych modeli dyskretnych i metod obliczeń procesu walcowania gwintów oraz opracowanie zaleceń odnośnie sposobu modelowania procesu walcowania przy wykorzystaniu MES za szczególnym ukierunkowaniem na zmniejszenie liczby stopni swobody opisujących model zapewnienia zbieżność rozwiązania wyników obliczeń dla maksymalnych wartości odkształceń i naprężeń w gwincie. Wyniki obliczeń numerycznych potwierdzają możliwość dokonania poprawnej analizy procesu kształtowania gwintu o zarysach trapezowym i łukowym oraz określenie stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń, przy wykorzystaniu opracowanych dyskretnych modeli efektywnych, które zawierają $LE = 32880$ elementów skończonych typu PLANE183 dla gwintu o zarysie trapezowym i $LE = 17640$ elementów skończonych typu PLANE183 dla gwintu o zarysie łukowym, przy $WK = 1$.
6. Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia analizę czasową stanów deformacji i naprężeń w gwincie dowolnej chwili trwania procesu nagniatania dla następujących danych:
 - a) czynniki materiałowe (odkształcalność materiału): moduł Younga, współczynnik Poissona, początkowe naprężenie uplastyczniające, moduł umocnienia, wrażliwość na prędkość odkształcenia, model umocnienia (izotropowe, kinematyczne lub mieszane), moduł umocnienia materiału zależny od odkształcenia i prędkości odkształcenia,
 - b) geometria półwyrobu i walców (kształt i wymiary),
 - c) stan materiału po procesach przed walcowaniem gwintów – stan odkształceń i naprężeń, struktura materiału, struktura geometryczna powierzchni,
 - d) parametry technologiczne procesu: prędkość nagniatania, wcisk walcowania,
 - e) warunki realizacji procesu: rodzaj czynnika chłodząca-smarnego – opory tarcia.
- 7) Na podstawie otrzymanych wyników stwierdzono, że współczynnik tarcia ma istotny wpływ nie tylko na zarys gwintu, lecz także na stan odkształceń i naprężeń. Zatem współczynnik tarcia pośrednio wpływa również na jakość technologiczną i użytkową gwintu. Wyniki symulacji komputerowych mogą być podstawą doboru rodzaju czynnika chłodząco-smarującego w procesie walcowania.
- 8) Wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych wykorzystano w projekcie walców roboczych głowicy kątowej do walcowania gwintów łukowych na rurach. Dla nowych konstrukcji narzędzia przeprowadzono badania symulacyjne płynięcia materiału w trakcie obróbki i odwzorowania narzędzia w materiale obrabianym.

Rozdział VIII

BADANIA EKSPERYMENTALNE PROCESU WALCOWANIA GWINTÓW O ZARYSIE ŁUKOWYM NA RURACH

Pomimo ogromnego postępu w dziedzinie obliczeń numerycznych zagadnień nieliniowych, otrzymane wyniki poddaje się weryfikacji eksperymentalnej. Ze względu na to, że walcowanie gwintów na rurach jest procesem bardziej skomplikowanym niż walcowanie gwintów na prętach (wałkach), w niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki badań weryfikacyjnych dotyczących głównie procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach.

Dodatkową przesłanką za wytypowaniem tego zarysu gwintu do badań eksperymentalnych jest to, że w Polsce takich śrub się nie wykonuje i brak jest jakichkolwiek informacji o badaniach nad opracowaniem technologii walcowania takich śrub w innych ośrodkach. Wiadomo jest jedynie, że śruby takie wykonuje się jedynie w USA i w Niemczech, lecz technologia ta jest pilnie strzeżona i brak jest publikacji na temat.

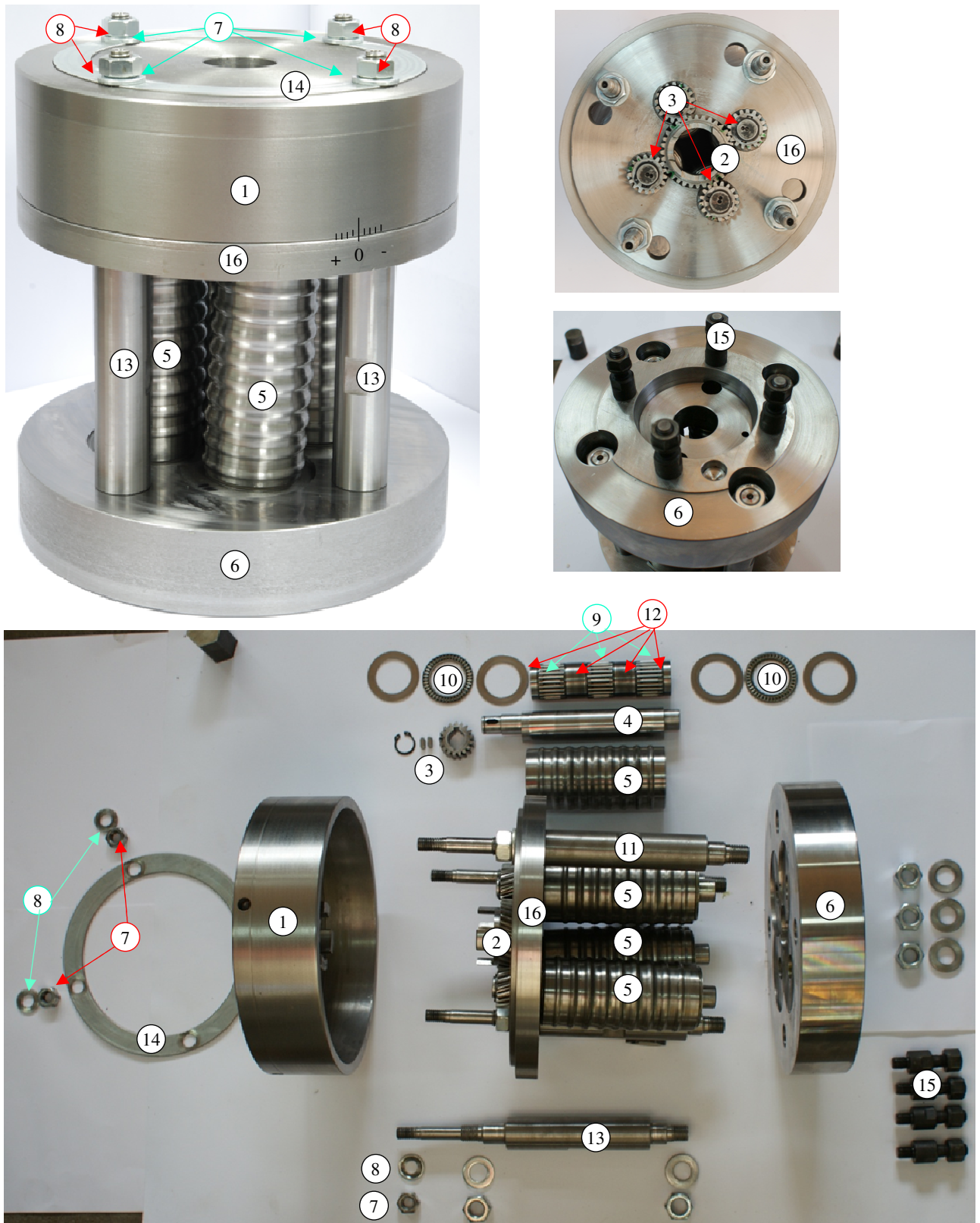
Celem przeprowadzonych badań była weryfikacja wyników badań modelowych i analiz numerycznych na tworzywie modelowym i rzeczywistym oraz ocena przydatności nowej konstrukcji głowicy kątowej do walcowania lewozwojowych gwintów łukowych na rurach o długościach 1 mb. Zakres badań wynikał z zapotrzebowania przemysłu i obejmował analizę wpływu geometrii rury (średnicy zewnętrznej d_2 i grubości ścianki g), prędkości v i wcisku w nagniatania oraz współczynnika tarcia μ (obróbka ze smarowaniem lub bez smarowania) na jakość gwintu: dokładność odwzorowania zarysu powierzchni czynnej walców oraz owalizację O , wydłużenie śruby Δl , zmniejszenie średnicy otworu śruby ΔD_0 i skręcenie γ śruby wywołane walcowaniem.

Konieczność przeprowadzenia badań dotyczących wydłużenia śruby Δl i jej skręcenia γ wywołane walcowaniem, wynika z faktu, że opracowana aplikacja numeryczna (rozdz. VII) nie pozwala obliczyć wartości tych wielkości. Stworzenie takiej możliwości wiązało się z koniecznością zwiększenia liczby stopni swobody, co znacznie przekracza obecne możliwości obliczeniowe na posiadanych na Politechnice Koszalińskiej stacjach roboczych.

39. Obiekt i stanowisko badań

Obiektem badań była głowica kątowa obrotowa czterowalcowa, zaprojektowana w systemie Solid Works i wykonana w Politechnice Koszalińskiej w ramach grantu promotorskiego [Kuki2006]. Rysunki konstrukcyjne znajdują się na dołączonej do pracy płycie Cd-ROM. Widok głowicy i jej części składowych przedstawia rysunek 8.1. Głowica jest przystosowana do konwencjonalnych tokarek uniwersalnych i jest mocowana w miejsce uchwyty tokarskiego. Konstrukcja głowicy pozwala na łatwą zmianę wcisku nagniatania oraz wymianę walców.

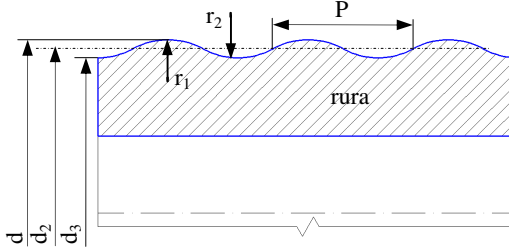
Badaniu poddano dwa zarysy gwintów (rys. 8.2) o parametrach przedstawionych w tabeli 8.1 przeznaczone do walcowania lewozwojowych gwintów łukowych o wymiarach $\phi 31 \times 12,56$ oraz $\phi 38 \times 12,78$ na rurach, praktycznie o dowolnej długości do 6 mb.



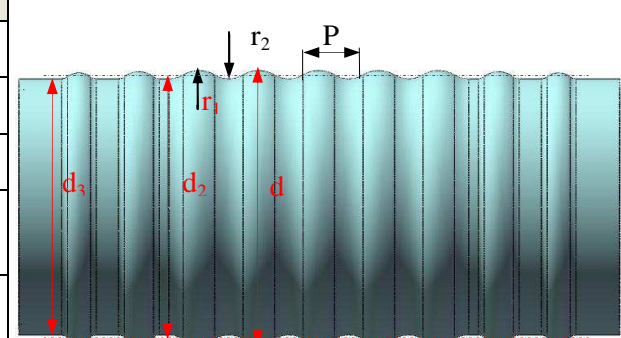
Rys. 8.1. Widok ogólny głowicy (obiekt badań) i jej części składowych: 1 – pokrywa górna zamykająco-regulacyjna, 2 – koło zębate środkowe, 3 – koło zębate, 4 – osie rolek (mimośród), 5 – walce robocze, 6 – korpus, 7 – nakrętki, 8 – podkładki, 9 – łożysko igielkowe wzdużne, 10 – łożysko igielkowe poprzeczne, 12 – tuleje dystansowe, 13 – szpilka, 14 – podkładka, 15 – śruby, 16 – tarcza górna (korpus)

Tab. 8.1. Wymiary podstawowe dla gwintów o zarysie łukowym grubozwojowym

Lp.	Nazwa	Oznaczenie [mm]	Śruba nr 1 $\phi 31 \times 12,56$	Śruba nr 2 $\phi 38 \times 12,78$
1	Średnica zewnętrzna	d	31	38
2	Średnica podziałowa	d_2	29,383	36,339
3	Średnica wewnętrzna	d_3	27,765	34,677
4	Promień zaokrąglenia wierzchołka	r_1	6,5	6,56
5	Promień zaokrąglenia dna	r_2	5,84	5,91
6	Wysokość zarysu	h_3	1,617	1,661
7	Skok gwintu	P	12,56	12,78
8	Średnica otworu (grubość ścianki rury)	D_o (g)	18 (5,5)	16 (10)
9	Długość śruby	l	6000	


Tab. 8.2. Geometria walców do gwintów $\phi 31 \times 12,56$ oraz $\phi 38 \times 12,78$

Lp.	Nazwa	Oznaczenie [mm]	Śruba nr 1 $\phi 31 \times 12,56$	Śruba nr 2 $\phi 38 \times 12,78$
1	Średnica zewnętrzna	d	61	58
2	Średnica podziałowa	d_2	57,50	57,50
3	Średnica wewnętrzna	d_3	57,57	54,48
4	Promień zaokrąglenia wierzchołka	r_1	5,84	5,91
5	Promień zaokrąglenia dna	r_2	6,5	6,56
6	Wysokość zarysu	h_3	1,667	1,711
7	Skok gwintu	P	12,56	12,78



Wartości parametrów charakteryzujących obrotową głowicę kątową były następujące:

- układ kinematyczny: walcowanie osiowe,
- liczba walców: 4,
- kąt pochylenia rolek: 3° ,
- maksymalna średnica zewnętrzna gwintu: $d = 40$ mm,
- zakres regulacji głowicy: $\phi 26,212 \div 40,212$ mm dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$ mm oraz $\phi 29,256 \div 43,256$ mm dla gwintu $\phi 38 \times 12,78$ mm,
- długość walcowanej rury: Nielimitowana.

Natomiast podstawowe parametry charakteryzujące walce robocze:

a) walce do gwintu $\phi 31 \times 12,56$ mm (tab. 8.2):

- część wprowadzająca i wyprowadzająca – po 2 pierścienie: pierwszy – średnica $d = 60$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 4$ mm, drugi - średnica $d = 60,5$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 5$ mm,

- część kształtująca – 2 pierścienie, pierwszy – średnica $d = 60,6$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6$ mm, drugi - średnica $d = 60,8$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6,2$ mm,
 - część kalibrująca – 1 pierścień, średnica $d = 61$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6,5$ mm,
- b) walce do gwintu $\phi 38 \times 12,78$ (tab. 8.2):
- część wprowadzająca i wyprowadzająca – po 2 pierścienie: pierwszy – średnica $d = 57$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 4$ mm, drugi - średnica $d = 58$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 5$ mm,
 - część kształtująca – 2 pierścienie, pierwszy – średnica $d = 57,6$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6$ mm, drugi - średnica $d = 57,8$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6,3$ mm,
 - część kalibrująca – 1 pierścień, średnica $d = 58$ mm i promień zaokrąglenia $r_1 = 6,56$ mm.

Obrotowa głowica kątowna wraz z czterema walcami (rys. 8.1) jest mocowana za pomocą czterech śrub (15) do stożkowej tarczy zabierakowej tokarki TUD-35. Wymagany wcisk walcowania jest regulowany poprzez obrót pokrywy górnej (1) o wymagany kąt. Następuje obrót środkowego koła zębatego (2), które z kolei obraca cztery koła zębate (3) osadzone na mimośrodkowych osiach (4) walców roboczych (5), powodując ich osiowe zbliżenie lub odsunięcie. Po ustawieniu wymaganego wcisku położenie pokrywy górnej (1) względem korpusu (16) ustala się za pomocą czterech nakrętek (7).

40. Badania eksperymentalne wpływu wybranych warunków walcowania na jakość gwintu

Badania przeprowadzono w celu ustalenia wpływu średnicy d_2 i grubości ścianki g rury, prędkości v i wcisku w walcowania oraz współczynnika tarcia μ na jakość gwintu walcowanego. Mierzono parametry kształtowanego gwintu (średnica zewnętrzna d i wewnętrzna d_3 , promienie zaokrąglenia wierzchołka r_1 i dna r_2 , skok gwintu P) oraz owalizację O , wydłużenie śruby Δl i zmniejszenie średnicy otworu śruby ΔD_0 i skręcenie γ (na długości jednego metra) wywołane walcowaniem.

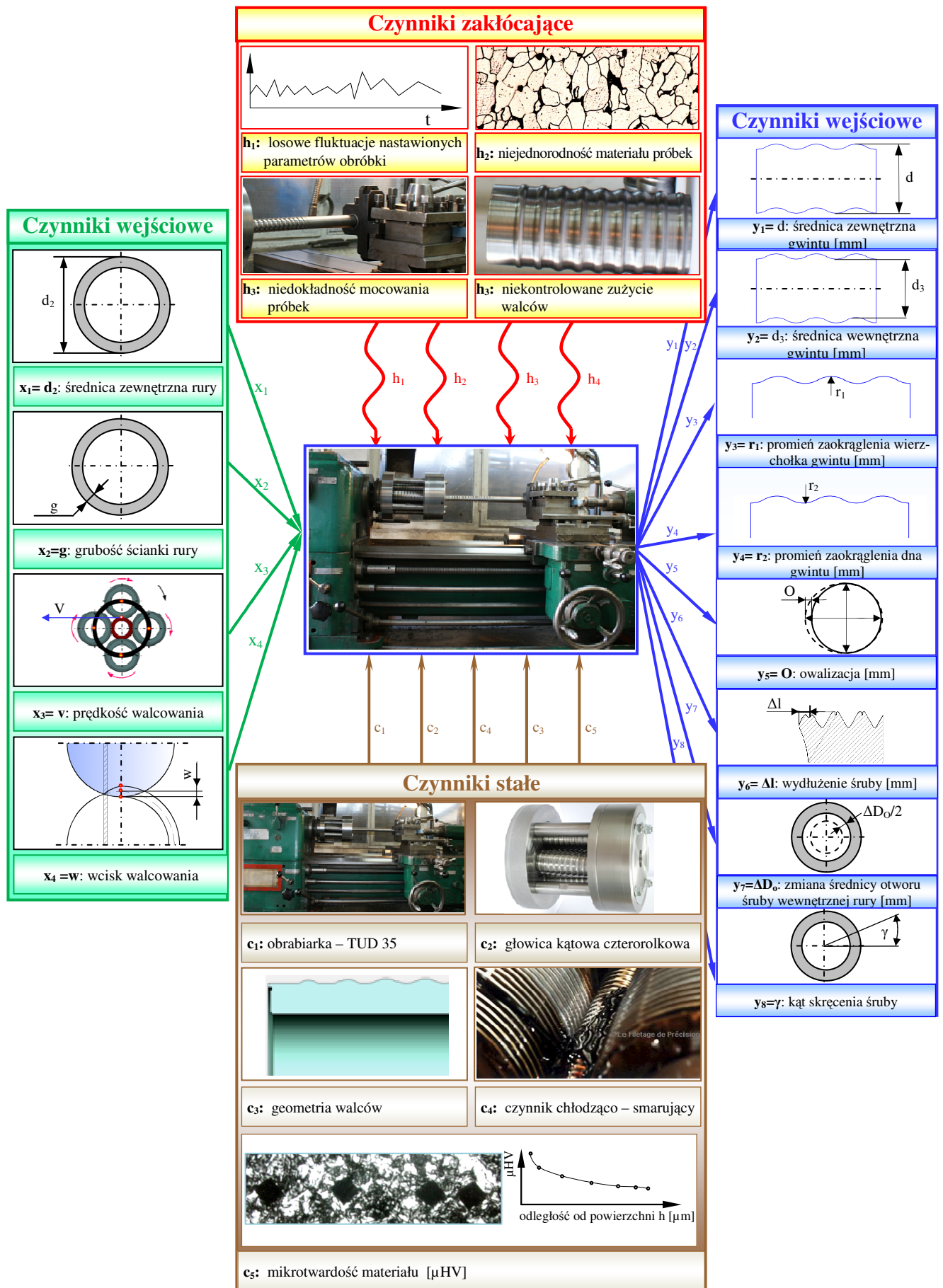
40.1. Określenie zbiorów czynników badanych, stałych, zakłócających i wynikowych

W wyniku przeprowadzonej analizy czynnikowej oraz badań rozpoznawczych określono zbiór czynników badanych (wejściowych), wyjściowych, stałych i zakłócających (rys. 8.2).

Taki podział czynników wpływających na obiekt badań pozwolił na przeprowadzenie planowanych badań eksperymentalnych oraz opracowanie poszukiwanych funkcji regresji. Otrzymane w procesie identyfikacji funkcje regresji posłużą do sterowania obiektem badań, a w dalszych działaniach można je poddać optymalizacji.

W tym przypadku obiekt badań traktuje się jako „czarną skrzynkę” a poszukuje się relacji pomiędzy wyjściem i wejściami obiektu, bez konieczności znajomości zachodzących w nim zjawisk fizycznych. Identyfikację nieliniowego obiektu wielowymiarowego przeprowadzono według algorytmu [Kuk2002]:

- 1) ustalenie przedziału zmienności czynników badanych,
- 2) przyjęcie klasy modelu matematycznego,
- 3) kodowanie czynników badanych,
- 4) wykonanie badań właściwych,
- 5) wyniki eksperymentu,
- 6) eliminacja wyników obarczonych błędem grubym,
- 7) obliczenie wariancji międzywierszowej i odchylenia standardowego,
- 8) sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie,
- 9) obliczenie współczynników w funkcji regresji,
- 10) analiza statystyczna funkcji regresji,
- 11) badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej,
- 12) sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego,
- 13) odkodowanie funkcji regresji.



Rys. 8.2. Czynniki występujące w procesie walcowania gwintów o zarysie łukowym

40.2. Ustalenie przedziału zmienności czynników badanych

Po wyodrębnieniu czynników wpływających na obiekt badań (rys. 8.2) należy określić przedziały zmienności czynników wejściowych. Przyjęty obszar badań w rozpatrywanym przypadku wynosi:

- 1) Średnica zewnętrzna rury: $\bar{x}_1 = d_2$: $d_2 = 28 \div 30$ [mm] dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$,
 $d_2 = 35 \div 37$ [mm] dla gwintu $\phi 38 \times 12,78$,
- 2) Grubość ścianki rury: $\bar{x}_2 = g$: $g = 4 \div 11$ [mm],
- 3) Wcisk walcowania: $\bar{x}_3 = w$: $w = 0,6 \div 1,0$ [mm],
- 4) Prędkość walcowania: $\bar{x}_4 = v$: $v = 0,1 \div 1,5$ [m/s].

40.3. Przyjęcie klasy modelu matematycznego

Funkcja obiektu badań jest nieznana w postaci analitycznej. W wyniku przeprowadzonej analizy czynnikowej ustalono następującą postać jakościową funkcji regresji:

$$\hat{Y} = \hat{Y}(d_2, g, w, v), \quad (8.1)$$

gdzie: d_2 - średnica zewnętrzna rury, g - grubość ścianki rury, w - wcisk walcowania, v - prędkość walcowania, y - czynniki wyjściowe: średnica zewnętrzna d [mm], średnica wewnętrzna d_3 [mm], promień zaokrąglenia wierzchołka r_1 [mm] i dna r_2 [mm], skok gwintu P [mm] oraz owalizacja O [mm], wydłużenie śruby Δl [mm], zmniejszenie średnicy otworu śruby ΔD_0 [mm] i skręcenie γ [stopień/mb].

Określenie klasy modelu matematycznego dla którego otrzymuje się najlepszy współczynnik korelacji wielowymiarowej dokonywano wykorzystując program EPlanner [Kuk2002a]. Przeprowadzone badania rozpoznawcze, modelowe i analizy numeryczne wykazały, że parametry decydujące o jakości śruby, opisywane za pomocą funkcji kwadratowej, mają najlepszy współczynnik korelacji wielowymiarowej R^2 , dlatego też w tym przypadku do opisu obiektu badań użyto modelu matematycznego w postaci wielomianu algebraicznego drugiego stopnia z interakcjami podwójnymi:

$$\begin{aligned} \hat{Y} = & b_0 + b_1 \cdot d_2 + b_2 \cdot g + b_3 \cdot w + b_4 \cdot v + b_{11} \cdot d_2^2 + b_{22} \cdot g^2 + b_{33} \cdot w^2 + b_{44} \cdot v^2 \\ & + b_{12} \cdot d_2 \cdot g + b_{13} \cdot d_2 \cdot w + b_{14} \cdot d_2 \cdot v + b_{23} \cdot g \cdot w + b_{24} \cdot g \cdot v + b_{34} \cdot w \cdot v, \end{aligned} \quad (8.2)$$

gdzie $b_0, b_1, b_2, b_3, b_4, b_{11}, b_{22}, b_{33}, b_{44}, b_{12}, b_{13}, b_{14}, b_{23}, b_{24}, b_{34}$ są poszukiwanymi współczynnikami równania regresji.

40.4. Kodowanie czynników badanych

Następnym etapem identyfikacji jest kodowanie czynników (zwane również normowaniem lub standaryzacją), które ma na celu uproszczenie zapisu wzorów oraz ułatwienie obliczeń matematycznych. Polega ono na zastąpieniu zmiennych rzeczywistych \bar{x}_i , $i=1 \div 4$, bezwymiarowymi zmiennymi $\bar{\bar{x}}_i$, które w rozpatrywanym przypadku (pięciopoziomowego planu eksperymentu – tablica 8.4) przyjmują poziomy: $-\alpha, -1, 0, +1, +\alpha$, gdzie α jest wartością ramienia gwiazdowego, która w badanym przypadku dla $S = 2$ i rotatabilności programu wynosi $\alpha = 2$.

Układ współrzędnych rzeczywistych zastępuje się nowym układem, dla którego wartość średnia czynników w starym układzie stanowi początek nowego układu. Sposób normowania zmiennych zależy od klasy przyjętego modelu matematycznego. Dla przyjętego modelu (pkt. 8.2) zmienne unormowane oblicza się ze wzoru:

$$\bar{\bar{x}}_i = \frac{\bar{x}_i - \bar{x}_{i0}}{\Delta \bar{x}_i}. \quad (9.3)$$

Podstawiając do wzoru (8.3) wartości zmiennych rzeczywistych, zmienne zakodowane przyjmują odpowiednio wartości $-2, -1, 0, +1, +2$. Wartości rzeczywiste i odpowiadające im wartości standaryzowane zestawiono w tabeli 8.3.

Tab. 8.3. Wartości zmiennych rzeczywistych i zakodowanych

Lp.	Poziom czynnika	Wartość zakodowana				Wartość rzeczywista			
		$\bar{\bar{x}}_1$	$\bar{\bar{x}}_2$	$\bar{\bar{x}}_3$	$\bar{\bar{x}}_4$	\bar{d}_2	\bar{g}	\bar{w}	\bar{v}
		[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[m/s]
1	„gwiazdny” górny	+2	+2	+2	+2	30,0	11,00	1,0	1,50
2	górny	+1	+1	+1	+1	29,5	9,25	0,9	1,15
3	centralny	0	0	0	0	29	7,50	0,8	0,80
4	dolny	-1	-1	-1	-1	28,5	5,75	0,7	0,45
5	„gwiazdny” dolny	-2	-2	-2	-2	28,0	4,00	0,6	0,10

Po podstawieniu do modelu (8.2) wartości \bar{x}_i według wzoru: $\bar{x}_i = \bar{x}_{i0} + \bar{\bar{x}}_i \Delta \bar{x}_i$, wyznaczonej ze wzoru (9.3) otrzymuje się:

$$\begin{aligned}
\hat{Y} = & b_0 + b_1 \cdot (\bar{x}_{10} + \bar{\bar{x}}_1 \cdot \Delta \bar{x}_1) + b_2 \cdot (\bar{x}_{20} + \bar{\bar{x}}_2 \cdot \Delta \bar{x}_2) + b_3 \cdot (\bar{x}_{30} + \bar{\bar{x}}_3 \cdot \Delta \bar{x}_3) \\
& + b_4 \cdot (\bar{x}_{40} + \bar{\bar{x}}_4 \cdot \Delta \bar{x}_4) + b_{12} \cdot (\bar{x}_{10} + \bar{\bar{x}}_1 \cdot \Delta \bar{x}_1) \cdot (\bar{x}_{20} + \bar{\bar{x}}_2 \cdot \Delta \bar{x}_2) \\
& + b_{13} \cdot (\bar{x}_{10} + \bar{\bar{x}}_1 \cdot \Delta \bar{x}_1) (\bar{x}_{30} + \bar{\bar{x}}_3 \cdot \Delta \bar{x}_3) + b_{14} \cdot (\bar{x}_{10} + \bar{\bar{x}}_1 \cdot \Delta \bar{x}_1) \cdot (\bar{x}_{40} + \bar{\bar{x}}_4 \cdot \Delta \bar{x}_4) \\
& + b_{23} \cdot (\bar{x}_{20} + \bar{\bar{x}}_2 \cdot \Delta \bar{x}_2) \cdot (\bar{x}_{30} + \bar{\bar{x}}_3 \cdot \Delta \bar{x}_3) + b_{24} \cdot (\bar{x}_{20} + \bar{\bar{x}}_2 \cdot \Delta \bar{x}_2) \cdot (\bar{x}_{40} + \bar{\bar{x}}_4 \cdot \Delta \bar{x}_4) \\
& + b_{34} \cdot (\bar{x}_{30} + \bar{\bar{x}}_3 \cdot \Delta \bar{x}_3) \cdot (\bar{x}_{40} + \bar{\bar{x}}_4 \cdot \Delta \bar{x}_4) + b_{11} \cdot (\bar{x}_{10} + \bar{\bar{x}}_1 \cdot \Delta \bar{x}_1)^2 + b_{22} \cdot (\bar{x}_{20} + \bar{\bar{x}}_2 \cdot \Delta \bar{x}_2)^2 \\
& + b_{33} \cdot (\bar{x}_{30} + \bar{\bar{x}}_3 \cdot \Delta \bar{x}_3)^2 + b_{44} \cdot (\bar{x}_{40} + \bar{\bar{x}}_4 \cdot \Delta \bar{x}_4)^2.
\end{aligned} \tag{8.4}$$

Natomiast po uporządkowaniu równania (8.4) względem zmiennej $\bar{\bar{x}}_i$, otrzymuje się następujące równanie w postaci zakodowanej:

a) w zapisie macierzowym:

$$\{\hat{Y}\} = [\bar{\bar{X}}] \cdot \{\mathbf{k}\}, \tag{8.5}$$

b) w zapisie rozwiniętym:

$$\begin{aligned}
\hat{Y} = & k_0 + k_1 \cdot \bar{\bar{x}}_1 + k_2 \cdot \bar{\bar{x}}_2 + k_3 \cdot \bar{\bar{x}}_3 + k_4 \cdot \bar{\bar{x}}_4 + k_{12} \cdot \bar{\bar{x}}_1 \cdot \bar{\bar{x}}_2 + k_{13} \cdot \bar{\bar{x}}_1 \cdot \bar{\bar{x}}_3 + k_{14} \cdot \bar{\bar{x}}_1 \cdot \bar{\bar{x}}_4 + k_{23} \cdot \bar{\bar{x}}_2 \cdot \bar{\bar{x}}_3 \\
& + k_{24} \cdot \bar{\bar{x}}_2 \cdot \bar{\bar{x}}_4 + k_{34} \cdot \bar{\bar{x}}_3 \cdot \bar{\bar{x}}_4 + k_{11} \cdot (\bar{\bar{x}}_1)^2 + k_{22} \cdot (\bar{\bar{x}}_2)^2 + k_{33} \cdot (\bar{\bar{x}}_3)^2 + k_{44} \cdot (\bar{\bar{x}}_4)^2 = \\
= & k_0 + \sum_{i=1}^{S=4} k_i \cdot \bar{\bar{x}}_i + \sum_{i=1}^{S=4} k_i \cdot \bar{\bar{x}}_i^2 + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^{S=4} k_{ij} \cdot \bar{\bar{x}}_i \cdot \bar{\bar{x}}_j.
\end{aligned} \tag{8.6}$$

40.5. Realizacja badań właściwych

40.5.1. Plan eksperymentu

Badania przeprowadzono zgodnie z planem statystycznym zdeterminowanym pięciopoziomym, rotabilnym [Kuk2000], [Kuk2002]. Realizacja programu kompozycyjnego pięciopoziomowego PS/DS-P: λ wymaga wykonania pomiarów dla:

- szesnastu układów ($n_k = 2^S = 2^4 = 16$) w górnym i dolnym poziomie programu,
- ośmiu układów w „punktach gwiazdnych” ($n_\alpha = 2 \cdot S = 2 \cdot 4 = 8$),
- siedmiu pomiarów paralelnych dla układu w „centrum” programu ($n_o = 7$).

Macierz planu eksperymentu wraz z wartościami rzeczywistymi i zakodowanymi zmiennych dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$ wygenerowane w programie EPlanner zestawiono w tabeli 8.4.

Tab. 8.4. Pięciopoziomowy plan eksperymentu dla zmiennych zakodowanych i rzeczywistych

Lp.	Plan eksperymentu dla zmiennych zakodowanych				Plan eksperymentu dla zmiennych rzeczywistych			
	$\bar{\bar{x}}_1 = \bar{\bar{d}}_2$	$\bar{\bar{x}}_2 = \bar{\bar{g}}$	$\bar{\bar{x}}_3 = \bar{\bar{w}}$	$\bar{\bar{x}}_4 = \bar{\bar{v}}$	\bar{d}_2	\bar{g}	\bar{w}	\bar{v}
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[m/s]
1	-1	-1	-1	-1	28,5	5,75	0,7	0,45
2	+1	-1	-1	-1	29,5	5,75	0,7	0,45
3	-1	+1	-1	-1	28,5	9,25	0,7	0,45
4	+1	+1	-1	-1	29,5	9,25	0,7	0,45
5	-1	-1	+1	-1	28,5	5,75	0,9	0,45
6	+1	-1	+1	-1	29,5	5,75	0,9	0,45
7	-1	+1	+1	-1	28,5	9,25	0,9	0,45
8	+1	+1	+1	-1	29,5	9,25	0,9	0,45
9	-1	-1	-1	+1	28,5	5,75	0,7	1,15
10	+1	-1	-1	+1	29,5	5,75	0,7	1,15
11	-1	+1	-1	+1	28,5	9,25	0,7	1,15
12	+1	+1	-1	+1	29,5	9,25	0,7	1,15
13	-1	-1	+1	+1	28,5	5,75	0,9	1,15
14	+1	-1	+1	+1	29,5	5,75	0,9	1,15
15	-1	+1	+1	+1	28,5	9,25	0,9	1,15
16	+1	+1	+1	+1	29,5	9,25	0,9	1,15
17	+2	0	0	0	30,0	7,5	0,8	0,80
18	-2	0	0	0	28,0	7,5	0,8	0,80
19	0	+2	0	0	29,0	11,0	0,8	0,80
20	0	-2	0	0	29,0	4,0	0,8	0,80
21	0	0	+2	0	29,0	7,5	1,0	0,80
22	0	0	-2	0	29,0	7,5	0,6	0,80
23	0	0	0	+2	29,0	7,5	0,8	1,50
24	0	0	0	-2	29,0	7,5	0,8	0,10
25	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
26	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
27	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
28	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
29	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
30	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80
N=31	0	0	0	0	29,0	7,5	0,8	0,80

Na podstawie 31 doświadczeń wyznacza się 15 nieznanych współczynników $k_0, k_1, k_2, k_3, k_4, k_{11}, k_{22}, k_{33}, k_{44}, k_{12}, k_{13}, k_{14}, k_{23}, k_{24}, k_{34}$ modelu matematycznego (8.4).

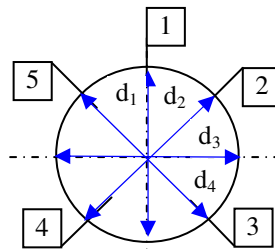
40.5.2. Przygotowanie próbek

Zgodnie z planem eksperymentu wykonano 31 próbek ze stali C45 przygotowano w postaci rur o długości 1000 mm, o różnej średnicy zewnętrznej d_2 i różnej grubości ścianek g . Powierzchnie zewnętrzne rur toczono a wewnętrzne roztaczano dokładnie na tokarce TUD-35. Obróbka odbywała się z chłodzeniem emulsją. Przykładowe zdjęcia próbek po procesie toczenia przedstawiano na rysunku 8.3.

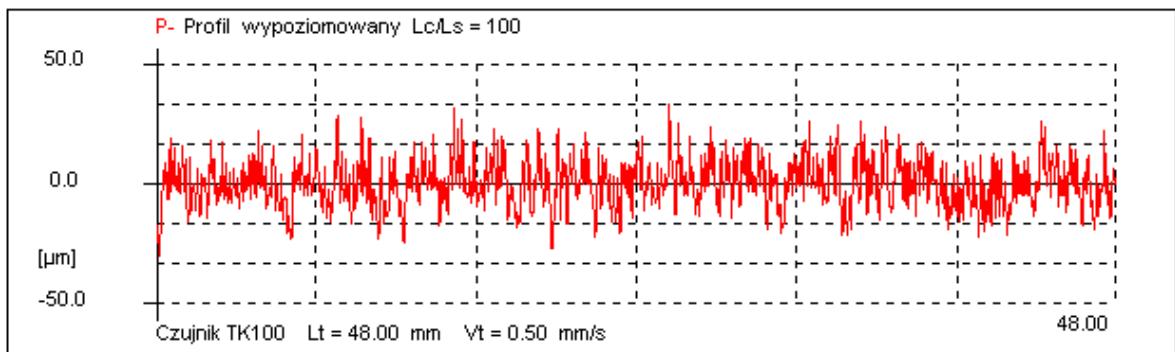


Rys. 8.3. Widok przykładowych próbek do walcowania gwintów o zarysie łukowym

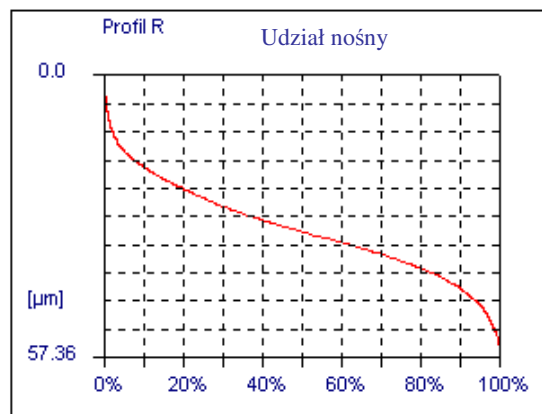
Po procesie toczenia zmierzono średnice próbek oraz zdjęto profile chropowatości wraz z parametrami. Stosowano czterokrotną (średnica rury) i pięciokrotną (profil chropowatości) powtarzalność pomiarów zgodnie z rysunkiem 8.4. Przykładowo zamieszczono profil chropowatości próbki nr 2 po toczeniu (rys. 8.5), jej udział nośny liniowy powierzchni (rys. 8.6) oraz rozkład częstości występowania rzędnych profilu (rys. 8.7). Próbka ta po procesie toczenia charakteryzowała się następującymi parametrami chropowatości: $R_a = 8,07 \mu\text{m}$, $R_z = 54,7 \mu\text{m}$ i $R_t = 63,64 \mu\text{m}$.



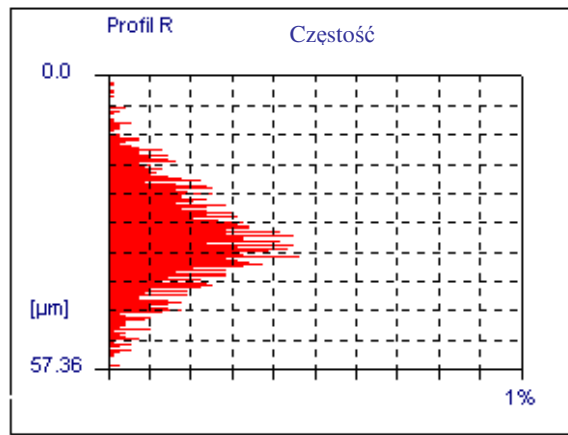
Rys. 8.4. Płaszczyzny pomiaru chropowatości oraz średnic próbek



Rys. 8.5. Przykładowy profil chropowatości powierzchni po toczeniu próbki nr 2



Rys. 8.6. Przykładowy udział nośny liniowy powierzchni po toczeniu próbki nr 2



Rys. 8.7. Rozkład częstości występowania rzędnych profilu po toczeniu próbki nr 2

40.5.3. Walcowanie gwintów o zarysie łukowym

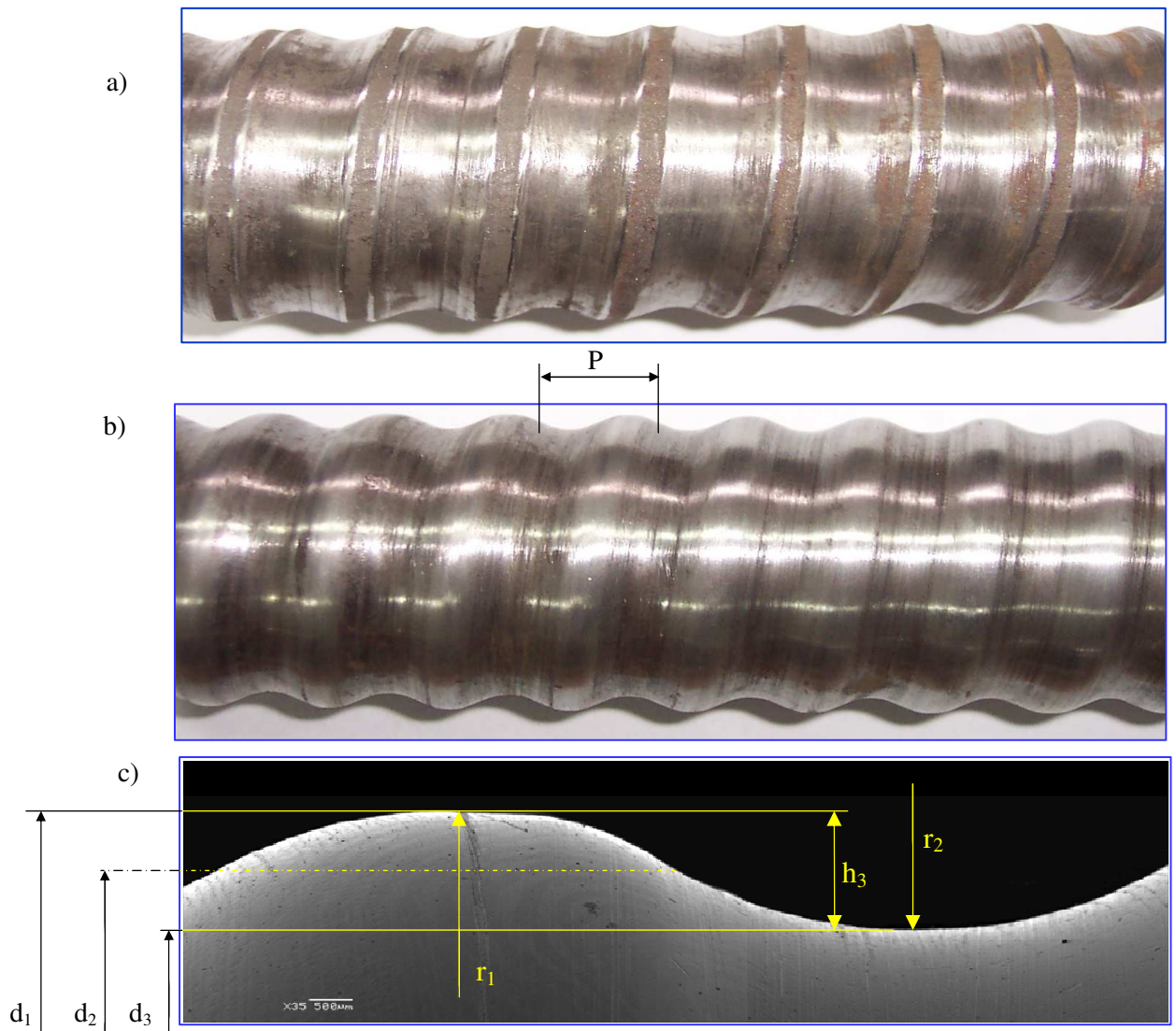
Badania przeprowadzono na stanowisku przedstawionym w pkt.23.4 na rysunku 5.4. Walcowanie gwintów przeprowadzono dla dwóch rodzajów współczynnika tarcia w strefie kontaktu tj. przy małej wartości współczynnika tarcia (strefę kontaktu intensywnie smarowano olejem ESSO WALZO-EL SFM 132) i dla tego przypadku przyjęto $\mu \approx 0,01$ oraz przy większym współczynniku tarcia tj. bez smarowania (próbki i walce odtuszczone) - tarcie toczone dla przypadku stal po stali $\mu \approx 0,1$.

40.5.4. Próbki po walcowaniu gwintów

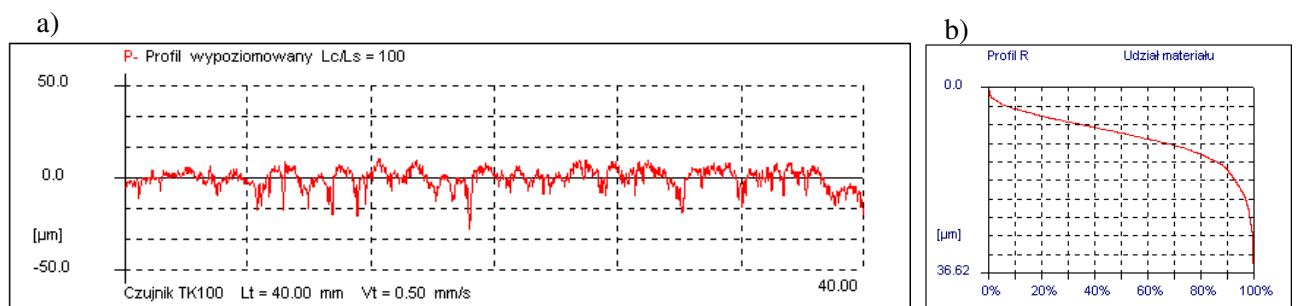
Widok próbek po walcowaniu przedstawiają rysunki 8.8 i 8.9. Przykładowy profil chropowatości dla próbki nr 2 i udział nośny liniowy pokazano na rysunku 8.10. Po walcowaniu powierzchnia próbki charakteryzowała się następującymi parametrami chropowatości: $R_a = 4,04 \mu\text{m}$, $R_z = 34,1 \mu\text{m}$ i $R_t = 42,7 \mu\text{m}$.



Rys. 8.8. Przykładowe próbki po walcowaniu gwintu $\phi 31 \times 12,56$

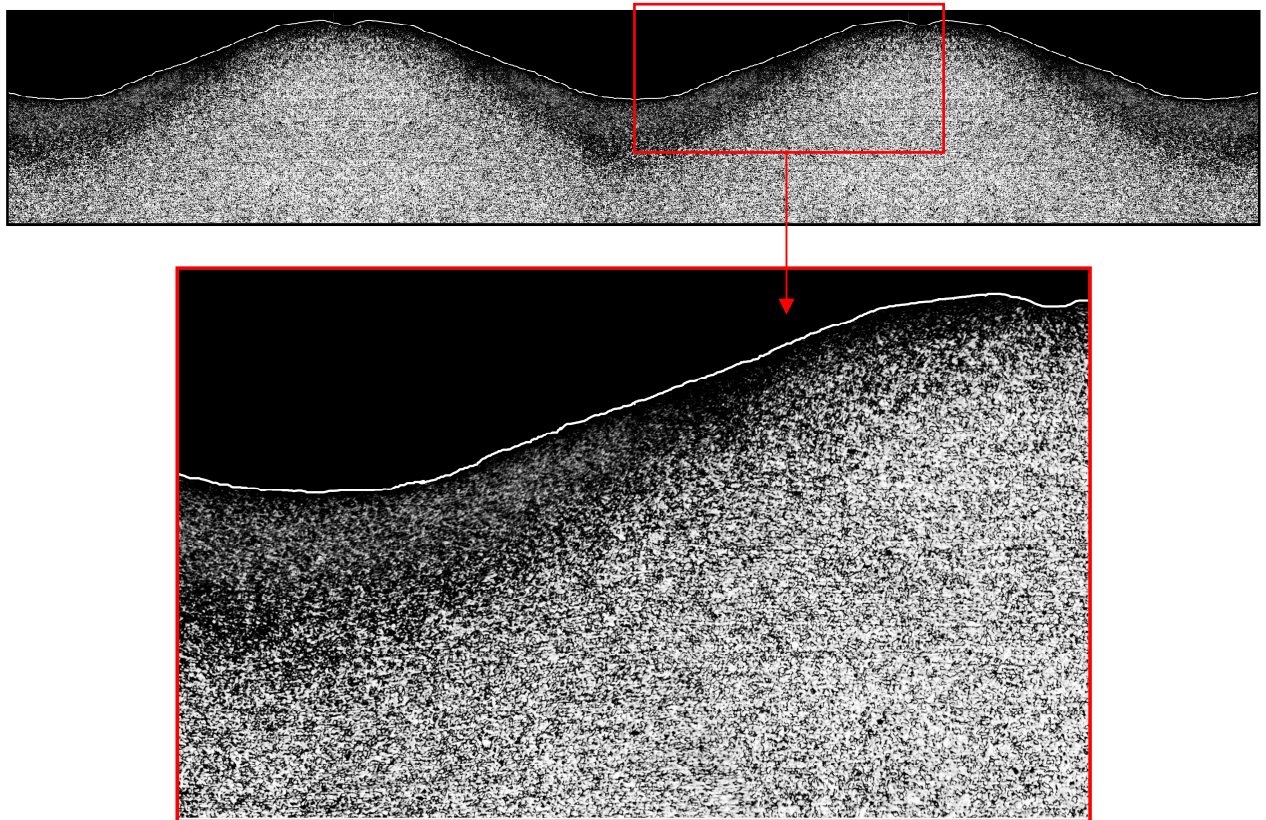


Rys. 8.9. Widok próbek po walcowaniu gwintów łukowych $\phi 38 \times 12,78$ (a) i $\phi 31 \times 12,56$ (b) oraz ich parametry (c): średnica zewnętrzna d , średnica podziałowa d_2 , średnica wewnętrzna d_3 , promień zaokrąglenia wierzchołka r_1 , promień zaokrąglenia dna r_2 , skok gwintu P , wysokość zarysu h_3



Rys. 8.10. Przykładowy profil chropowatości powierzchni (a) i udział nośny liniowy powierzchni próbki nr 2 po walcowaniu gwintu łukowego (b)

W celu lepszej obserwacji zarysu gwintu po walcowaniu wykonano przekroje osiowe próbek oraz wykonano zdjęcia na mikroskopie optycznym (rys. 8.11).



Rys. 8.11. Zdjęcie zarysu gwintu łukowego $\phi 31 \times 12,56$ i mikrostruktury, pow. $\times 12$, stal S235JR

40.6. Analiza statystyczna wyników badań

Wyniki eksperymentu wykonanego zgodnie z planem zapisywano w tablicach. W dalszej części pokazano obliczenia statystyczne na przykładzie wydłużenia Δl śruby. Obliczenia dla pozostałych czynników wynikowych przeprowadzono analogicznie. W tablicy 8.4 zamieszczono wyniki pomiaru wydłużenia Δl śruby.

Tab. 8.4. Wyniki pomiarów wydłużenia Δl śruby

Wydłużenie śruby Δl [mm]						
Lp.	y_1	y_2	y_3	y_4	y_5	Średnia \bar{y}
1	3,765	3,725	3,744	3,733	3,726	3,738
2	5,85	5,846	5,844	5,841	5,842	5,845
3	2,101	2,19	2,163	2,162	2,119	2,147
4	3,725	3,777	3,73	3,755	3,782	3,754
5	4,136	4,141	4,182	4,199	4,112	4,154
6	6,213	6,244	6,23	6,233	6,276	6,239
7	1,541	1,517	1,583	1,553	1,541	1,547
8	2,986	2,985	2,936	2,936	2,964	2,961
9	1,853	1,846	1,862	1,834	1,849	1,849
10	3,805	3,838	3,883	3,899	3,803	3,846
11	0,78	0,739	0,747	0,783	0,722	0,754
12	1,377	1,396	1,306	1,325	1,386	1,358
13	4,539	4,525	4,539	4,507	4,506	4,523
14	3,147	3,199	3,14	3,134	3,109	3,146
15	0,954	0,971	0,953	0,996	0,967	0,968
16	4,137	4,133	4,135	4,135	4,134	4,135

Wydłużenie śruby Δl [mm]						
Lp.	y_1	y_2	y_3	y_4	y_5	Średnia \bar{y}
17	8,02	8,048	8,013	8,062	8,026	8,0338
18	2,168	2,179	2,183	2,172	2,182	2,1768
19	2,285	2,294	2,26	2,257	2,296	2,2784
20	9,119	9,117	9,124	9,151	9,148	9,1318
21	4,176	4,186	4,174	4,189	4,189	4,1828
22	1,155	1,153	1,153	1,163	1,164	1,1576
23	3,137	3,157	3,189	3,127	3,184	3,1588
24	6,283	6,213	6,265	6,242	6,245	6,2496
25	2,671	2,684	2,674	2,676	2,673	2,6756
26	2,841	2,849	2,857	2,861	2,848	2,8512
27	2,237	2,264	2,209	2,214	2,264	2,2376
28	2,472	2,493	2,445	2,405	2,438	2,4506
29	2,853	2,855	2,85	2,847	2,848	2,8506
30	3,048	3,045	3,051	3,051	3,053	3,0496
31	2,228	2,295	2,254	2,24	2,296	2,2626

40.6.1. Eliminacja wyników obciążonych błędem grubym

W celu eliminacji wyników obciążonych błędem grubym wartości wyjść obiektu poszczególnych prób zostały uporządkowane w ciąg niemalejący (tabela 8.5). Ze względu na brak znajomości rozkładu μ i σ , dla weryfikacji hipotezy K^+ oraz K^- zastosowano odpowiednio statystyki: B_6^+ i B_6^- , które obliczono ze wzorów:

$$B_6^+ = \frac{y_{i5} - y_{i4}}{y_{i5} - y_{i1}}, \quad B_6^- = \frac{y_{i1} - y_{i2}}{y_{i5} - y_{i1}}. \quad (8.7)$$

Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 8.5. Wartość krytyczna statystyki b_6^+ odczytana z tablic statystycznych, na poziomie istotności $\alpha=0,05$ oraz dla liczby powtórzeń $r=5$ wynosi $b_6^+=0,642$. Wszystkie wiersze macierzy wyników spełniają warunek $B_{6i}^+ \leq b_6^+(0,05;5)$, zatem nie ma podstaw do odrzucenia maksymalnych wartości wyników eksperymentu otrzymanych dla poszczególnych punktów planu. Podobnie, ponieważ spełniony jest warunek $B_{6i}^- \geq b_6^-(0,05;5)$ nie ma podstaw do odrzucenia minimalnych wartości wyników.

Tab. 8.5. Uporządkowane wyniki eksperymentu oraz statystyki B_6^+ i B_6^-

Lp.	Ciąg niemalejący wyników pomiaru					Statystyki	
						B_6^+	B_6^-
1	3,725	3,726	3,733	3,744	3,765	0,525	-0,025
2	5,841	5,842	5,844	5,8446	5,846	0,280	-0,200
3	2,119	2,147	2,162	2,163	2,19	0,380	-0,394
4	3,73	3,7538	3,755	3,777	3,782	0,096	-0,458
5	4,112	4,141	4,154	4,182	4,199	0,195	-0,333
6	6,23	6,233	6,2392	6,244	6,276	0,696	-0,065
7	1,517	1,541	1,547	1,553	1,583	0,455	-0,364
8	2,936	2,936	2,9614	2,964	2,985	0,429	0,000
9	1,834	1,846	1,8488	1,849	1,862	0,464	-0,429
10	3,803	3,838	3,8456	3,883	3,899	0,167	-0,365
11	0,722	0,739	0,747	0,7542	0,783	0,472	-0,279
12	1,396	1,386	1,325	1,358	1,306	0,578	-0,111
13	4,506	4,507	4,5232	4,525	4,539	0,424	-0,030
14	3,109	3,134	3,14	3,147	3,199	0,578	-0,278
15	0,953	0,967	0,9682	0,971	0,996	0,581	-0,326
16	4,133	4,134	4,1348	4,135	4,135	0,000	-0,500
17	8,013	8,026	8,0338	8,048	8,062	0,286	-0,265
18	2,172	2,1768	2,179	2,182	2,183	0,091	-0,436
19	2,257	2,26	2,2784	2,294	2,296	0,051	-0,077
20	9,117	9,124	9,1318	9,148	9,151	0,088	-0,206
21	4,174	4,1828	4,186	4,189	4,189	0,000	-0,587
22	1,153	1,153	1,1576	1,163	1,164	0,091	0,000
23	3,127	3,157	3,1588	3,184	3,189	0,081	-0,484
24	6,213	6,242	6,245	6,2496	6,265	0,296	-0,558
25	2,673	2,674	2,6756	2,676	2,684	0,727	-0,091
26	2,848	2,849	2,8512	2,857	2,861	0,308	-0,077
27	2,264	2,264	2,214	2,2376	2,209	0,520	0,000
28	2,405	2,438	2,445	2,4506	2,493	0,482	-0,375
29	2,855	2,848	2,847	2,8506	2,85	0,120	-1,400
30	3,045	3,0496	3,051	3,051	3,053	0,250	-0,575
31	2,24	2,254	2,2626	2,295	2,296	0,018	-0,250

40.6.2. Wariancja międzywierszowa i odchylenie standardowe

Wariancję międzywierszową i odchylenie standardowe obliczono wykorzystując wzory:

$$s_i^2 = \frac{1}{r-1} \sum_{j=1}^{r=5} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2, \quad (8.8)$$

$$s_i = \sqrt{s_i^2}, \quad (8.9)$$

gdzie:

r – liczba powtórzeń doświadczenia w poszczególnych punktach planu ($r = 5$),

$i = N$ – liczba punktów planu ($N = 31$),

\bar{y}_i – średnia wartość wyjść dla i - tego punktu planu.

Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli pomocniczej (tab. 8.8).

40.6.3. Sprawdzenie jednorodności wariancji w próbie

Jednorodność wariancji dla poszczególnych punktów badań sprawdzono za pomocą testu Cochra. Test ten, stosuje się w przypadkach, gdy liczba powtórzeń doświadczeń była identyczna dla wszystkich punktów planu. Wartość testu obliczano ze wzoru:

$$G = \frac{s_{i\max}^2}{\sum_{i=1}^{31} s_i^2}, \quad (8.10)$$

gdzie: $s_{i\max}^2$ – maksymalna wartość wariancji ze zbioru wszystkich wariancji, $\sum_{i=1}^{31} s_i^2$ – suma wszystkich wariancji.

Ponieważ $s_{i\max}^2 = 0,00194$ i $\sum_{i=1}^{31} s_i^2 = 0,01663$, stąd $G = 0,11685$. Nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o jednorodności wariancji, gdy $G \leq G_{kr(\alpha; k; v)}$, gdzie: G_{kr} – wartość krytyczna testu Cochra, $k = N = 31$, $v = r - 1 = 4$ – liczba stopni swobody. W tym przypadku zachodzi nierówność $G = 0,11685 \leq G_{kr(\alpha=0,05; k=31; v=4)} = 0,1377$ zatem nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o jednorodności wariancji.

40.6.4. Obliczenie współczynników funkcji regresji

Nieznane współczynniki funkcji regresji oblicza się ze wzoru:

$$\{\mathbf{k}\} = ([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1}) \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot \{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}, \quad (8.11)$$

gdzie: $[\bar{\bar{\mathbf{X}}}]$ – macierz planu eksperymentu, $([\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^T \cdot [\bar{\bar{\mathbf{X}}}]^{-1})$ – macierz kowariancji, $\{\bar{\bar{\mathbf{Y}}}\}$ – wektor średnich wyników eksperymentu.

Wykonując poszczególne operacje otrzymano jako rozwiązanie 15 nieznanych współczynników równania (tab. 8.6).

Tab. 8.6. Współczynniki równania regresji na wydłużenie Δl śruby

Współczynnik	k_0	k_1	k_2	k_3	k_4	k_{12}	k_{13}	k_{14}
Wartość współczynnika	2,624	0,97	-1,223	0,434	-0,665	0,124	-0,064	-0,176
Współczynnik	k_{23}	k_{24}	k_{34}	k_{11}	k_{22}	k_{33}	k_{44}	
Wartość współczynnika	-0,074	0,213	0,346	0,392	0,542	-0,217	0,29	

Funkcja regresji w postaci zakodowanej opisująca wydłużenie śruby po walcowaniu gwintu w zależności od wybranych warunków procesu walcowania przybiera postać zakodowaną:

$$\begin{aligned} \widehat{Y} = \Delta \widehat{L} = & 2,624 + 0,97 \cdot \bar{x}_1 - 1,223 \cdot \bar{x}_2 - 0,434 \cdot \bar{x}_3 - 0,665 \cdot \bar{x}_4 + 0,124 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2 - 0,064 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_3 \\ & - 0,1767 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_4 - 0,074 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_3 - 0,021 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_4 + 0,346 \cdot \bar{x}_3 \cdot \bar{x}_4 + 0,392 \cdot \bar{x}_1^2 + 0,542 \cdot \bar{x}_2^2 \\ & - 0,217 \cdot \bar{x}_3^2 - 0,2918 \cdot \bar{x}_4^2. \end{aligned} \quad (8.12)$$

40.6.5. Analiza statystyczna funkcji regresji

Istotność każdego współczynnika w funkcji regresji sprawdzano niezależnie wykorzystując do tego celu test t - Studenta. Jeżeli $t_i < t_{kr(\alpha;f)}$, gdzie $t_{kr(\alpha;f)}$ jest wartością krytyczną, następuje odrzucenie hipotezy o nieistotności współczynników regresji, tzn., że współczynniki regresji mają wpływ istotny na czynnik wynikowy. Jeśli $t_i \geq t_{kr(\alpha;f)}$ następuje przyjęcie hipotezy o nieistotności współczynników regresji. Współczynniki te można pominąć. Liczbę stopni swobody obliczono z zależności:

$$f = N - L - 1, \quad (8.13)$$

gdzie: N - liczba doświadczeń w planie eksperymentu $N = 31$,

L - liczba wyrazów równania regresji łącznie z wyrazem wolnym $L = 15$.

Badanie istotności współczynnika k_k równania wykonujemy obliczając funkcję testową:

$$t = \frac{|k_k| \cdot \sqrt{N}}{\widehat{s}_{y-\hat{y}}}, \quad (8.14)$$

gdzie: k_k - obliczony współczynnik równania regresji, $\widehat{s}_{y-\hat{y}}$ - wariancja resztowa współczynników równania regresji, obliczana ze wzoru:

$$\widehat{s}_{y-\hat{y}} = \frac{1}{N - L - 1} \sum_{n=1}^{31} (y_n - \hat{y}_n)^2, \quad (8.15)$$

gdzie: $y_n - \hat{y}_n$ - odchylenie wyjścia modelu od wyjścia obiektu.

Obliczenia przeprowadzono z wykorzystaniem programu PLANEKS-STAT. Wartości testów t-Studenta oraz wartości współczynników równania regresji z zaznaczeniem nieistotnych zestawiono w tabelicy 8.7.

Tab. 8.7. Współczynniki równania regresji na wydłużenie Δl śruby oraz wartości testu t-Studenta

Współczynnik	k_0	k_1	k_2	k_3	k_4	k_{12}	k_{13}	k_{14}
Wartość współczynnika	2,624	0,97	-1,223	0,434	-0,665	0,124	-0,064	-0,176
Wartość testu t-Studenta	22,021	15,053	19,025	6,751	10,344	1,575	0,807	2,242
Współczynnik	k_{23}	k_{24}	k_{34}	k_{11}	k_{22}	k_{33}	k_{44}	
Wartość współczynnika	-0,074	0,213	0,346	0,392	0,542	-0,217	0,29	
Wartość testu t-Studenta	0,936	2,706	4,393	6,648	9,194	3,686	4,945	

Ponieważ w przypadku funkcji regresji $\Delta \widehat{L}$ współczynniki $k_0, k_1, k_2, k_3, k_4, k_{14}, k_{24}, k_{34}, k_{11}, k_{22}, k_{33}, k_{44}$, są większe od wartości krytycznej $t_{kr(\alpha=0,05;f=15)} = 2,1315$ to odpowiednie współczynniki regresji są istotne, natomiast pozostałe współczynniki (k_{12}, k_{13}, k_{23}) są nieistotne i można je pominąć. Równanie regresji po uwzględnieniu czynników nieistotnych ma następującą postać zakodowaną:

$$\begin{aligned} \widehat{Y} = \Delta \widehat{I} = & 2,624 + 0,97 \cdot \bar{x}_1 - 1,223 \cdot \bar{x}_2 - 0,434 \cdot \bar{x}_3 - 0,665 \cdot \bar{x}_4 + \underline{0,124 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2} - \underline{0,064 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_3} \\ & - 0,176 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_4 - \underline{0,074 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_3} - 0,213 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_4 + 0,346 \cdot \bar{x}_3 \cdot \bar{x}_4 + 0,392 \cdot \bar{x}_1^2 + 0,542 \cdot \bar{x}_2^2 \\ & - 0,217 \cdot \bar{x}_3^2 - 0,2918 \cdot \bar{x}_4^2, \end{aligned} \quad (8.16)$$

gdzie wyrazy podkreślone w równaniu są nieistotne w sensie statystycznym na przyjętym poziomie istotności $\alpha=0,05$.

40.6.6. Badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej

Miarą stopnia dopasowania otrzymanych wyników w postaci równania regresji do wyników eksperymentu jest badanie współczynnika korelacji wielowymiarowej, określony równaniem:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^N (\widehat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}}, \quad (8.17)$$

gdzie:

\widehat{y}_i - wartość wyjścia modelu, obliczona z równania regresji,

\bar{y}_i - średnia wartość wyjścia dla i-tej doświadczenia dla r powtórzeń,

$\bar{\bar{y}}$ - wartość średnia wyjścia obiektu dla n doświadczeń.

Istotność otrzymanego współczynnika korelacji wielowymiarowej sprawdzono wykorzystując test F Snedecora, oparty na analizie wariancji w równaniu regresji, na podstawie wzoru:

$$F = \frac{N - L}{L - 1} \frac{R^2}{1 - R^2}, \quad (8.18)$$

gdzie:

N - liczba doświadczeń w planie eksperymentu $N = 31$,

L - liczba wyrazów równania regresji łącznie z wyrazem wolnym $N = 31$.

Obliczenie współczynnika korelacji wielowymiarowej oraz sprawdzenie jego istotności wymagało:

- obliczenia wartości wyjść modelu bez pomijania współczynników nieistotnych (tab. 8.7) wartości wyjść modelu,
- obliczenia wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej:
 - obliczenie średniej wartości wyjścia obiektu dla N doświadczeń (tab. 8.8) ze wzoru:

$$\bar{\bar{y}} = \frac{1}{31} \sum_{i=1}^{31} \bar{y}_i, \quad (8.19)$$

- obliczenie średniej wartości wyjścia modelu dla n doświadczeń (tab. 8.8) ze wzoru:

$$\widehat{\bar{y}} = \frac{1}{31} \sum_{i=1}^{31} \widehat{y}_i, \quad (8.20)$$

- sprawdzenie równości wartości średnich wyjść obiektu i modelu:

$$\bar{\bar{y}} = 3,410937 \approx \widehat{\bar{y}} = 3,418865, \quad (8.21)$$

- obliczenie wariancji resztowej, która jest sumą kwadratów różnic wyjść modelu i obiektu, dla poszczególnych punktów planu (tab. 8.8): $S_R = \sum \hat{s}_{y-\widehat{y}} = 24,142$,
- obliczenie sumy kwadratów różnic wyjść obiektu dla poszczególnych punktów planu (tab. 8.8):

$$\sum_{i=1}^{31} (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2 = 117,334.$$

- obliczenie wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej:

$$R = \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^{31} (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^{31} (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2}} = \sqrt{1 - \frac{24,142}{117,334}} = 0,891,$$

- obliczenie wartości testu F Snedecora dla danych: $N = 31$, $L = 15$, $R = 0,891$:

$$F = \frac{N - L}{L - 1} \frac{R^2}{1 - R^2} = \frac{64 - 29}{29 - 1} \frac{(0,891)^2}{1 - (0,891)^2} = 4,549,$$

- odczytanie wartości krytycznej testu F Snedecora z tablic, dla $\alpha = 0,05$, $r_1 = L - 1 = 15 - 1 = 14$, $r_2 = N - L = 31 - 15 = 16$, otrzymano $F_{kr(\alpha=0,05;r_1=14;r_2=16)} = 2,37$.

Tab. 8.8. Tablica obliczeń pomocniczych

Lp.	Wariancja międzywierszowa s_i^2	Odchylenie standardowe s_i	Wartość średnia wyjść modelu \hat{y}_i	\bar{y}_{0i}	$(\bar{y}_{0i} - \bar{y}_0)^2$	Wartość średnia wyjść obiektu \bar{y}_i	$\hat{y}_i - \bar{y}_i$	$(\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2$	$\bar{y}_i - \bar{\bar{y}}$	$(\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2$
1	0,0003	0,0166	4,488	-	-	3,7386	0,7494	0,5616	0,3197	0,1022
2	0,0000	0,0020	6,661	-	-	5,8435	0,8175	0,6683	2,4247	5,8790
3	0,0007	0,0259	1,513	-	-	2,1562	-0,6432	0,4137	-1,2627	1,5943
4	0,0012	0,0342	4,984	-	-	4,1576	0,8262	0,6826	0,7387	0,5457
5	0,0001	0,0100	2,391	-	-	1,8480	0,5430	0,2949	-1,5709	2,4677
6	0,0002	0,0156	1,811	-	-	0,9710	0,8400	0,7055	-2,4478	5,9918
7	0,0011	0,0330	5,438	-	-	3,1458	2,2922	5,2542	-0,2731	0,0746
8	0,0015	0,0386	2,232	-	-	1,3542	0,8778	0,7705	-2,0647	4,2628
9	0,0004	0,0208	4,083	-	-	2,9565	1,1265	1,2690	-0,4624	0,2138
10	0,0002	0,0138	4,227	-	-	4,5200	-0,2930	0,0859	1,1012	1,2126
11	0,0005	0,0225	0,269	-	-	0,7490	-0,4800	0,2304	-2,6698	7,1280
12	0,0003	0,0185	6,856	-	-	6,2444	0,6116	0,3740	2,8256	7,9839
13	0,0004	0,0208	4,182	-	-	3,7596	0,4224	0,1785	0,3407	0,1161
14	0,0006	0,0238	1,668	-	-	1,5482	0,1198	0,0144	-1,8707	3,4994
15	0,0014	0,0381	3,857	-	-	3,8537	0,0033	0,0000	0,4349	0,1891
16	0,0000	0,0009	3,518	-	-	4,1344	-0,6164	0,3799	0,7155	0,5119
17	0,0000	0,0044	2,624	2,6756	0,0113	2,6765	-0,0525	0,0028	-0,7423	0,5511
18	0,0000	0,0056	2,624	2,8512	0,0795	2,8532	-0,2292	0,0526	-0,5656	0,3199
19	0,0007	0,0263	2,624	2,2376	0,1100	2,2377	0,3863	0,1492	-1,1811	1,3951
20	0,0010	0,0315	2,624	2,4506	0,0141	2,4463	0,1777	0,0316	-0,9725	0,9458
21	0,0000	0,0031	2,624	2,8506	0,0791	2,8501	-0,2261	0,0511	-0,5687	0,3235
22	0,0000	0,0030	2,624	3,0496	0,2307	3,0499	-0,4259	0,1814	-0,3689	0,1361
23	0,0006	0,0251	2,624	2,2626	0,0941	2,2695	0,3545	0,1257	-1,1493	1,3210
24	0,0000	0,0044	2,624	2,1768	0,1541	2,1786	0,4454	0,1984	-1,2403	1,5384
25	0,0004	0,0191	6,134	-	-	8,0366	-1,9026	3,6197	4,6177	21,3231
26	0,0002	0,0148	7,242	-	-	9,1344	-1,8924	3,5810	5,7155	32,6669
27	0,0003	0,0183	2,347	-	-	2,2771	0,0699	0,0049	-1,1418	1,3037
28	0,0000	0,0053	0,886	-	-	1,1581	-0,2721	0,0740	-2,2607	5,1110
29	0,0000	0,0062	2,623	-	-	4,1842	-1,5612	2,4372	0,7653	0,5857
30	0,0004	0,0189	5,122	-	-	6,2429	-1,1209	1,2565	2,8241	7,9753
31	0,0006	0,0248	2,461	-	-	3,1632	-0,7022	0,4930	-0,2557	0,0654
	0,0133	0,1154	$\bar{\bar{y}} = 3,481$	$\bar{\bar{y}}_0 = 2,56$	$S_E = 0,7728$	3,4109		$S_R = 24,142$		117,3348

Ponieważ $F = 4,59 > F_{kr(\alpha=0,05;r_1=14;r_2=16)} = 2,37$, nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej. Oznacza to również, że nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy o prawdziwości współczynników funkcji regresji.

40.6.7. Sprawdzenie adekwatności modelu matematycznego

Ocenę adekwatności modelu matematycznego do obiektu rzeczywistego sprawdzono testem F, który oblicza się ze wzoru:

$$F = \frac{\frac{S_{LF}}{f_{LF}}}{\frac{S_E}{f_E}}, \quad (8.22)$$

gdzie:

$$S_R - \text{wariancja resztowa: } S_R = \sum_{i=1}^{31} (\hat{y}_i - \bar{y}_i)^2 = 24,1425 \text{ (tablica 8.8),}$$

$$S_E - \text{wariancja adekwatności: } S_E = \sum_{i=17}^{23} (\bar{y}_i - \bar{\bar{y}})^2 = 0,773 \text{ (tablica 8.8),}$$

przy czym wariancja S_{LF} jest obliczana ze wzoru: $S_{LF} = S_R - S_E$, natomiast \bar{y}_i jest i-tym średnim wyjściem obiektu, \hat{y}_i - wartość średnia i-tego wyjścia modelu,

$$S_{LF} = 24,1425 - 0,7728 = 23,3697 .$$

Liczbę stopni swobody wariancji S_{LF} obliczono ze wzoru: $f_{LF} = N - L - n_o - 1 = 31 - 15 - 7 - 1 = 8$, natomiast liczbę stopni swobody wariancji adekwatności: $f_E = n_o - 1 = 7 - 1 = 6$,

stąd:

$$F = \frac{\frac{S_{LF}}{f_{LF}}}{\frac{S_E}{f_E}} = \frac{\frac{23,3697}{8}}{\frac{0,7728}{6}} = 22,68. \quad (8.23)$$

Wartość testu F porównuje się z wartością krytyczną testu $F_{kr(\alpha; f_{LF}; f_E)}$. Wartość ta odczytana z tablic statystycznych dla $\alpha=0,05$, $f_{LF} = 8$, $f_E = 6$ wynosi $F_{kr(\alpha=0,05; f_{LF}=8; f_E=6)} = 4,15$. Ponieważ zachodzi nierówność $F = 22,68 > F_{kr(\alpha=0,05; f_{LF}=8; f_E=6)} = 4,15$ następuje przyjęcie hipotezy o adekwatności funkcji regresji na przyjętym poziomie istotności.

40.7. Odkodowanie funkcji regresji

W celu odkodowania funkcji regresji (8.16) wykorzystuje się relacje kodowe według wzoru (8.3). Po odpowiednim podstawieniu otrzymuje się:

$$\begin{aligned} \hat{Y} = \Delta \hat{l} = & k_0 + k_1 \cdot \left(\frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_{10}}{\Delta \bar{x}_1} \right) + k_2 \cdot \left(\frac{\bar{x}_2 - \bar{x}_{20}}{\Delta \bar{x}_2} \right) + k_3 \cdot \left(\frac{\bar{x}_3 - \bar{x}_{30}}{\Delta \bar{x}_3} \right) + k_4 \cdot \left(\frac{\bar{x}_4 - \bar{x}_{40}}{\Delta \bar{x}_4} \right) \\ & + k_{12} \cdot \left(\frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_{10}}{\Delta \bar{x}_1} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_2 - \bar{x}_{20}}{\Delta \bar{x}_2} \right) + k_{13} \cdot \left(\frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_{10}}{\Delta \bar{x}_1} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_3 - \bar{x}_{30}}{\Delta \bar{x}_3} \right) + k_{14} \cdot \left(\frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_{10}}{\Delta \bar{x}_1} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_4 - \bar{x}_{40}}{\Delta \bar{x}_4} \right) \\ & + k_{23} \cdot \left(\frac{\bar{x}_2 - \bar{x}_{20}}{\Delta \bar{x}_2} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_3 - \bar{x}_{30}}{\Delta \bar{x}_3} \right) + k_{24} \cdot \left(\frac{\bar{x}_2 - \bar{x}_{20}}{\Delta \bar{x}_2} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_4 - \bar{x}_{40}}{\Delta \bar{x}_4} \right) + k_{34} \cdot \left(\frac{\bar{x}_3 - \bar{x}_{30}}{\Delta \bar{x}_3} \right) \cdot \left(\frac{\bar{x}_4 - \bar{x}_{40}}{\Delta \bar{x}_4} \right) \\ & + k_{11} \cdot \left(\frac{\bar{x}_1 - \bar{x}_{10}}{\Delta \bar{x}_1} \right)^2 + k_{22} \cdot \left(\frac{\bar{x}_2 - \bar{x}_{20}}{\Delta \bar{x}_2} \right)^2 + k_{33} \cdot \left(\frac{\bar{x}_3 - \bar{x}_{30}}{\Delta \bar{x}_3} \right)^2 + k_{44} \cdot \left(\frac{\bar{x}_4 - \bar{x}_{40}}{\Delta \bar{x}_4} \right)^2, \end{aligned} \quad (8.24)$$

natomiast po uporządkowaniu względem zmiennej \bar{x}_i , $i=1,2,3,4$, otrzymuje się ostatecznie funkcję badanego obiektu dla rzeczywistych wartości czynników badanych:

$$\hat{Y} = b_0 + b_1 \cdot \bar{x}_1 + b_2 \cdot \bar{x}_2 + b_3 \cdot \bar{x}_3 + b_4 \cdot \bar{x}_4 + b_{12} \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2 + b_{13} \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_3 + b_{14} \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_4 + b_{23} \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_3 + b_{24} \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_4 + b_{34} \cdot \bar{x}_3 \cdot \bar{x}_4 + b_{11} \cdot \bar{x}_1^2 + b_{22} \cdot \bar{x}_2^2 + b_{33} \cdot \bar{x}_3^2 + b_{44} \cdot \bar{x}_4^2. \quad (8.25)$$

Zatem, po odkodowaniu funkcji regresji (8.16), otrzymuje się:

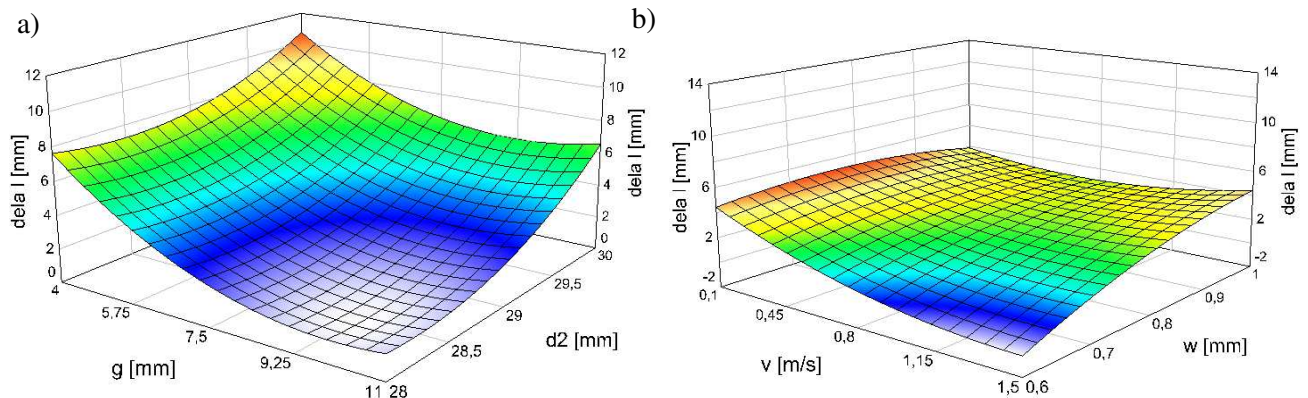
$$\begin{aligned} \hat{\Delta l} = & 1250469 - 88,296 \cdot \bar{x}_1 - 7,412 \cdot \bar{x}_2 - 2,556 \cdot \bar{x}_3 + 13,047 \cdot \bar{x}_4 + 0,142 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_2 - 1,274 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_3 \\ & - 1,01 \cdot \bar{x}_1 \cdot \bar{x}_4 - 0,422 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_3 + 0,349 \cdot \bar{x}_2 \cdot \bar{x}_4 + 9,897 \cdot \bar{x}_3 \cdot \bar{x}_4 + 1,568 \cdot \bar{x}_1^2 + 0,177 \cdot \bar{x}_2^2 \\ & - 21,563 \cdot \bar{x}_3^2 + 2,382 \cdot \bar{x}_4^2, \end{aligned} \quad (8.26)$$

lub

$$\begin{aligned} \hat{\Delta l} = & 1253394 - 88,498 \cdot \bar{d}_2 - 7,404 \cdot \bar{g} + 71,249 \cdot \bar{w} + 12,966 \cdot \bar{v} + 0,142 \cdot \bar{d}_2 \cdot \bar{g} - 1,281 \cdot \bar{d}_2 \cdot \bar{w} \\ & - 1,008 \cdot \bar{d}_2 \cdot \bar{v} - 0,424 \cdot \bar{g} \cdot \bar{w} + 0,349 \cdot \bar{g} \cdot \bar{v} + 9,907 \cdot \bar{w} \cdot \bar{v} + 1,573 \cdot \bar{d}_2^2 + 0,177 \cdot \bar{g}^2 \\ & - 21,563 \cdot \bar{w}^2 + 2,391 \cdot \bar{v}^2, \end{aligned} \quad (8.27)$$

gdzie \bar{d}_2 , \bar{g} , \bar{w} , \bar{v} są parametrami warunków technologicznych procesu walcowania, natomiast wyrażenia podkreślone są nieistotne w sensie statystycznym.

Funkcje (8.26) i (8.27) stanowią poszukiwany model matematyczny na poziomie istotności $\alpha=0,05$. Przykładowe wykresy funkcji $\hat{\Delta l} = \hat{\Delta l}(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{\Delta l} = \hat{\Delta l}(\bar{w}, \bar{v})$ przedstawiono na rysunku 8.12.



Rys. 8.12. Wykresy funkcji $\hat{\Delta l} = \hat{\Delta l}(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w=const$ i $v=const$ (a) oraz $\hat{\Delta l} = \hat{\Delta l}(\bar{w}, \bar{v})$ $d_2=const$ i $g=const$ (b)

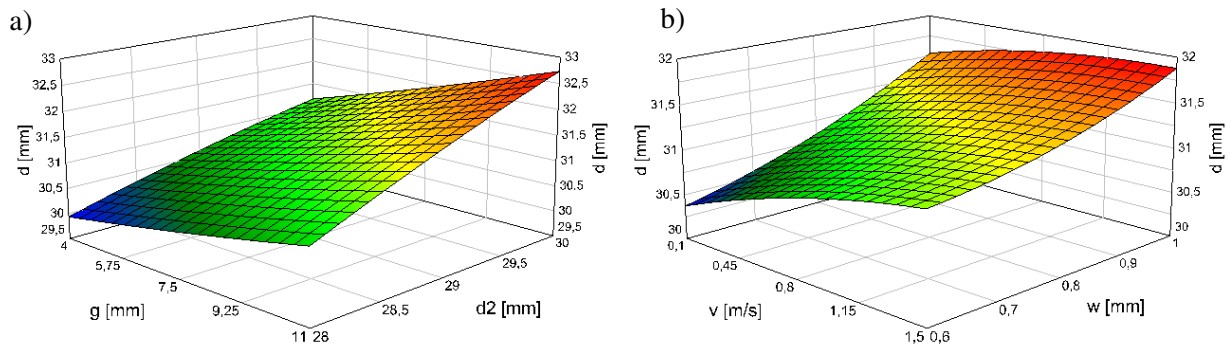
40.8. Funkcje regresji czynników wyjściowych

Analogicznie przeprowadzono obliczenia dla pozostałych czynników wyjściowych. Poniżej zaprezentowano końcowe postacie funkcji regresji oraz przykładowe wykresy:

a) Funkcja regresji na średnicę zewnętrzną \hat{d} dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 0,992$ ma postać:

$$\hat{d} = -23 + 3,68 \cdot \bar{d}_2 - 18 \cdot \bar{w} - 3,41 \cdot \bar{v} - 2,94 \cdot \bar{w}^2, \quad (8.28)$$

Przykładowe wykresy $\hat{d} = \hat{d}(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{d} = \hat{d}(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.28) przedstawiono na rysunku 8.13.

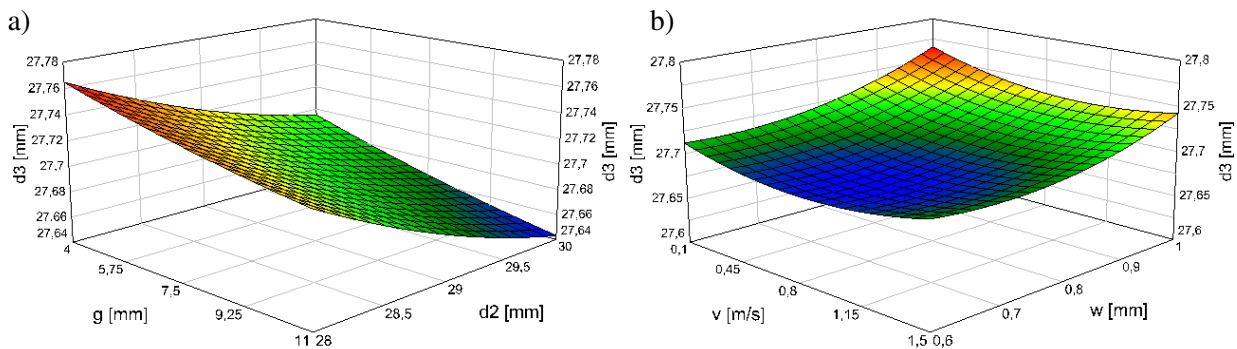


Rys. 8.13. Wykresy funkcji $\hat{d} = \hat{d}(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w=const$ i $v=const$ (a) oraz $\hat{d} = \hat{d}(\bar{w}, \bar{v})$ dla $d_2=const$ i $g=const$ (b)

b) Funkcja regresji na średnicę wewnętrzną \hat{d}_3 dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 0,8347$ ma postać:

$$\begin{aligned} \hat{d}_3 = & 35,7 - 0,503 \cdot \bar{d}_2 + 0,006 \cdot \bar{g} + 0,007 \cdot \bar{g} \cdot \bar{w} - 0,002 \cdot \bar{g} \cdot \bar{v} - 0,0357 \cdot \bar{w} \cdot \bar{v} \\ & + 0,008 \cdot \bar{d}_2^2 + 0,456 \cdot \bar{w}^2 + 0,0383 \cdot \bar{v}^2, \end{aligned} \quad (8.29)$$

Przykładowe wykresy $\hat{d}_3 = \hat{d}_3(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{d}_3 = \hat{d}_3(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.29) przedstawiono na rysunku 8.14.

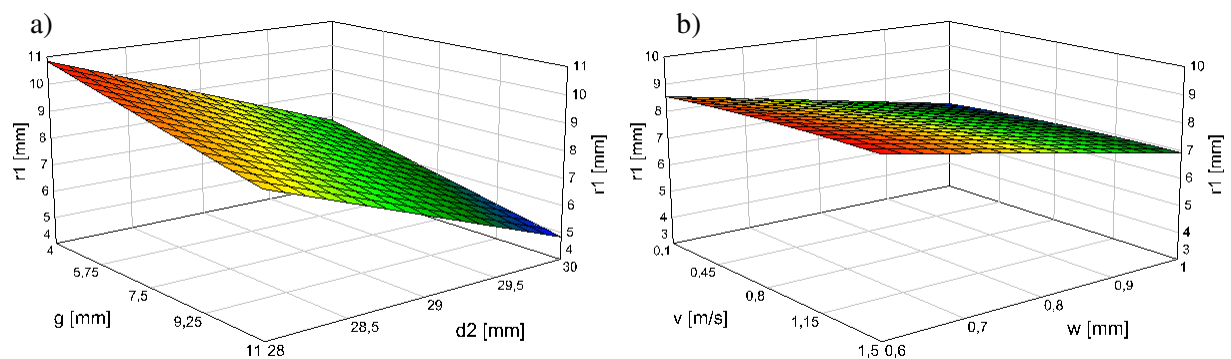


Rys. 8.14. Wykresy funkcji $\hat{d}_3 = \hat{d}_3(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w=const$ i $v=const$ (a) oraz $\hat{d}_3 = \hat{d}_3(\bar{w}, \bar{v})$ dla $d_2=const$ i $g=const$ (b)

c) Funkcja regresji na promień zarysu wierzchołka \hat{r}_1 dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 1,0$ ma postać:

$$\hat{r}_1 = 75,3 - 2,25 \cdot \bar{d}_2 - 0,291 \cdot \bar{g} - 0,195 \cdot \bar{v}^2, \quad (8.30)$$

Przykładowe wykresy $\hat{r}_1 = \hat{r}_1(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{r}_1 = \hat{r}_1(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.30) przedstawiono na rysunku 8.15.

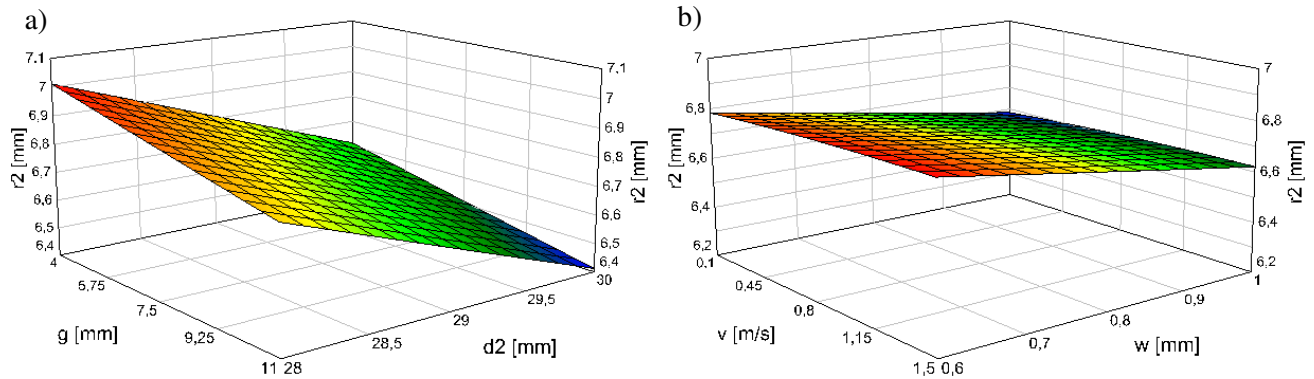


Rys. 8.15. Wykresy funkcji $\hat{r}_1 = \hat{r}_1(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w=const$ i $v=const$ (a) oraz $\hat{r}_1 = \hat{r}_1(\bar{w}, \bar{v})$ (b)

- d) Funkcja regresji na promień dna \hat{r}_2 dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 1,0$ ma postać:

$$\hat{r}_2 = 14 - 0,258 \cdot \bar{d}_2 - 0,0298 \cdot \bar{g} - 0,0184 \cdot \bar{v}^2, \quad (8.31)$$

Przykładowe wykresy $\hat{r}_2 = \hat{r}_2(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{r}_2 = \hat{r}_2(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji 8.31 przedstawiono na rysunku 8.16.

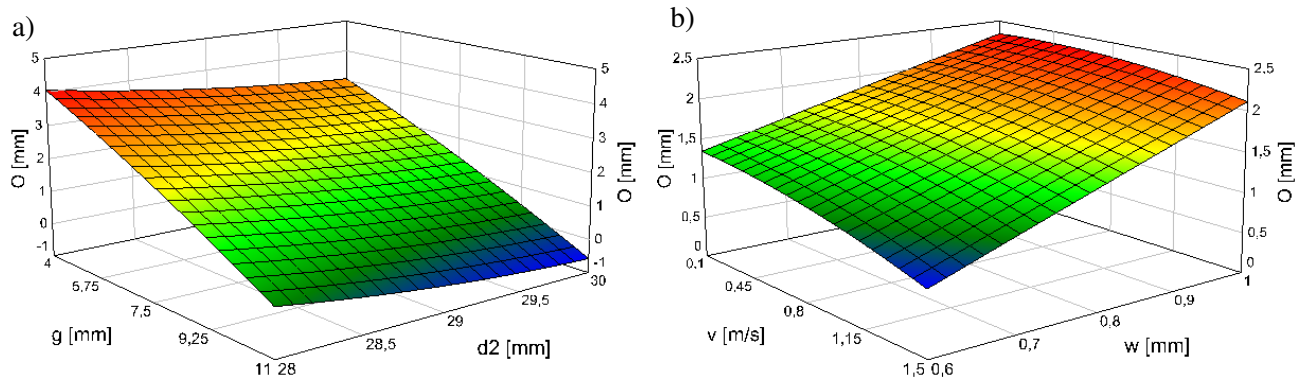


Rys. 8.16. Wykresy funkcji $\hat{r}_2 = \hat{r}_2(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w = \text{const}$ i $v = \text{const}$ (a) oraz $\hat{r}_2 = \hat{r}_2(\bar{w}, \bar{v})$ dla $d_2 = \text{const}$ i $g = \text{const}$ (b)

- e) Funkcja regresji na owalizację \hat{O} gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 0,9912$ ma postać:

$$\hat{O} = 151 - 9,43 \cdot \bar{d}_2 + 0,15 \cdot \bar{d}_2^2 + 0,0127 \cdot \bar{g}^2 - 0,196 \cdot \bar{v}^2, \quad (8.32)$$

Przykładowe wykresy $\hat{O} = \hat{O}(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{O} = \hat{O}(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.32) przedstawiono na rysunku 8.17.

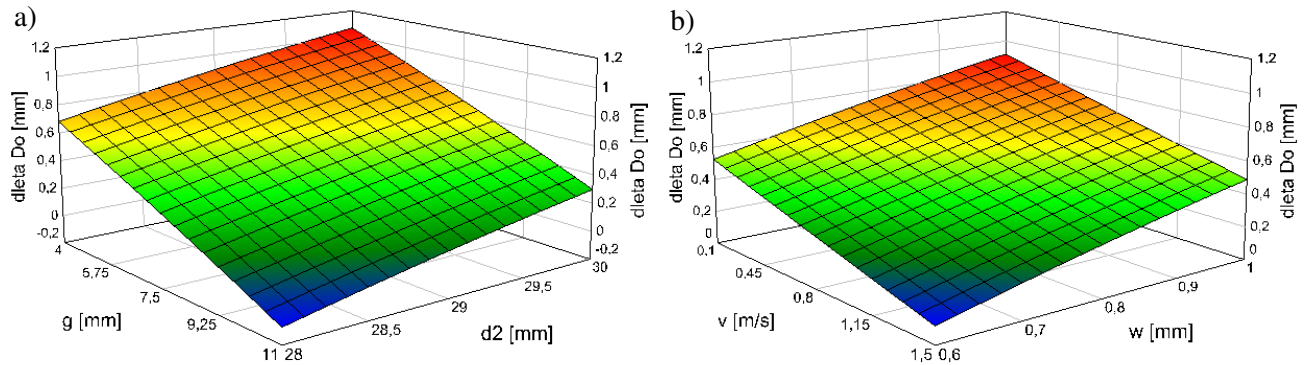


Rys. 8.17. Wykresy funkcji $\hat{O} = \hat{O}(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w = \text{const}$ i $v = \text{const}$ (a) oraz $\hat{O} = \hat{O}(\bar{w}, \bar{v})$ dla $d_2 = \text{const}$ i $g = \text{const}$ (b)

- f) Funkcja regresji na zmianę średnicy otworu śruby $\hat{\Delta D}_0$ dla gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 0,9977$ ma postać:

$$\begin{aligned} \hat{\Delta D}_0 = & -18,3 + 1,1 \cdot \bar{d}_2 - 0,09 \cdot \bar{g} + 1,59 \cdot \bar{w} - 0,313 \cdot \bar{v} - 0,0157 \cdot \bar{d}_2^2 - 0,001 \cdot \bar{g}^2 \\ & - 0,392 \cdot \bar{w}^2 + 0,007 \cdot \bar{v}^2, \end{aligned} \quad (8.33)$$

Przykładowe wykresy $\hat{\Delta D}_0 = \hat{\Delta D}_0(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{\Delta D}_0 = \hat{\Delta D}_0(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.33) przedstawiono na rysunku 8.18.

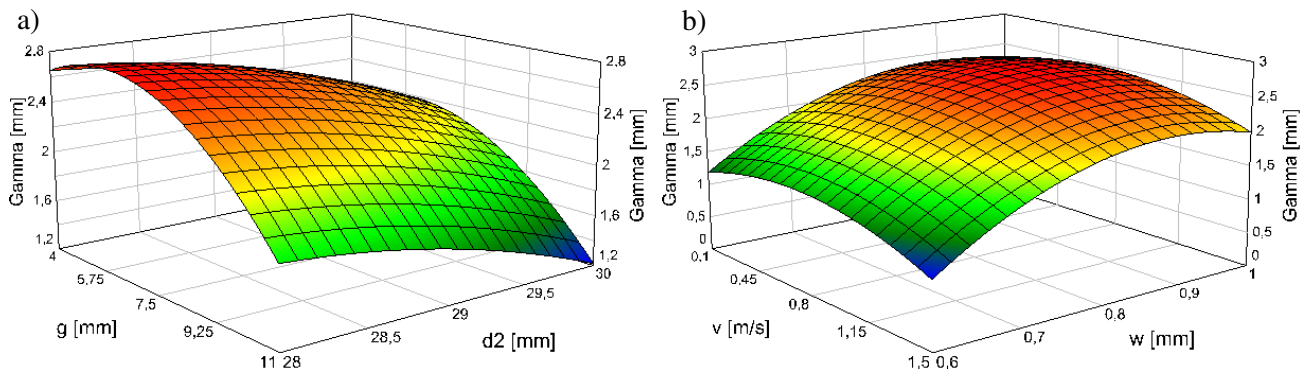


Rys. 8.18. Wykresy funkcji $\hat{\Delta D}_o = \hat{\Delta D}_o(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w = \text{const}$ i $v = \text{const}$ (a) oraz $\hat{\Delta D}_o = \hat{\Delta D}_o(\bar{w}, \bar{v})$ $d_2 = \text{const}$ i $g = \text{const}$ (b)

g) Funkcja regresji na kąt skreńca $\hat{\gamma}$ gwintu $\phi 31 \times 12,56$, z uwzględnieniem tylko czynników istotnych przy współczynniku korelacji $R = 0,8871$ ma postać:

$$\hat{\gamma} = -92,5 + 5,98 \cdot \bar{d}_2 + 0,442 \cdot \bar{g} + 24,9 \cdot \bar{w} + 1 \cdot \bar{v} - 0,108 \cdot \bar{d}_2^2 - 0,037 \cdot \bar{g}^2 - 0,731 \cdot \bar{v}^2, \quad (8.34)$$

Przykładowe wykresy $\hat{\gamma} = \hat{\gamma}(\bar{d}_2, \bar{g})$ i $\hat{\gamma} = \hat{\gamma}(\bar{w}, \bar{v})$ funkcji (8.34) przedstawiono na rysunku 8.19.



Rys. 8.19. Wykresy funkcji $\hat{\gamma} = \hat{\gamma}(\bar{d}_2, \bar{g})$ dla $w = \text{const}$ i $v = \text{const}$ (a) oraz $\hat{\gamma} = \hat{\gamma}(\bar{w}, \bar{v})$ $d_2 = \text{const}$ i $g = \text{const}$ (b)

40.9. Analiza wyników badań

Z przeprowadzonych badań eksperymentalnych wynika, że kształtowanie gwintów o zarysach łukowych o dużym skoku na rurach jest bardzo złożonym procesem. Jakość technologiczna gwintu zależy od wielu parametrów, związanych zarówno ze stanem półwyrobu jak i warunkami realizacji procesu walcowania. Nieprawidłowy ich dobór prowadzi do otrzymywania gwintu z wadami np. niepełny zarys, skrzywienie śruby, owalizacja, zbyt duże odchyłki wymiarów itp. Najważniejszymi parametrami decydującymi o jakości śruby jest grubość ścianki rury, jej średnica i wcisk walcowania a następnie prędkość walcowania.

Opracowane równania regresji (8.26)÷(8.34) mogą być wykorzystane do określania warunków obróbki ze względu na wymaganą jakość śruby lub odwrotnie dla danych warunków walcowania można prognozować jakość śruby. Określenie optymalnych warunków realizacji procesu wymaga rozwiązania zadania optymalizacji wielokryterialnej z ograniczeniami. Typowe zadanie można sformułować następująco. Należy wyznaczyć wartość parametrów $\bar{d}_2, \bar{g}, \bar{w}, \bar{v}$ dla których uzyskuje się największą wydajność procesu, minimalną owalizację i skreńca śruby:

$$\begin{cases} W \rightarrow \max! \\ O \rightarrow \min! \\ \gamma \rightarrow \min! \end{cases}$$

przy następujących warunkach ograniczających:

$$d_{2\min} \leq d_2 \leq d_{2\max},$$

$$g_{\min} \leq g \leq g_{\max},$$

$$w_{\min} \leq w \leq w_{\max},$$

$$d_{\min} \leq d \leq d_{\max},$$

$$d_{3\min} \leq d_3 \leq d_{3\max},$$

$$r_{1\min} \leq r_1 \leq r_{1\max},$$

$$r_{\min} \leq r \leq r_{\max},$$

$$\Delta l_{\min} \leq \Delta l \leq \Delta l_{\max}.$$

Rozwiązanie zadania optymalizacji pozwoli uzyskać wyrób o wymaganej jakości przy minimalnych kosztach wytwarzania.

41. Wnioski z badań eksperymentalnych

1. Badania eksperymentalne potwierdziły istotność wpływu stanu półwyrobu (jakości rury) i parametrów technologicznych walcowania na jakość technologiczną śruby. Jakość śruby walcowanej zależy między innymi od średnicy zewnętrznej rury i grubości ścianki oraz prędkości i wcisku walcowania. Opracowane równania regresji postaci $\hat{Y} = \hat{Y}(d_2, g, w, v)$, pozwalają obliczać wielkości decydujące o jakości śruby: średnica zewnętrzna d , średnica wewnętrzna d_3 , promień zaokrąglenia wierzchołka r_1 i dna r_2 oraz owalizację O , wydłużenie śruby Δl , zmniejszenie średnicy otworu śruby ΔD_0 i skręcenie γ w zależności od warunków technologicznych walcowania lub określać optymalne warunki walcowania ze względu na ekstremalne wartości jakości śruby.
2. Przeprowadzone badania eksperymentalne pozwoliły zaobserwować wielkość strefy odkształceń plastycznych, teksturę i rozdrobnienie ziaren oraz mechanizm kształtowania zarysu gwintu podczas walcowania. Wyniki eksperymentu są zbieżne z wynikami badań modelowych i numerycznych.
3. Wyniki eksperymentów oraz analiz wariancji jednoczynnikowej potwierdzają, że w projektowaniu procesu technologicznego części, w którym występuje walcowanie gwintu, konieczne jest uwzględnianie sposobu przygotowania półwyrobu. Stany naprężeń i odkształceń, które ukształtowane są w operacjach poprzedzających istotnie wpływają na jakość technologiczną śruby.
4. Porównanie wyników analiz numerycznych z wynikami pomiarów wykazuje nieistotność różnic na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Zatem można uznać, że z dokładnością wystarczającą dla praktyki inżynierskiej możliwe jest prognozowanie jakości gwintu walcowanego na podstawie wyników symulacji komputerowej. Wyniki badań eksperymentalnych wykazały przydatność opracowanych modeli matematycznych procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym. Algorytmy numeryczne, zaimplementowane w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do oceny wpływu warunków technologicznych walcowania na jakość technologiczną.

giczną gwintu. Pozwalają lepiej zrozumieć zjawiska zachodzące w strefach kontaktu i odkształceń, a zatem mogą być podstawą do opracowania wytycznych doboru warunków walcowania, ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu, np. opracowanej nowej technologii walcowania gwintów łukowych na rurach.

5. Przeprowadzone badania eksperymentalne w warunkach bez smarowania i z użyciem oleju potwierdziły wyniki badań modelowych i symulacji numerycznych o istotności wpływu warunków smarowania (wartości współczynnika tarcia) na stany przemieszczeń i odkształceń materiału. Zatem współczynnik tarcia jest kolejnym czynnikiem do sterowania jakością technologiczną śruby.

Rozdział IX

ZAKOŃCZENIE

42. Podsumowanie

Przedstawione w pracy podstawy teoretyczne i doświadczalne procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym oraz analiza zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi obróbki opracowano syntetyzując w większości wyniki badań własnych. Celowość opracowania tych problemów jest uzasadniona technologicznie i ekonomicznie. W pracy podjęto starania, aby łącznie ująć problemy modelowania, symulacji i weryfikacji w taki sposób, aby zawierała ona podstawy do właściwego projektowania i sterowania tym złożonym procesem obróbki plastycznej.

W czasie realizacji poszczególnych etapów pracy wykonano szeroki program badań obejmujący następujące zadania:

1. Przeanalizowano literaturę z zakresu procesu nagniatania i walcowania gwintów ze szczególnym uwzględnieniem:
 - wytwarzania gwintów metodami obróbki ubytkowej oraz obróbki plastycznej,
 - technologii i techniki walcowania gwintów,
 - odkształceń plastycznych i własności mechanicznych stali walcowanej,
 - trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej narzędzi do walcowania gwintów,
 - jakości technologicznej gwintu walcowanego,
 - modelowania procesu walcowania gwintów,
 - modelowania w mechanice ośrodków ciągłych, ze szczególnym naciskiem na metodę elementów skończonych,
 - modelowania zagadnienia kontaktowego,
2. Opracowano klasyfikację sposobów walcowania gwintów.
3. Wyprowadzono równania konstytutywne dla ciała sprężysto/lepko – plastycznego (E/VP) z umocnieniem mieszanym, dla typowego kroku czasowego. W modelach uwzględniono dynamiczne warunki realizacji procesu walcowania oraz właściwości różnych stali obróbkowych. Modele te są uogólnieniem istniejących teorii przyrostowych dla ciała sprężysto–plastycznego, w których nie uwzględnia się dynamiki procesu. Opracowano nową metodykę wyznaczania krzywej umocnienia materiałów wykorzystującej metodę elementów skończonych oraz pokazano praktyczne jej wykorzystanie do opracowania krzywych umocnienia na przykładzie stali C45, S235JR i 11SMn30. Opracowano algorytmy implementacji numerycznej opracowanych modeli materiałowych.
4. Zbudowano stanowiska do badań rozpoznawczych oraz przeprowadzono następujące badania:
 - możliwości walcowania na typowych walcarkach gwintów o zarysie łukowym na rurach,
 - stanów przemieszczeń i odkształceń materiału w procesie walcowania gwintów,
 - istotności wpływu warunków walcowania na jakość gwintu.

5. Opracowano model fizyczny procesu walcowania gwintów oraz określono podstawowe założenia i definicje dotyczące modelu fizycznego.
6. Opracowano model matematyczny procesu walcowania gwintów sformułowanego w przyrostach. W tym celu wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a. Do sformułowania równania ruchu obiektu zastosowano rachunek wariacyjny. Otrzymane, wariacyjne równanie ruchu dyskrytezo- wano metodą elementów skończonych, otrzymując dyskretny układ równań ruchu i deformacji obiektu. Opracowano model kontaktu walców z przedmiotem obrabianym. Podano algorytmy rozwiązania opracowanych układów równań po zastosowaniu jawnych i niejawnych metod całkowania.
7. Opracowano metodykę badań modelowych procesu kształtowania zarysu gwintu dla przypadku przestrzennego stanu naprężenia i płaskiego stanu odkształcenia. Zbudowano stanowisko do badań mechanizmu plastycznego płynięcia oraz określania warunków brzegowych dla przemieszczeń. Przeprowadzono symulacje numeryczne procesu kształtowania zarysu gwintu wykonanego z tworzywa modelowego.
8. Opracowano metodykę badań numerycznych oraz aplikacje w języku APDL do symulacji proce- su walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym. Opracowano efektywny model dys- kretny oraz przeprowadzono symulacje wpływu wybranych warunków walcowania na jakość gwintu.
9. Opracowano konstrukcję i wykonano głowicę do walcowania gwintów metodą osiową oraz zbu- dowano stanowisko badawcze do badań eksperymentalnych. Przedstawiono i opracowano wyni- ki badań wpływu wybranych warunków walcowania zaprojektowaną głowicą na jakość gwintu o zarysie łukowym na rurach. Uzyskane funkcje regresji mogą być podstawą do projektowania procesu technologicznego walcowania gwintów.

43. Elementy oryginalne pracy

Głównym osiągnięciem pracy jest jednolite sformułowanie i numeryczna implementacja metody elementów skończonych do modelowania i analizy procesu walcowania gwintów o zarysach trape- zowym i łukowym. Pokazano wszechstronne możliwości metody, szczególnie w przypadku wystę- powania w procesie obróbki silnych nieliniowości geometrycznej i materiałowej, przy dużych przemieszczeniach i odkształceniach.

Przedstawiono modele konstytutywne zarówno tworzywa modelowego jak i rzeczywistego oraz procedurę doboru parametrów modelu w oparciu o zależności makroskopowe w próbie jednoosio- wego rozciągania i ściskania.

Jednym z celów rozwiniętego w niniejszej pracy modelowania procesu walcowania gwintów w ujęciu przyrostowym, wykorzystującego metodę elementów skończonych, jest umożliwienie efektywniejszego modelowania i skrócenie czasu obliczeń. Wykorzystano sformułowanie metody elementów skończonych z jawnym i niejawnym schematem całkowania równań ruchu względem czasu. Główną zaletą schematu jawnego jest nieiteracyjny charakter rozwiązania, brak potrzeby rozwiązywania układu równań oraz małe zapotrzebowanie na moc obliczeniową komputera. Wadą jest warunkowa stabilność rozwiązania ograniczająca krok całkowania. W przypadku dużych zagadnień zalety przeważają nad wadami, dlatego jest to bardzo popularna metoda w zastosowaniu do złożonych problemów rzeczywistych, takich jak przedstawione w niniejszej pracy problemy walcowania gwintów.

Jawny schemat całkowania równań ruchu pozwolił na określenie rozkładu nacisków i sił walco- wania, wykorzystywanych przy projektowaniu głowic lub walcarek.

Dostępność obydwu metod pozwoliło na opracowanie optymalnego modelu numerycznego, w którym pewne obliczenia mogą być wykonywane przy pomocy jawnego a inne niejawnego schematu całkowania. W ten sposób obydwie metody traktowane są jako wzajemnie uzupełniające się.

Dla algorytmu metody elementów skończonych opracowano uniwersalny algorytm poszukiwania kontaktu obejmujący wszystkie przypadki kontaktu między powierzchnią czynną walców i brzegiem ciała odkształcalnego. Algorytm cechuje się niezawodnością i dużą efektywnością obliczeniową. Opracowany niestandardowy model kontaktu z tarciem pozwala również analizować różne przypadki kontaktu oraz określać obszary przylegania i poślizgu a także obliczać jednostkowe siły kontaktowe - nacisku i tarcia. Pozwala to rozwiązywać zagadnienie kontaktowe przy braku warunków brzegowych w obszarach styku.

W części przedstawiającej aplikacje opracowanych algorytmów numerycznych przedstawiono oryginalne zaawansowane modele złożonych zagadnień inżynierskich. Metodę elementów skończonych zastosowano do symulacji procesów walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym. Opracowana aplikacja WLCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS umożliwia symulacje skomplikowanych zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi. Zostało to potwierdzone przez analizę stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń dla przykładowych materiałów obróbkowych charakteryzujących się nieliniowym modelem umocnienia.

Wymagało to opracowania zaawansowanych modeli konstytutywnych oraz opracowania dokładniejszych nich dotychczas metod estymacji parametrów tych materiałów na podstawie laboratoryjnych prób wytrzymałościowych - próby jednoosiowego rozciągania lub ściskania.

Symulacja praktycznych problemów inżynierskich ilustruje możliwości opracowanych modeli teoretycznych i algorytmów numerycznych implementowanych w programie komputerowym. Należy jednak podkreślić, że w trakcie pracy badawczej nie poszukiwano zastosowań dla algorytmów numerycznych, ale przeciwnie, praktyczne problemy walcowania gwintów, głównie na rurach, stwarzały zapotrzebowanie na opracowanie zaawansowanych sformułowań teoretycznych i nowych algorytmów numerycznych.

Podsumowując, jako elementy oryginalne pracy można wymienić:

- 1) Jednolite sformułowanie metody elementów skończonych, w uaktualnionym opisie przyrostowym Lagrange'a, wykorzystujące schematy rozwiązania oparte na jawnym i niejawnym całkowaniu równań ruchu, umożliwiające modelowanie procesu walcowania gwintów z uwzględnieniem nieliniowości.
- 2) Niezawodny i efektywny algorytm wykrywania kontaktu dla algorytmu metody elementów skończonych oraz określania obszarów przylegania i poślizgu, jednostkowych sił nacisku i tarcia.
- 3) Implementacja algorytmów numerycznych dla złożonych modeli konstytutywnych – sprężysto/lepkoplastyczne modele z umocnieniem nieliniowym dla dużych odkształceń metali.
- 4) Opracowanie własnych aplikacji numerycznych WLCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS do analizy złożonych zjawisk fizycznych w procesach walcowania gwintów, o następujących możliwościach:
 - efektywny schemat rozwiązania,
 - różnorodne modele konstytutywne,
 - możliwość analizy różnorodnych problemów fizycznych: przemieszczeń, odkształceń i naprężeń,
 - możliwość zadawania różnorodnych warunków brzegowych i więzów kinematycznych,
 - możliwość zadawania różnorodnych warunków początkowych (historii),
 - efektywny algorytm analizy zagadnienia kontaktowego,
 - określenie wymiarów rury (głównie średnicy zewnętrznej i minimalnej grubości ścianki),
 - określenie geometrii i zarysu gwintu w czasie trwania procesu i po odciążeniu sprężystym,

- określenie stanów naprężeń i odkształceń lokalnych w gwincie,
 - lokalizacja odkształceń maksymalnych – możliwość pęknięcia gwintu,
 - określenie wymaganej siły walcowania,
 - określenie liczby i geometrii walców, w tym zarysu powierzchni czynnej walców w strefie wejściowej, kształtującej, kalibrującej i wyjściowej,
 - określenie wpływu współczynnika tarcia na przebieg procesu i jakość gwintu,
 - określenie stanów obciążenia, naprężeń i odkształceń narzędzi,
 - określenie obszarów kontaktu, poślizgu i przylegania.
- 5) Analiza złożonych zagadnień w procesie walcowania gwintów wymagających stosowania zaawansowanych metod modelowania, za pomocą własnej aplikacji numerycznej.
- 6) Zaprojektowanie nowej, obrotowej głowicy kątowej do walcowania metodą osiową gwintów o zarysach trapezowym i łukowym o dużym skoku, na prętach lub rurach o dowolnej długości.

44. Wnioski

Na podstawie opracowanego modelu matematycznego, aplikacji w systemie ANSYS oraz przeprowadzonych analiz numerycznych i badań eksperymentalnych procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym sformułowano wnioski w następującym układzie: poznawcze, dotyczące hipotezy i tezy pracy, użytkowe i do dalszych badań.

44.1. Wnioski poznawcze oraz dotyczące hipotezy i tezy pracy

1. Zwiększenie dokładności kształtowania jakości technologicznej wyrobów powoduje konieczność zwiększenia dokładności modelowania i analizy zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi obróbki. Omawiane w pracy zagadnienie kontaktowe jest problemem podstawowym. Złożony charakter zjawisk zachodzących podczas kontaktu oraz trudności w ich badaniu zmuszają do poszukiwania rozwiązań na drodze teoretycznej. Występująca nieliniowość geometryczna i fizyczna, a także tylko częściowa znajomość warunków brzegowych, które przemieszczają się w trakcie procesu powodują, że konieczne jest zastosowanie opisu przyrostowego.
2. Walcowanie gwintów o zarysie łukowym na rurach jest złożonym procesem technologicznym. Wykorzystanie do tego celu typowych walcarek np. WGH 80 jest niemożliwe, ze względu na występujące błędy obróbki, zbyt małą prędkość walcowania, konieczność częstego przerywania procesu i zbyt małą długość walcowania. Błędy te można wyeliminować wprowadzając podtrzymkę obrotową w miejsce stałej, w postaci jednego lub dwóch dodatkowych walców. Konieczne jest zatem opracowanie konstrukcji specjalnej walcarki lub głowicy przystosowanej do tokarek konwencjonalnych.
3. Przeprowadzone rozpoznawcze badania eksperymentalne wykazały, że dla celów praktyki inżynierskiej zasadne jest przyjęcie założenia występowania w materiale gwintu walcowanego przestrzennego stanu naprężenia i płaskich stanów przemieszczenia i odkształcenia, zachodzących w płaszczyznach równoległych do płaszczyzny osiowej. Pozwala to znacznie uprościć nie tylko model numeryczny procesu ale również warunki przeprowadzenia badań modelowych.
4. W złożonych procesach obróbki plastycznej, w których materiał kształtowany ma więcej niż jeden stopień swobody, takich jak walcowanie gwintów, intuicja lub doświadczenie mogą okazać się niewystarczające w przewidywaniu mechaniki procesu. Wizualizacja procesu jest w tym przypadku bardzo przydatnym i efektywnym narzędziem. Modelowanie jakościowe może być wykorzystane do uzyskania szybkiej odpowiedzi na pytanie: ***jak i gdzie popłynie odkształcony materiał w procesie walcowania?*** Pozwala również określać wpływ warunków tarcia w obsza-

rze kontaktu oraz zarysu powierzchni roboczej walców na stany przemieszczeń i odkształceń materiału.

5. Opracowano nowe, dokładniejsze modele materiałowe opisujące przyrosty składowych tensora odkształcenia i naprężenia dla ciał sprężysto/lepko-plastycznych (E/VP), w których uwzględniono różne fazy procesu walcowania, tj. obciążanie, proces neutralny i odciążanie oraz wpływ historii deformacji, a także iteracyjne metody ich rozwiązania. W modelach tych wprowadzono nowe modele naprężeń uplastyczniających. Dzięki temu możliwe jest obliczanie stanów odkształceń i naprężeń w różnych fazach procesu, w tym także wartości odkształceń w chwili odciążenia, wymaganych do określenia kąta pochylecia zarysu walców po stronie wyjścia.
6. Wykazano, że proces walcowania gwintów może być opisany przez przyrostowe modele matematyczne, w uaktualnionym opisie Lagrange'a: równania konstytutywne dynamicznych naprężeń uplastyczniających, odkształceń i naprężeń, model kontaktu, równania ruchu i deformacji obiektu oraz warunki jednoznaczności. Opracowane algorytmy rozwiązań równań ruchu i programy symulacyjne pozwalają określać stany przemieszczeń w dowolnym punkcie obiektu, a te są bezpośrednio wykorzystywane do obliczania pól odkształceń i naprężeń oraz nacisków, sił i momentów.
7. Opracowane przyrostowe modele matematyczne ruchu i deformacji obiektu oraz algorytmy numeryczne ich rozwiązania pozwalają na kompleksową analizę zjawisk zachodzących w trakcie procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym i trapezowym przy użyciu dostępnych programów metody elementów skończonych (ANSYS), a na ich podstawie prognozować jakości technologicznej gwintu. Zastosowane modele przyrostowe pozwalają rozwiązać wiele problemów **bez znajomości warunków brzegowych w obszarze kontaktu**. Dotychczas w celu rozwiązania równań ruchu obiektu wraz z odpowiednimi warunkami brzegowymi dla przemieszczeń warunki te należało założyć lub wyznaczyć eksperymentalnie. Ta zaleta opracowanych modeli czyni je bardzo przydatnymi w rozwiązywaniu wielu istotnych i złożonych problemów związanych z właściwym projektowaniem nie tylko samego procesu walcowania gwintów, lecz także prognozowania jakości technologicznej wyrobu. Możliwe jest prowadzenie różnorodnych analiz numerycznych dotyczących stanów przemieszczeń, prędkości przemieszczeń, przyspieszeń, odkształceń, prędkości odkształceń i naprężeń w dowolnej chwili trwania procesu.
8. Opracowano nową technologię walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach cienkościennych o dużych długościach. Określono optymalną liczbę rolek, ich geometrię (zarys i długość części walcowej) oraz kąt skręcenia.
9. Z przeprowadzonych badań modelowych i symulacji wynika, iż współczynnik tarcia istotnie wpływa na stany przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w warstwie wierzchniej śruby i jest jednym z czynników decydujących o jej jakości technologicznej i użytkowej. Najlepszą jakość eksploatacyjną śruby otrzymuje się podczas walcowania z obfitym smarowaniem ($\mu=0$). Również zarys walców w części formującej istotnie wpływa na stany deformacji i naprężeń w gwincie.
10. Badania eksperymentalne potwierdziły istotność wpływu stanu półwyrobu (jakości rury) i parametrów technologicznych walcowania na jakość technologiczną śruby. Jakość śruby walcowanej zależy między innymi od średnicy zewnętrznej rury i grubości ścianki oraz prędkości i wcisku walcowania. Opracowane równania regresji postaci $\hat{Y} = \hat{Y}(d_2, g, w, v)$, pozwalają obliczać wielkości decydujące o jakości śruby: średnica zewnętrzna d , średnica wewnętrzna d_3 , promień zaokrąglenia wierzchołka r_1 i dna r_2 oraz owalizację O , wydłużenie śruby Δl , zmniejszenie średnicy otworu śruby ΔD_0 i skręcenie γ w zależności od warunków technologicznych walcowania lub określać optymalne warunki walcowania ze względu na ekstremalne wartości jakości śruby.

11. Wyniki symulacji mogą być wykorzystane do projektowania procesu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym, a także podstawą doboru parametrów technologicznych oraz rodzaju czynnika smarującego w aspekcie jakości technologicznej śruby.

Przedstawione powyżej wyniki dowodzą słuszność hipotezy oraz dowodzą tezę pracy. W świetle powyższego można stwierdzić, że praca została wykonana zgodnie z założeniami oraz że hipoteza została sprawdzona a teza udowodniona.

44.2. Wnioski utylitarne

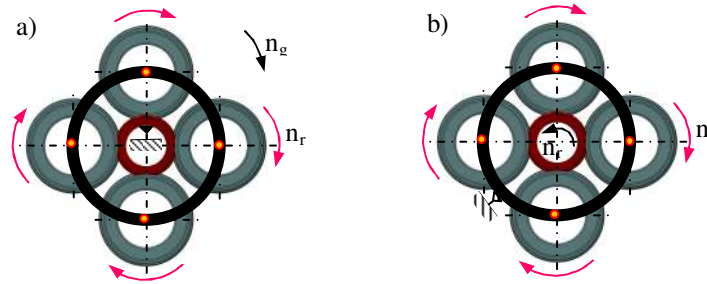
1. Ważnym rezultatem pracy jest opracowanie nowego sposobu walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym, o dużym skoku, na rurach lub prętach o dużych długościach. Przewiduje się wdrożenie opracowanego projektu głowicy, które przyniesie wymierne efekty technologiczne i ekonomiczne.
2. Opracowane dla potrzeb analizy numerycznej przyrostowe modele matematyczne oraz aplikacje komputerowe w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do szczegółowych analiz zjawisk fizycznych i projektowania procesu technologicznego walcowania gwintów dla innych danych: np. inny rodzaj materiału obrabianego, warunki smarowania, wałki o różnych średnicach, rury o innych wymiarach (średnicach i grubościach ścianek), inne zarysy gwintów itp. ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu.
3. Przyrostowy model matematyczny ruchu obiektu oraz opracowane algorytmy numeryczne jego rozwiązania pozwalają na kompleksową analizę nieliniowych zjawisk zachodzących w trakcie procesu walcowania gwintów przy użyciu programów wykorzystujących metody elementów skończonych, na przykład program ANSYS.
4. Opracowane algorytmy i aplikacje komputerowe WALCOWANIE GWINTÓW w systemie ANSYS powodują, że proces projektowania technologii walcowania gwintów może być istotnie rozszerzony i ulepszony. Uzyskane wyniki symulacji komputerowych mogą być podstawą do projektowania nowych narzędzi o innych zarysach, doboru rodzaju czynnika chłodząco-smarującego oraz prognozowania jakości technologicznej i użytkowej gwintu.
5. Otrzymane wyniki mają istotne znaczenie dla sterowania właściwościami gwintu, gdyż stwarzają możliwość skuteczniejszej ingerencji w projektowanie procesu technologicznego i dostosowanie jakości technologicznej do odpowiednich warunków eksploatacyjnych.

44.3. Wnioski do dalszych badań

Niniejsza praca nie wyczerpuje wszystkich problemów związanych z procesem walcowania gwintów. Na podstawie wyników przedstawionych w pracy można dostrzec prowadzenie w przyszłości następujących ważnych prac badawczych dotyczących:

1. Rozwinięcie opracowanej aplikacji WALCOWANIE GWINTÓW na stany przestrzenne (3D) w programie ANSYS i ABAQUS. Przeprowadzone symulacje dla przestrzennych stanów naprężeń i odkształceń pozwolą jeszcze lepiej poznać zjawiska fizyczne występujące w procesie walcowania, oraz mogą być wykorzystane do weryfikacji wyników otrzymanych w niniejszej pracy (symulacji dla przestrzennego stanu naprężeń i płaskiego stanu odkształceń). Możliwe będzie również prowadzenie bardziej złożonych obliczeń dotyczących wpływu warunków walcowania na jakość śruby.
2. Opracowanie nowej konstrukcji głowicy pozwalającej na wzrost wydajności procesu walcowania i zwiększenie jakości śruby poprzez wprowadzenie układu z obrotowymi (napędzanymi) wałkami i nieruchomym koszykiem w miejsce opracowanej w rozprawie głowicy z obrotowym

koszykiem rys. 9.1. Pozwoli to wyeliminować zjawiska skrzywienia i skręcenia śruby występującego przy pewnych parametrach walcowania głowicą z obrotowym koszykiem (rys. 9.1a).



Rys. 9.1. Głowica kątowa do walcowania gwintów o zarysach trapezowym i łukowym z obrotowym (a) oraz stałym koszykiem i napędzanymi walcami (b)

Wdrożenie opracowanego modelu teoretycznego i aplikacji numerycznych w systemie ANSYS do projektowania procesu walcowania gwintów pozwoli na rozwiązanie ważnych problemów, takich jak prognozowanie stanu odkształceń i naprężeń w gwincie oraz poprawić jego jakość przy jednoczesnym zwiększeniu wydajności obróbki. Proces projektowania technologii może być przez to istotnie rozszerzony, unowocześniony i ulepszony poprzez wykorzystanie nowoczesnych metod modelowania procesu oraz zastosowanie metod numerycznych i techniki komputerowej.

Przedstawiona tematyka ma przed sobą bardzo dobre perspektywy rozwoju. Metoda elementów skończonych ma bardzo duże możliwości zastosowań praktycznych. W najbliższym czasie autor planuje wykorzystanie rozwiniętego oprogramowania MES do symulacji zjawisk fizycznych w procesie walcowania gwintów z dużymi prędkościami oraz z uwzględnieniem temperatury.

Literatura

1. [Adi2005] ADINA System 8.3. *Users Manual*. ADINA R&D Inc., 2005.
2. [Aba1996] ABAQUS. *Example manual. Version 5.6*. Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., 1996.
3. [Aba2003] ABAQUS/Explicit. *User's Manual*. ABAQUS, Inc., Pawtucket, RI, 2003.
4. [Ali2002] Aliabadi M. H.: *The boundary element method*. Volume 2 – Application in solids and structures, John Wiley & Sons, Ltd., United Kingdom 2002.
5. [Alm1982] Almert H.: *Zastosowanie przyrostowej metody analizy siatek do badań procesu wyciskania w płaskim stanie odkształcenia*. Obróbka Plastyczna. Instytut Obróbki Plastycznej, Tom 21 1/2, Poznań 1982, s. 11-15.
6. [And1991] Anderson T.L.: *Fracture mechanics fundamentals and applications*. CRC Press, Boston 1991.
7. [Ande1996] Anderson P., Sean G.: *Posterior stabilization of the lowercervical spine with lateral mass plates and screws*. Journal of Operative Techniques in Orthopaedics, ELSEVIER Volume 6, Issue: 1, January 1996, pp. 58-62.
8. [Ans2007] ANSYS. *Theory Reference 11.0*. Ansys Inc., 2007.
9. [Azr1980] Azrin M., Olson G.B., Kula E.B., Marley W.F.: *Soviet progress in thermomechanical treatment of metals*. *Journal Applied Metal Working*, Volume 1, nr 2, pp. 5÷34, 1980
10. [Bac1985] Baczyński Z. F.: *Modele matematyczne elastomechaniki ciał warstwowych 15/1985*. IPPT PAN, Warszawa 1985.
11. [Bam1995] Bamman D.J., Chiesa M.L., Johnson G.C.: *A state variable damage model for temperature and strain rate dependent metals*. In: Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementation, Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona, 1995.
12. [Bas1999] Basista M., Nowacki W.K.: *Modeling of damage and fracture process in engineering materials*. Trends in Mechanics of Materials Volume 2, IPPT PAN, Warszawa 1999.
13. [Bat1976] Bathe K.J., Wilson E.: *Numerical methods in finite element analysis*. Prentice Hall, Engle wood Cliffs, New Jersey 1976.
14. [Bat1982] Bathe K.J.: *Finite element procedures*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey 1982.
15. [Bat1996] Bathe K.J.: *Finite element procedures*. Englewood Cliffs, New York, Prentice-Hall, 1996.
16. [Bed1996] Bednarczyk J.: *Analiza rozkładów sił i naprężeń w głowicach do plastycznej obróbki metali metodą elektrodynamiczną*. Rozprawy monografie 47, Wydawnictwa AGH, Kraków, 1996.
17. [Bedn1981] Bednarski T.: *Przyrostowa metoda analizy siatek w badaniach osiowo-symetrycznych procesów obróbki plastycznej*. Obróbka Plastyczna. Instytut Obróbki Plastycznej, Tom 20 1/2, Poznań 1981, s. 101-110.
18. [Bedn1995] Bednarski T.: *Mechanika plastycznego płynięcia w zarysie*. PWN, Warszawa 1995.
19. [Bel1973] Belytschko T., Hsieh B.J.: *Non-linear transient finite element analysis with convected co-ordinates*. Int. J. Num. Meth. Eng., 7:255–271, 1973.
20. [Bel1976] Belytschko T., Chiappetta R.L., Bartel H.D.: *Efficient large scale non-linear transient analysis by finite elements*. Int. J. Num. Meth. Eng., 10:579–596, 1976.
21. [Bel1977] Belytschko T., Schwer L., Klein M.J.: *Large displacement transient analysis of space frames*. Int. J. Num. Meth. Eng., 11:65–84, 1977.
22. [Bel1986] Belytschko T., Kenedy J.: *WHAMS-3D, An Explicit 3D Finite Element Program*. Technical report, Willow Springs Illinois: KBS2 Inc., 1986.
23. [Bel1994] Belytschko T., Lu Y.Y., Gu L.: *Element-free Galerkin method*. Int. J. Num. Meth. Eng., 37:229–256, 1994.
24. [Bel2000] Belytschko T., Liu W.K., Moran B.: *Nonlinear finite elements for continua and structures*. John Wiley & Sons, New York 2000.
25. [Bel2000a] Belytschko T., Liu W.K., Moran B.: *Related books and a brief history of nonlinear finite elements*. In Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures. Wiley, 2000.
26. [Bia1973] Białek M., Kupść O.: *Gwintowniki i gwintowanie*. WNT, Warszawa 1973.
27. [Bla2001] Blau P.J.: *The significance and use of the friction coefficient*. Tribology International Volume 34, ELSEVIER, 2001, pp. 585÷591.
28. [Bod1975] Bodner S.R., Partom Y.: *Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain hardening materials*. Journal of Applied Mechanics, Volume 39, 1975, pp. 751÷757.
29. [Bon1997] Bonet J., Wood R.D.: *Nonlinear continuum mechanics for finite element analysis*. Cambridge University Press, United Kingdom, 1997.
30. [Bor1977] Borkowski A.: *Metody obliczeniowe w mechanice nieliniowej*. Ossolineum, Warszawa 1977.
31. [Bou1985] Boussinesq I.V.: *Application des potentiels a l'etude d'équilibre et mouvement des solides elastiques*. Gauthier – Villars, Paris, 1885.
32. [Boy2000] Boyce W. E., DiPrima R. C.: *Elementary differential equations and boundary value problems*. John Wiley & Sons, United States of America, 2000.
33. [Bri1944] Bridgeman P.W.: *The stress distribution at the neck of a tension specimen*. Trans. Am. Soc. Metals 32, 1944, pp. 553-574
34. [Bur1995] T. Burczyński. *Metoda elementów brzegowych w mechanice*. WNT, 1995.
35. [Cam1970] Campbell J.D.: *Dynamic plasticity of metals*. Springer Verlag, New York 1970.
36. [Cha1989] Chaboche J.L.: *Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic visco-plasticity*. International Journal of Plasticity, 1989, pp. 247÷302.
37. [Che1994] Chen W.F.: *Constitutive equations for engineering materials*. Elsevier, Amsterdam 1994.

38. [Chh1995] Chhabildas L.C., Trucano T.G.: *The role of dynamic experimentation for computation analysis*, In: *Constitutive Laws: Theory, experiments and numerical implementations*. Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona 1995.
39. [Col1978] Collins I.F.: *On the rolling of a rigid cylinder on a rigid perfectly plastic half-space*. Trans. of the ASME. Journal of Applied Mechanics, vol. 2, 1978, pp. 431-488.
40. [Coo1989] Cook R.D., Malkus D.S., Plesha M.E.: *Concepts and applications of finite element analysis*. Third Edition, John Wiley & Sons, New York 1989.
41. [Cow1957] Cowper G.R., Symonds P.S.: *Strain hardening and strain rate effects in the impact loading cantilever beams*. Brown University, Technical Report No8, 1957.
42. [Cza1988] Czarnecki H., Stanisław W., Tubielewicz K.: *Wyginiatanie gwintów wewnętrznych w materiałach ulepszonych cieplnie*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1988, s. 174÷180.
43. [Cza1992] Czarnecki H., Stanisław W., Tubielewicz K.: *Wpływ procesu wygniataania na niektóre właściwości fizyczno mechaniczne gwintu wewnętrznego*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 27÷34.
44. [Cza2004] Czarnecki H.: *Optymalizacja zarysu poprzecznego gwintowników wygniatających*. VIII Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Obróbka Kształująca i Powierzchniowa Nagniataniem. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego Nr 34, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004, s. 33÷42.
45. [Des1987] Desai C.S.: *Constitutive equations for engineering materials*. Elsevier, 1987.
46. [Dob2004] Dobrzański L.A.: *Podstawy nauki o materiałach. Materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego*. WNT, Warszawa, 2000.
47. [Doe1986] Doege E., Meyer-Noelkemper H., Saeed I.: *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe mit Fließkurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung*. Hanser Verlag, Munchen, Wien 1986
48. [Dol1999] Dolag K., Bartelmann M., Lesch H.: *SPH simulations of magnetic fields in galaxy clusters*. Astron. Astrophys., 348:351–363, 1999.
49. [Dom2002] Domblesky J.P., Feng F.: *A parametric study of process parameters in external thread rolling*. Journal of Materials Processing Technology, Volume 121, ELSEVIER, 2002, pp. 341÷349.
50. [Dom2002a] Domblesky J.P., Feng F.: *Two-dimensional and three-dimensional finite element models of external thread rolling*. Professional Engineering Publishing, Volume 216, Number 4/2002, pp. 507÷517.
51. [Dyl1999] Dyląg Z., Jakubowicz A., Orłoś Z.: *Wytrzymałość materiałów*. WNT, Warszawa 1999.
52. [Dyn1999] DYNA3D: *A Nonlinear, Explicit, Three-Dimensional Finite Element Code for Solid and Structural Mechanics User Manual*. Technical report, Lawrence Livermore National Laboratory, 1999.
53. [Erb1981] Erbel S., Kuczyński K., Marciniak Z.: *Obróbka plastyczna*. PWN, Warszawa, 1981.
54. [Fet2007] Rolling system. Katalog firmy Fette z narzędziami do walcowania gwintów.
55. [Fla1995] FLAC. *Fast Lagrangian Analysis of Continua*. Itasca, Minneapolis Minnesota, 1995.
56. [Fre1978] Fredriksson B., Rydholm G., Sjoblom P.: *Variational inequalities in structural mechanics with emphasis on contact problem*. Finite element in nonlinear mechanics. Tapir Publishers 1978 (Int. Conf. Geilo 1977).
57. [Fun1969] Fung Y. C.: *Podstawy mechaniki ciała stałego*. PWN, Warszawa, 1969.
58. [Gag2001] Gag C.R.: *Premature failure of thread rolling dies: material election, hardness criteria and case studies*. Engineering Failure Analysis, Volume 8, ELSEVIER, 2001, pp. 87÷105.
59. [Gaw2004] Gawronski W.K.: *Advanced structural dynamics and active control of structures*. Springer-Verlag New York, United States of America, 2004.
60. [Gef2002] A. Gefen: *Optimizing the biomechanical compatibility of orthopedic screws for bone fracture fixation*. Journal of Medical Engineering & Physics, Volume 24, ELSEVIER (2002), pp. 337–347.
61. [Gel1999] Gelin J.C., Picart P., editors. *Proceedings of the 4th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes Numisheet'99*. Besancon, France, 13–17.09. 1999.
62. [Gen2004] Geng H.: *Manufacturing engineering handbook*. McGraw-Hill Professional, New York 2004.
63. [Gou1988] Gould P.L.: *Analysis of shells and plates*. Springer Verlag, New York, 1988.
64. [Gór1983] Górecka R., Polański Z.: *Metrologia warstwy wierzchniej*. Warszawa, 1983.
65. [Gór1991] Górniak J., Górski E., Żebrowski H.: *Poradnik Inżyniera – Tom 1 – Obróbka Skrawaniem*. WNT, Warszawa 1991.
66. [Górs1974] Górski E.: *Obróbka skrawaniem*. WSiP, Kraków, 1974.
67. [Gro2005] Grosman F., Hadasik E.: *Technologiczna plastyczność metali*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2005.
68. [Hal1976] Hallquist J.O.: *Preliminary User's Manuals for DYNA3D and DYNAP (Nonlinear Dynamic Analysis of Solids in Three Dimensions)*. Technical report, Lawrence Livermore National Laboratory, 1976.
69. [Hal1987] . Hallquist J.O, Benson D.J.: *DYNA3D User's Manual (Nonlinear Dynamic Analysis of Solids in Three Dimensions)*. Technical report, Lawrence Livermore National Laboratory, 1987.
70. [Hal1998] Hallquist J.O.: *LS-DYNA. Theoretical Manual*. Technical report, Livermore Software Technology Corporation, 1998.
71. [Hao1997] Hao S., Klamecki B.E., Ramalingam S.: *Friction measurement apparatus for sheet metal forming*. Wear, Volume 224, 1999, pp. 1÷7.

72. [Hea2000] HEARN E. J.: *An introduction to the mechanics of elastic and plastic deformation of solids and structural materials, Volume 1*. University of Warwick, United Kingdom, 2000.
73. [Hea1999] HEARN E. J.: *An introduction to the mechanics of elastic and plastic deformation of solids and structural materials, Volume 2*. University of Warwick, United Kingdom, 1999.
74. [Hei1996] Heinbockel J.H.: *Introduction to tensor calculus and continuum mechanics*. Department of Mathematics and Statistics, Old Dominion University, 1996.
75. [Hil1986] Hill R.: *The mathematical theory of plasticity*. Oxford, 1986.
76. [Hop1961] Hopkins H.G.: *Dynamic anelastic deformation of metals*. Applied Mechanics Reviews, Volume 14, No 6, pp. 417÷431.
77. [Her1996] Hertzberg R.J.: *Deformations and fracture mechanics of engineering materials*. Fourth Edition, John Wiley & Sons, Inc., Toronto, 1996.
78. [Hert1981] Hertz H.: *Über die Berührung fester elastischer Körper*. Journ. für die reine angew. Mathem. Bd. 92, 1881, pp. 156-171.
79. [Iva1988] Ивапов В.К., Христов М. Я.: Nowa konstrukcja osiowych głowic do wygniatania gwintów zewnętrznych. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1988, s. 181÷185, (w języku rosyjskim).
80. [Iva1992] Ивапов В.К., Йовчев Д.Ж.: *Nagniatanie gwintów wewnętrznych*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 37÷41, (w języku rosyjskim).
81. [Iva1992a] Ивапов В.К., Станев В.Й.: *Głowice planetarne do nagniatania długich gwintów jedno- i wielozwojowych*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 41÷48, (w języku rosyjskim).
82. [Iva1992b] Ивапов В.К., Станев В.Й.: *Profilowanie rolek narzędzi nagniatających*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 49÷57, (w języku rosyjskim).
83. [Iva1995] Ivanov V.: *Profiling of rollers for thread rolling*. Journal of Material Processing Technology, Volume 59, ELSEVIER, 1995, pp. 333÷336.
84. [Iva1997] Ivanov V., Kirov V.: *Rolling of internal threads: Part 1*. Journal of Material Processing Technology, Volume 72, ELSEVIER 1997, pp. 214÷220.
85. [Iva1997a] Ivanov V.: *Rolling of internal threads: Part 2*. Journal of Material Processing Technology, Volume 72, ELSEVIER, 1997, pp. 221÷225.
86. [Iva1998] Ivanov V.: *Rolling of long screws*. Journal of Material Processing Technology, Volume 82, ELSEVIER 1998, pp. 1÷12.
87. [Jac2001] Jach. K.: *Komputerowe modelowanie dynamicznych oddziaływań ciał metodą punktów swobodnych*. PWN, Warszawa, 2001.
88. [Jae2005] Jaeger J.: *New solutions in contact mechanics*. WITPRESS, Southampton, 2005.
89. [Jan1999] Jankowscy J. i M.: *Przegląd metod i algorytmów numerycznych*. WNT, 1999.
90. [Jar2004] Jaroniek M.: *Analiza prób rozciągania – faza zniszczenia*; Nauka, Innowacje, Technika nr 4/2004.
91. [Jez1975] Jezierski J.: *Wpływ krzywizny narzędzia dogniatającego na efekt umocnienia powierzchniowego – część II*. Politechnika Warszawska, Instytut Technologii Mechanicznej, Warszawa, 1975.
92. [Jez1989] Jezierski J.: *Analiza powierzchni kontaktu i sił zgniatania w procesie wzdłużnego nagniatania na zimno wałków stopniowanych*. Postępy technologii maszyn i urządzeń, Zeszyt 1-4, 1989, s. 63-76.
93. [Jez1991] Jezierski J.: *Calculation of the area of contact surface and its projection during shaft forming by longitudinal rolling*. Archiwum Budowy Maszyn, Volume 38, No 2, 1991, pp. 137-149.
94. [Joh1972] Johnson W.: *Impact strength of materials*. Edwards Arnolds, London, 1972.
95. [Johk1985] Johnson K. L.: *Contact mechanics*. Cambridge University Press, United Kingdom 1985.
96. [John1983] Johnson G.R., Cook W.H.: *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*. 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands 1983, pp. 541÷548.
97. [Kac2001] Kacalak W., Kukielka L.: *Określanie naprężeń uplastyczniających materiały stalowe na podstawie ich składu chemicznego i mikrostruktury*. ZN WM nr 29, Politechnika Koszalińska, 2001, s. 117-126
98. [Kal1967] Kalker J.: *On the rolling contact of two elastic bodies in the presence of dry friction*. Doctoral Dissertation, TUD, 1967.
99. [Kal1979] Kalker J.: *The computation of 3-D rolling contact with dry friction*. International Journal of numerical methods in engineering, No 14, 1979, p. 1293.
100. [Kem1974] Kemény J. G., Snell J.L., Thompson G.N.: *Introduction to finite mathematics*. 3rd edition, Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, USA, 1974.
101. [Kmi1995] Kmieciak M., Wismur M., Bielewicz E.: *Analiza nieliniowa tarcz i płyt*. Politechnika Gdańska, Gdańsk, 1995.
102. [Kni2004] Knight M.J., Brennan F.P., Dover W.D.: *Fatigue life improvement of threaded connections by cold rolling*. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, Volume 40, Number 2, February 2005, pp. 83÷93.
103. [Kle1978] Kleiber M.: *Duże deformacje ciał sprężysto-plastycznych. Teoria i numeryczna analiza konstrukcji*. Prace IPPT PAN, Warszawa, 1978.

104. [Kle1984] Kleiber M.: Wprowadzenie do metody elementów skończonych. Materiały dla studiów doktoranckich i podyplomowych nr 9, Politechnika Poznańska, Poznań, 1984
105. [Kle1985] Kleiber M.: *Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum*. PWN, Warszawa-Poznań 1985.
106. [Kle1989] Kleiber M.: *Wprowadzenie do metody elementów skończonych*. PWN, Warszawa-Poznań 1989.
107. [Kle1995] Kleiber M., Służalec A.: *Parameter sensitivity in nonlinear transient thermal problems*. Computer Assisted Mechanics and Engineering Sciences. Central European Association for Computational Mechanics, Kleiber M., Mang H.A., (eds.), Polish Scientific Publishers, Volume 2, No 4, PWN 1995, pp. 254÷270.
108. [Klo2002] Kloosterman G.: *Contact methods in finite element simulations*. PHD Thesis, Eds. Ponsen & Looijen, Wageningen, The Netherlands, 2002.
109. [Kło1997] Kłosowski P.: *Material parameters identification for viscoplastic constitutive equations*. Proceedings of the XIII Polish Conference on Computer Methods in Mechanics, Poznań, 5-8 May 1997, Computer Methods in Mechanics, Poznań University of Technology, Institute of Structural Engineering, Poznań, Volume 2, pp. 623÷630.
110. [Kło1999] Kłosowski P.: *Nieliniowa analiza numeryczna i badania drgań płyt sprężysto-lepko plastycznych płyt i powłok*. Politechnika Gdańska, Gdańsk, 1999.
111. [Koc1968] Kocańda S.: *Poradnik inżyniera mechanika*, Warszawa, 1968.
112. [Kol1965] Kolman R.: *Mechaniczne wzmacnianie powierzchni części maszyn*. WNT, Warszawa 1965.
113. [Kow1995] Kowalczyk L.: *Modelowanie fizyczne procesów*. Wydawnictwo i Zakład Poligrafii Instytutu Technologii Eksploatacji, Radom 1995.
114. [Kow2004] Kowalik M.: *Wyznaczanie zarysu przekroju poprzecznego do walcowania samoformującego gwintu metrycznego*. VII Naukowo – Techniczna nt. Obróbka Kształująca i Powierzchniowa Nagniataniem, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 34, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004, s. 85÷90.
115. [Koz1988] Kozłowski M. M., Majchrowicz A.: *Głowica do walcowania gwintu M30 na tokarce*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz, 1988, s. 235÷238.
116. [Koz1984] Kozłowski M.M.: *Problemy nagniatania tocznego*. III Konferencja Naukowo-Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz, 1984, s. 87÷97.
117. [Kub1998] Kubik J.: *Mechanika materiałów*. Politechnika Opolska, Opole 1998.
118. [Kuk1988] Kukielka L.: *Metodyka określania przemieszczenia, odkształcenia i prędkości odkształcenia materiału nierówności w procesie powierzchniowego nagniatania tocznego*. IV Konferencja Naukowo-Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Bydgoszcz 1988, s. 38÷53.
119. [Kuk1989] Kukielka L.: *Designating the Fidel areas for the contact of a rotary burnishing element with the rough surface of a part, providing a high-quality product*. Journal of Mechanical Working Technology, no 19, 1989, pp. 319-356.
120. [Kuk1990] Kukielka L., Kusiak K.: „Planeks-stat” – planowanie eksperymentu, statystyczne opracowywanie wyników oraz identyfikacja i analiza modelu matematycznego obiektu badań. Instrukcja użytkownika i listing programu, WSInż. Koszalin, ETO, 1990.
121. [Kuk1990a] Kukielka L. i zespół: Stan przemieszczenia odkształcenia materiału przedmiotu o zdeterminowanym, okresowym profilu chropowatości w procesie nagniatania tocznego. Grant DNS-T/03/347/90-2. WSInż Koszalin, Koszalin 1990.
122. [Kuk1992] Kukielka L., Cienkowski W., Fabian H.: *Modelowe badania mechanizmu plastycznego płynięcia nierówności symetrycznych, trójkątnych i trapezowych, w procesie zgniotu płaskim stemplem*. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 15, WSInż. Koszalin, 1993, s. 104÷122.
123. [Kuk1994] Kukielka L.: *Teoretyczne i doświadczalne podstawy powierzchniowego nagniatania tocznego z elektrokontaktowym nagrzewaniem*. Monografia Wydziału Mechanicznego nr 47, Politechnika Koszalińska, Koszalin 1994.
124. [Kuk1997] Kukielka L., Cienkowski W., Dudek P.: *Incremental model of yield stress of metals in the conditions of burnishing rolling operation with electrical current*. „Surface treatment, computer methods and experimental measurements”, Ed. M.H. Aliabadi, C.A. Brebbia, Southampton-Boston, 1997, p. 93-102.
125. [Kuk1998] Kukielka L.: *Dynamic incremental nonlinear analysis of the burnishing rolling operations with electrical current*. Politechnika Koszalińska, Koszalin 1998.
126. [Kuk1998a] Kukielka L.: *Możliwości zwiększania wytrzymałości zmęczeniowej elementów maszyn przez świadome kształtowanie ich jakości technologicznej w procesie nagniatania tocznego*. Materiały Naukowe na Zebranie Środowiskowe Sekcji Podstaw Eksploatacji, Lublin, 26-27 maja 1998, s. 51÷65.
127. [Kuk1998b] Kukielka L.: *Nonlinear Modelling and Simulation of the Burnishing Rolling Operation with Electrical Current*. 7th International Conference of Steel Rolling Evolution and Exploitation for the Advancement of the Word, Steel Rolling’98, Chiba, 9-11.11.1998, p. 200-205.
128. [Kuk2000] Kukielka L., Krzyżyński T.: *New Thermo-Elastic, Thermo-Viscoplastic Material Model And It’s Application*, materiały konferencyjne GAMM, Metz 1999, Wiley-VCH, 2000, pp. 595-596.

129. [Kuk2001] Kukielka L.: *Modelowanie termodynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały stalowe o właściwościach zależnych od historii deformacji*, Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001, s.153-162.
130. [Kuk2001a] KUKIEŁKA L.: *Eksperymentalna metodyka wyznaczania stałych materiałowych naprężeń modelu termodynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe*, Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001, s.163-173.
131. [Kuk2001b] Kukielka L.: *Modelowanie przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w warunkach nagniatania tocznego*, Nowoczesne Techniki i Technologie, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 29, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2001 r, s.174-190.
132. [Kuk2002] Kukielka L.: *Podstawy badań inżynierskich*. Politechnika Koszalińska, PWN, Warszawa 2002.
133. [Kuk2002a] Kukielka S., Kukielka L.: *Experiment planner 1.0 – komputerowy program planowania eksperymentów rozpoznawczych i właściwych oraz identyfikacji i analizy modelu matematycznego obiektu badań*. Instrukcja użytkownika, Politechnika Koszalińska WM, Koszalin 2002.
134. [Kuk2002b] Kukielka L., Patyk R., Wojtalik M.: *Numeryczna analiza zagadnienia kontaktowego ciała sprężysto/lepkoplastycznego*. ZN WM nr VII Posiedzenie Komitetu Budowy Maszyn PAN, 20-21.05.2002, Politechnika Koszalińska, 2002, s. 22.
135. [Kuk2002c] Kukielka L., Kustra J.: *Modelowanie procesu szlifowania bezkłowego przelotowego*. ZN WM nr VII Posiedzenie Komitetu Budowy Maszyn PAN, 20-21.05.2002, Politechnika Koszalińska, 2002, s. 265÷280.
136. [Kuk2002d] Kukielka L.: Błaszczków R.: *Wariacyjne sformułowanie zagadnienia kontaktowego ru-chomego ciała sprężysto/lepkoplastycznego*. ZN WM nr 30, VII Posiedzenie Komitetu Budowy Maszyn PAN, 20-21.05.2002, Politechnika Koszalińska, 2002 s. 239÷250.
137. [Kuk2004] Kukielka L., Kukielka S.: *Zastosowanie programu Experiment Planner 1.0 do wspomaganie eksperymentu w technologii nagniatania*. Obróbka kształtująca i powierzchniowa nagniataniem, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 34, Politechnika Koszalińska, Koszalin, 2004, s. 131-140.
138. [Kuk2005] Kukielka L.: *Modelowanie termodynamicznych naprężeń uplastyczniających materiały metalowe*. Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Gdańsk, 2005, s. 37-46.
139. [Kuki2003] Kukielka K., Kukielka L., Olender J., Kuchta R.: *Numeryczna analiza zjawisk fizycznych w procesie wygniatania gwintów trapezowych*. VI Słupskie Forum Motoryzacji 23 V 2003, Słupsk s. 183-192.
140. [Kuki2004] Kukielka K.: *Analiza numeryczna stanu przemieszczeń i odkształceń w procesie wygniatania gwintów metrycznych*. Praca dyplomowa magisterska, promotor prof. dr hab. inż. Leon Kukielka, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004.
141. [Kuki2004a] Kukielka K., Kukielka L., Olender J., Kuchta R.: *Numerical analysis of state of deformation and stress in process of trapezoidal rolling*. Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego nr 33, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004, p. 167-178.
142. [Kuki2004b] Kukielka K., Kukielka L., Olender J., Kuchta R.: *Numeryczna analiza zjawisk fizycznych w procesie wygniatania gwintów metrycznych*. ZeszytyN WM nr 34, Obróbka kształtująca i powierzchniowa nagniataniem, Politechnika Koszalińska, 2004, s.225-234.
143. [Kuki2004c] Kukielka K.: *Zastosowanie metody elementów skończonych do analizy numerycznej procesu wygniatania gwintów*. Materiały I Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Wydziału Mechanicznego, Politechnika Koszalińska, 2004, s. 45-54.
144. [Kuki2005] Kukielka K.: *Mechanizm Plastycznego płynięcia materiału w procesie walcowania gwintów specjalnych*. Materiały II Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Wydziału Mechanicznego, Politechnika Koszalińska, Maj 2005, s. 49-57.
145. [Kuki2005a] Kukielka K., Kukielka L.: *Kształtowanie regularnych nierówności nagniataniem w celu zwiększenia trwałości wałów korbowych silników spalinowych*. VIII Słupskie Forum Motoryzacji, Maj 2005, s. 119-126.
146. [Kuki2005b] Kukielka K., Kukielka L.: *Numeryczna analiza zjawisk fizycznych w procesie walcowania gwintów metrycznych*. XXIII Krajowa Konferencja Polioptymalizacji i Komputerowego Wspomagania Projektowania, Zeszyty Naukowe Wydziału Mechanicznego Politechniki Koszalińskiej nr 37, Mielno, Czerwiec 2005, s. 57-64.
147. [Kuki2005c] Kukielka L., Kustra J., Kukielka K.: *Numerical analysis of states of strain and stress of material during machining with a single abrasive grain*. VII International Conference Contact/Surface Bologna 2005, Computer Methods and Experimental Measurements for Surface Effect and Contact Mechanics VII, eds. J.T.M de Hosson, C.A. Brebia, S-I Nishida, WITPRESS, Southampton, Boston, 2005, pp. 57-66.
148. [Kuki2005d] Kukielka K., Kukielka L.: *Numeryczna analiza zjawisk fizycznych zachodzących w procesie walcowania gwintów łukowych*. IX Konferencja Naukowa Technologia obróbki przez nagniatanie, Politechnika Gdańska, Gdańsk, 13-14 Październik 2005, s. 289-294.
149. [Kuki2005e] Kukielka K., Kukielka L.: *Elasto-plastic finite element simulation of the thread rolling by dynamic explicit method*. Technological Process Planning, Manufacturing – chosen research results, monografia PAN Poznań 2005, pp. 89-96.
150. [Kuki2006] Kukielka K.: *Modelowanie i analiza numeryczna stanów deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej gwintów o zarysach trapezowym i łukowym walcowanych na zimno*. Grant promotorski nr N 503 025 32/3513.

151. [Kuki2006a] Kukielka L., Kukielka K.: *Numerical analysis of the process of trapezoidal thread rolling*. III International Conference on High Performance Structures and Materials, 3-5 May 2006, Ostand, Belgium, WITPRESS, Southampton, Boston, 2006, pp 663-672.
152. [Kuki2006b] Kukielka K., Kukielka L.: *Modeling And Numerical Analysis Of The Thread Rolling Process*, 77th Annual Meeting of the Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik, March 27th - 31st, 2006, Technische Universität Berlin, Volume 6, Issue 1, Pages 745-746, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim.
153. [Kuki2006c] Kukielka L., Kukielka K.: *Badania modelowe i symulacja numeryczna procesu walcowania gwintów okrągłych*, IX Słupskie Forum Motoryzacji, maj 2006, s.155-164.
154. [Kuki2006d] Kukielka L., Kukielka K.: *Analiza wpływu tarcia w strefie walcowania na stany deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej śrub z gwintem okrągłym*. XXIV Krajowa Konferencja Polioptymalizacji i Komputerowego Wspomagania Projektowania, Mielno, Czerwiec 2006, s. 163-170.
155. [Kuki2006e] Kukielka K., Kukielka L.: *Analiza wpływu warunków smarowania w strefie walcowania na stany odkształceń w warstwie wierzchniej gwintów trapezowych*. 35lat Politechniki Poznańskiej, 20 październik 2006, s 129-138.
156. [Kuki2007] Kukielka K., Kukielka L.: *Numerical analysis of the physical phenomena in the working zone in the rolling process of the round thread*. VIII International Conference Contact/Surface Ashurst-Lodge, Computer Methods and Experimental Measurements for Surface Effect and Contact Mechanics VIII, Bologna, May 2007, eds. J.T.M de Hosson, C.A. Brebia, S-I Nishida, WITPRESS, Southampton, Boston, 2007, pp. 125-124.
157. [Kuki2007a] Kukielka K., Kukielka L.: *Nagniatanie regularnych nierówności w celu zwiększenia trwałości wałów korbowych silników*. X Słupskie Forum Motoryzacji, Maj 2007, Słupsk, s. 221-230.
158. [Kuki2007b] Kukielka K., Kukielka L.: *The numerical analysis of the trapezoidal thread rolling process*. 78th Annual Meeting of the Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik, July 23 - 27, 2007, Technische Universität Zurich, Switzerland.
159. [Kuki2008] Kukielka K., Kukielka L.: *The numerical analysis of the external round thread rolling*. 79th Annual Meeting of the Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik, 31 march – 4 April, 2008, Technische Universität Bremen, Germany.
160. [Kuki2008a] Kukielka K., Kukielka L.: *Modelowanie zagadnienia kontaktowego na przykładzie walcowania gwintów o zarysach łukowym i trapezowym*. Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008, (w trakcie publikacji).
161. [Kuki2008b] Kukielka K., Kukielka L.: *Analiza numeryczna zagadnienia kontaktowego na przykładzie walcowania gwintów o zarysach łukowym i trapezowym*. Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008, (w trakcie publikacji).
162. [Kuki2008c] Kukielka K., Kukielka L.: *Badania rozpoznawcze procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym na rurach grubościennych na walcarce WGH-80*. Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008, (w trakcie publikacji).
163. [Kuki2008d] Kukielka K., Kukielka L.: *Zastosowanie przyrostowej metody analizy siatki koordynacyjnej do numerycznej analizy procesu walcowania gwintów o zarysie łukowym*. Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie. Sopot, 2008, (w trakcie publikacji).
164. [Kuki2008e] Kukielka K.: *Modelowanie i analiza numeryczna stanów deformacji i naprężeń w warstwie wierzchniej gwintów o zarysach trapezowym i łukowym walcowanych na zimno*. Stypendium i inne formy wsparcia dla uczestników Studiów Doktoranckich na Politechnice Koszalińskiej w ramach projektu „System stypendiów doktoranckich wspierających rozwiązania innowacyjne gospodarki regionów”, realizowane w konkurach od 2005 do 2008b.
165. [Kul2003] Kulik J., Olszak H.: *Badanie własności technologicznych metali*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2003.
166. [Kun1969] Kunstetter S.: *Narzędzia skrawające do metali – konstrukcja*. WNT, Warszawa, 1969.
167. [Kur1993] Kurzydłowski K. J.: *Mechanika materiałów*. Politechnika Warszawska, Warszawa, 1993.
168. [Lee1962] Lee B.H., Keum Y.T., Wagoner R.H. *Modeling of the friction caused by lubrication and surface roughness in sheet metal forming*. Journal of Materials Processing Technology, Volume 130÷131, ELSEVIER, 2002, pp. 60÷63
169. [Leej1996] Lee J.K., Kinzel G.L., Wagoner R.H., editors. *Proc. of the 3rd International Conference: Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes*. Dearborn, Michigan, 1996.
170. [Lem1990] Lemaitre J., Chaboche J.L.: *Mechanics of solids materials*. Cambridge University Press, Cambridge, 1990.
171. [Lem1996] Lemaitre J.: *A course on damage mechanics*. Springer, Berlin, 1996.
172. [Lis1980] Liszka T., Orkisz J.: *The finite difference method at arbitrary irregular grids and its application in applied mechanics*. Comput. Struct., 11:83–95, 1980.
173. [Liu1995] Liu C., Meschke G., Helnwein P., Mang H.A.: *Tying algorithm for linking of finite element meshes with different degrees of refinement. Application to finite element analyses of tires*. Computer Assisted Mechanics and Engineering Sciences. Central European Association for Computational Mechanics, Kleiber M., Mang H.A., (eds.), Polish Scientific Publishers, Volume 2, No 4, PWN 1995, pp. 289÷305.

174. [Liug2003] Liu G.R., Liu M.B.: *Smoothed Particle Hydrodynamics. A Meshfree Particle Method*. World Scientific, 2003.
175. [Llo1998] Llorca F., Juanicotena A.: *Modeling of high strain, high strain behavior of mars 190 armor steel and tantalum*. 11th DYMAT Technical Conference, Dijon, 15-16 October 1998, Behavior of materials under the combined effects of high strains and high strain-rates, CEA, Valduc France, 1998.
176. [Łac1999] Łaczek S.: *Wprowadzenie do systemu elementów skończonych Ansys*. Politechnika Krakowska, Kraków 1999.
177. [Łoz1988] Łozak M.: *Wpływ aktywacji płynów obróbkowych na intensywność zużycia warstwy wierzchniej*. 35 lat Politechniki Lubelskiej, Materiały Naukowe na Zebranie Środowiskowe Sekcji Podstaw Eksploatacji, Lublin 26-27 maja 1988, s. 75÷80.
178. [Łyc1996] Łyczko K., Czarnecki H.: *Charakterystyka warstwy wierzchniej gwintów wewnętrznych kształtowanych plastycznie*. III Międzynarodowa Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej, Gorzów Wielkopolski, 1996, s. 446÷449.
179. [Łyc1999] Łyczko K.: *Technologia narzędzi i wygniatania gwintów wewnętrznych*. Politechnika Częstochowska, Częstochowa, 1999.
180. [Mai1995] Mair H.U., Garret R.K.Jr.: *U.S. Navy initiative to advance the simulations of structural failure*. In: Constitutive laws, theory experminets and numerical implementation, Rajendran A.M., Batra R.C., (eds.), CIMNE, Barcelona, 1995.
181. [Mak1992] Makówka F., Olszak W.: *Wybrane zagadnienia walcowania gwintów ostrych na przedmiotach o cienkich ściankach*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Bydgoszcz 1992, s. 119÷125.
182. [Mal1951a] Malvern L.E.: *The propagation of longitudinal waves of plastic deformation In a bar of material exhibiting a strain rate effect*. Journal of Applied Mechanics. Volume 18, 1951, pp. 203÷208.
183. [Mal1951b] Malvern L.E.: *Plastic wave propagation in a bar of material exhibiting a strain-rate effect*. Quarter Applied Mechanics 8, 1951, pp. 405÷411.
184. [Mał2008] Małąg L.: *Modelowanie i numeryczna symulacja nieliniowych procesów deformacji i naprężeń podczas rozciągania próbek stalowych cylindrycznych i płaskich, w skali makro i mikro*. Rozprawa doktorska, Politechnika Koszalińska (w opracowaniu).
185. [Mali1994] Malinowski Z.: *Prognozowanie pól naprężeń metodą elementów skończonych w materiałach poddawanych dużym odkształceniom plastycznym*. Rozprawy monografie 13, Wydawnictwa AGH, Kraków 1994.
186. [Maln1981] Malinin N. N., Rżysko J.: *Mechanika materiałów*. PWN Warszawa, 1981.
187. [Mar1985] Marciniak Z., Konieczny A.: *Modelowanie zmian naprężenia uplastyczniającego w zakresie temperatur obróbki plastycznej na zimno i półgorąco*, Konferencja na temat modelowanie procesów przeróbki plastycznej, Koninki 1985, s. 1÷29,
188. [Mat] Mattiussi C.: *Reference discretization strategy for the numerical solution of physical field problems*. Clampco Sistemi.NIRLAB, AREA Science Park. Padriciano, 99. 34012 Trieste, Italy.
189. [Moa1999] Moaveni S.: *Finite element method -theory and application with ANSYS*. Minnesota State University, Mankato, Prentice Hall, New Jersey, United States of America, 1999.
190. [Mań1976] Mańczak K.: *Technika planowania eksperymentu*, WNT Warszawa, 1976.
191. [Men1980] Mencil W., Wilk S.: *Urządzenie do zamykania głowicy gwintującej*. Patent Nr PRL 121697, 1980.
192. [Men1981] Mencil W.: *Sposób i urządzenie do zamykania głowicy gwintującej*. Patent Nr PRL 131161, 1981.
193. [Men1983] Mencil W., Olszak W.: *Nieobrotowa głowica gwintująca*. Patent Nr PRL 135021, 1983.
194. [Men1984] Mencil W.: *Sposób ustawiania głowicy gwintującej z obciążnikiem*. Patent Nr PRL 137226, 1984.
195. [Mró1966] Mróz Z.: *On Forms of Constitutive Laws for Elastic-Plastic Solids*. Archiwum Mechaniki Stosowanej, v. XVIII, nr 1, 1966, s. 3÷36.
196. [Mró1976] Mróz Z., Shrivastova H.P., Dubey'a R.N.: *A non-linear hardening model and its application to cyclic loading*. Acta Mech., Vol. 25, 1976, p. 51÷61.
197. [MSC2005] MSC. Marc 2005. *User's Manual*. MSC.Software Corp., 2005.
198. [MSC2008] MSC-DYTRAN. *User's Manual*. McNeal-Schwendler Corporation, Los Angeles, 2008. URL: <http://www.mssoftware.com>.
199. [Mus1988] Musialik J., Łyczko K., Czarnecki H.: *Technologia wygniatania gwintów zewnętrznych głowicami*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz, 1988, s. 219÷226.
200. [Nei1998] Neimitz A.: *Mechanika pękania*. PWN, Warszawa 1998.
201. [Now1970] Nowicki B., Stefko A., Szulc S.: *Obróbka powierzchniowa – nadawanie częściom maszyn właściwości eksploatacyjnych*. PWN, Warszawa, 1970.
202. [Och1976] Ocheńduszko K. *Koła zębate*. WNT, Warszawa, 1976.
203. [Ocz2003] Ochoś K., Liubimov V.: *Struktura geometryczna powierzchni, Podstawy klasyfikacji z atlasem charakterystycznych powierzchni kształtowanych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2003
204. [Ode1972] Oden J.: *Finite elements of nonlinear continua*. McGraw-Hill, 1972.
205. [Oña1995] Oñate E., Rojek J., García Garino C.: *NUMISTAMP: a research project for assessment of finite element models for stamping processes*. Journal of Materials Processing Technology, 50(1-4):17–38, 1995.

206. [Oña1996] Oñate E., Idelsohn S., Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.: *A finite point method in computational mechanics. Applications to convective transport and fluid flow*. Int. J. Num.Meth. Eng., 39:3839–3866, 1996.
207. [Ols1965] Olszak W., Perzyna P., Sawczuk A.: *Teoria plastyczności*. PWN, Warszawa, 1965.
208. [Ols1986] Olszak W., Mencel W.: *Głowica walcująca*. Patent Nr 149644, 1986.
209. [Ols1988] Olszak w., Tomków J., Wilk S., Sierpiński R.: *Stanowisko do badania siły przy walcowaniu głębokich zarysów gwintowanych*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1988, s. 193÷197.
210. [Ols1988a] Olszak W., Wilk S., Makówka F., Mencel W.: *Nowe konstrukcje narzędzi do walcowania gwintów na obrabiarkach skrawających*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1988, s. 198÷205.
211. [Ols1988b] Olszak W., Wilk S., Mencel W.: *Urządzenie do walcowania na tokarkach długich gwintów rurowych*. IV Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy Bydgoszcz 1988, s. 206÷211.
212. [Ols1988c] Olszak W., Makówka F.: *Narzędzie do walcowania gwintów stożkowych*. Numer 272820 i data zgłoszenia 31-05-1988.
213. [Ols1990] Olszak W., Różański K.: *Urządzenie do walcowania gwintów*. Patent Nr 163507, 1990.
214. [Ols1991] Olszak W., Makówka F.: *Urządzenie do przelotowego walcowania gwintów*. Patent Nr 165544, 1991.
215. [Ols1992] Olszak W., Tomków J., Wilk S.: *Nowy sposób projektowania rolek głowic kątowych do walcowania gwintów*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 147÷157.
216. [Ols1992a] Olszak W., Makówka F.: *Urządzenie do przelotowego walcowania długich gwintów o małych średnicach*. V Konferencja Naukowo – Techniczna nt. Technologia obróbki przez nagniatanie, Akademia Techniczno-Rolnicza w Bydgoszczy, Bydgoszcz 1992, s. 279÷283.
217. [Ols1996] Olszak W., Makówka F.: *Głowica do walcowania gwintów wewnętrznych*. Patent Nr 180480, 1996.
218. [Ols1996a] Olszak W., Wilk S.: *Urządzenie do walcowania gwintów oraz do pomiaru osiowej składowej siły walcowania gwintów rolkami*. Patent Nr 180734, 1996.
219. [Ols2008] Olszak W.: *Obróbka skrawaniem*. WNT, Warszawa, 2008.
220. [Ork1998] Orkisz. J. *Finite difference method*. In M. Kleiber, editor, Handbook of Computational Solid Mechanics. Survey and Comparison of Contemporary Methods. Springer-Verlag, 1998.
221. [Ork2005] Orkisz J.: *Recent advances in meshless finite difference methods*. In Proc. CMM-2005 – Computer Methods in Mechanics, Częstochowa, June 21-24, 2005.
222. [Owe1980] Owen D., Hinton E.: *Finite elements in plasticity: theory and practice*. Pineridge Press, Swensea, Wales 1980.
223. [Paj1982] Pająk E., Wieczorowski K.: *Podstawy optymalizacji operacji technologicznych w przykładach technologii maszyn*, PWN, Warszawa -Poznań, 1982.
224. [Pam1997] PAM-CRASH. *Theory Manual*. ESI Inc., 1997.
225. [Pam2000] PAM-STAMP. *User's Manual*. ESI Inc., 2000.
226. [Par1977] Parol A.: *Obróbka powierzchniowa dogniataniem*. Wyższa Szkoła Inżynierska w Lublinie, Lublin, 1977.
227. [Par1988] Parol A.: *Badanie wpływu obróbki umacniającej i gładkościowej na właściwości warstwy wierzchniej*. Prace Naukowe Nr 173, Mechanika 41, Politechnika Lubelska, Lublin, 1988.
228. [Par1998] Parol A., Łoszek M.: *Wpływ aktywacji płynów obróbkowych na intensywność zużycia warstwy wierzchniej*. Materiały Naukowe na Zebranie Środowiskowe Sekcji Podstaw Eksploatacji, Lublin, 26-27 maja 1998, s. 75÷80.
229. [Pat2004] Pater Z., Gontarz A., Weroni W.: *New method of thread rolling*. Journal of Materials Processing Technology Volume 153–154, ELSEVIER, 2004, pp. 722÷728.
230. [Pat2006] Pater Z., Gontarz A., Weroni W.: *Cross-wedge rolling by means of one flat wedge and two shaped rolls*. Journal of Materials Processing Technology, Volume 177, ELSEVIER, 2006, pp. 550÷554.
231. [Paty2005] Patyk R., Kukielka L.: *Teoretyczne i doświadczalne podstawy procesu wygniatania regularnych nierówności o zarysie trójkątnym*. IX Konferencja Naukowa, Technologia Obróbki przez Nagniatanie, Politechnika Gdańska, Gdańsk, 13-14 Październik 2005, s. 289-294.
232. [Paty2006] Patyk R.: *Walcowanie regularnych symetrycznych nierówności o zarysie trójkątnym w procesie nagniatania naporowego tocznego wałków stalowych*. Praca doktorska, Politechnika Koszalińska, Koszalin, 2006.
233. [Paw2005] Pawlus P.: *Topografia powierzchni*. Politechnika Rzeszowska, Rzeszów 2005.
234. [Peł1983] Pełczyński T.W., Pełczyński T. A.: *Teoria procesów obróbki plastycznej, Cz.II fizyka procesów obróbki plastycznej*. Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1983r.
235. [Per1963] Perzyna P.: *The constitutive equations for rate sensitive plastic materials*. Quarter Applied Mathematics, Volume 20, 1963, pp. 321÷331.
236. [Per1966] Perzyna P.: *Teoria lepkoplastyczności*. PWN, Warszawa, 1966.
237. [Per1978] Perzyna P.: *Termodynamika materiałów niesprężystych*. PWN, Warszawa, 1978.
238. [Per1980] Perzyna P.: *Modified theory of viscoplasticity. Application to advanced flow and instability phenomena*. Archive Mechanics Volume 32, No 2, PWN, Warszawa 1980, pp. 403÷420.

239. [Pet1998] Petit J.: *Validation of constitutive relations by comparing to experimentation to calculation for elementary configurations*. Proceedings 11th DYMAT Technical Conference, Dijon, 15-16 October 1998, *Behaviour of materials under the combined effects of high strain-rates*, CEA, Valduc France, 1998.
240. [Pia1972] Piasecki S., Rżysko J.: *Mechanika*. PWN, Warszawa 1972.
241. [PN1957] PN-57/H-04320 – *Próba statyczna ściskania metali*. PKN, 1957.
242. [PN1984] PN-84/M-02035 – *Gwinty okrągłe – wymiary*. PKN, 1984.
243. [PN1984a] PN-84/M-02135 – *Gwinty okrągłe – tolerancje*. PKN, 1984.
244. [PN1985] PN-85/M-02001 – *Gwinty – terminologia*. PKN, 1985.
245. [PN1987] PN-87/M-02027 – *Gwinty trapezowe niesymetryczne 45°*. PKN, 1987.
246. [PN1988] PN-88/M-02019 – *Gwinty trapezowe niesymetryczne – wymiary*. PKN, 1988.
247. [PN1989] PN-89/M-02155 – *Gwinty okrągłe – tolerancje sprawdzianów*. PKN, 1989.
248. [PN1996] PN-ISO 2904+A – *Gwinty trapezowe metryczne ISO. Wymiary nominalne*. PKN, 1996.
249. [PN1999] PN-EN ISO 6507-1 – *Pomiar twardości sposobem Vickersa*. PKN, 1999.
250. [PN2000] PN-ISO 68-2:2000 – *Gwinty ISO ogólnego przeznaczenia. Zarys nominalny. Gwinty calowe*. PKN, 2000.
251. [PN2000a] PN-ISO 68-1 – *Gwinty ISO ogólnego przeznaczenia. Zarys nominalny. Gwinty metryczne*. PKN, 2000.
252. [PN2000b] PN-EN 10087 – *Stal automatowa – warunki techniczne dostawy półwyrobów prętów i walcówki walcowanych na gorąco*. PKN, 1999.
253. [PN2004] PN-EN 10002-1 – *Metale próba rozciągania. Metoda badania w temperaturze otoczenia*. Polski Komitet Normalizacyjny, 2004.
254. [Pol1977] Polański Z.: *Metody optymalizacji w technologii maszyn*. PWN, Warszawa 1977.
255. [Pon1992] Poniatowska M., Znorko A.D.: *Wstępna analiza powierzchni kontaktu narzędzia z materiałem podczas nagniatania wałów korbowych*. V Konferencja Naukowo – Techniczna, Technologia Obróbki Przez Nagniatanie, Bydgoszcz 1992, s. 173÷182.
256. [Pra1955] Prager W.: *The theory of plasticity, A survey of recent achievements*, Proc. Inst. Mech. Eng., 1955, nr 169, s. 41-57.
257. [Pran1920] Prandtl L.: *Über die Harte plastischer Körper*. Nachrichten Ges. Wiss., Göttingen 1920, pp. 74.
258. [Pran1923] Prandtl L.: *Anwendungsbeispiele zu einén Hencky'schen Satz über das plastische Gleichgewicht*. Zeitschrift angew. Math. Mechanik, Bd. 3, Nr 6, 1923, s. 401÷406.
259. [Prz1979] Przybylski W.: *Obróbka nagniataniem. Technologia i oprzyrządowanie*. WNT, Warszawa 1979.
260. [Prz1987] Przybylski W.: *Technologia obróbki nagniataniem*. WNT, Warszawa 1987.
261. [Rad2000] RADIOSS: *Theory Manual 2000*. MECALOG SOPHIA, 2000.
262. [Raj1995a] Rajendran A.M., Batra R.C.: *Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementations*. International Center for Numerical Methods in Engineering (CIMNE), Barcelona 1995.
263. [Raj1995b] Rajendran A.M., Garet R.K.Jr.: *Review of ductile failure models for shock-wave propagation finite element code*. In: *Constitutive laws: Theory, experiments and numerical implementations*. International Center for Numerical Methods in Engineering (CIMNE), Barcelona 1995.
264. [Roj1998] Rojek J., Oñate E., Postek E.: *Application of explicit FE codes to simulation of sheet and bulk metal forming processes*. Journal of Materials Processing Technology, 80-81:620–627, 1998.
265. [Roj1998a] Rojek J., Oñate E.: *Sheet springback analysis using a simple shell triangle with translational degrees of freedom only*. International Journal of Forming Processes, 1(3):275–296, 1998.
266. [Roj1999] Rojek J., Las Casas E.B., Borges R.N., Oñate E.: *Equivalent drawbeads: computer modelling and experiments*. In J.C. Gelin, P. Picart, editors, Proceedings of the 4th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Forming Processes Numisheet'99, str. 249–254, Besancon, France, 1999.
267. [Roj2001] Rojek J., Zienkiewicz O.C., Oñate E., Postek E.: *Advances in FE explicit formulation for simulation of metalforming processes*. Journal of Materials Processing Technology, 119(1-3):41–47, 2001.
268. [Roj2007] Rojek J.: *Modelowanie i symulacja komputerowa złożonych zagadnień mechaniki nieliniowej metodami elementów skończonych i dyskretnych*. IPPT, Warszawa 2007.
269. [Rus2000] Rusiński E., Czmochoński J., Smolnicki T.: *Zaawansowana metoda elementów skończonych w konstrukcjach nośnych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2000.
270. [She1992] Shen W.Q.: *Constitutive equation for strain rate sensitive plastic materials*. University of Liverpool, Impact Research Centre, Liverpool 1992.
271. [Ska1979] Skalski K.: *Analiza zagadnienia kontaktowego ciała sprężysto-plastycznego (na podstawie zasad wariacyjnych i metod elementów skończonych)*. Prace Naukowe Mechanika, z. 67, Politechnika Warszawska, Warszawa 1979.
272. [Ska1985] Skalski K.: *Współczesne metody analitycznego określania głębokości odkształceń plastycznych w obróbce nagniataniem*. Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń PAN, Zeszyt nr 1-2, Warszawa-Kraków 1985, s. 47÷63.
273. [Ska1986] Skalski K.: *Zagadnienia kontaktowe dla ciała sprężysto – plastycznego*. Mechanika Z. 94, Politechnika Warszawska, Warszawa 1986.
274. [Smi1988] Smith M., Griffiths D.V.: *Programming the finite element method*. John Wiley & Sons, Ltd., United Kingdom 1988.

275. [Sos2003] Sosnowski W.: *Numeryczna symulacja, analiza wrażliwości I optymalizacja nieliniowych procesów deformacji konstrukcji*. Wydawnictwo Akademii Bydgoskiej, Bydgoszcz 2003.
276. [Sto1996] Stouffer D.C., Dame L.T.: *Inelastic deformation of metals. Models, mechanical properties and metallurgy*. John Wiley & Sons, Inc., New York 1996.
277. [Sym1972] Symonds P.S., Jones N.: *Impulsive loading of fully clamped beams with finite plastic deformations and strain rate sensitivity*. International Journal of Mechanics Sciences, Volume 14, 1974, pp. 49÷69.
278. [Szc1967] Szczepiński W.: *Wstęp do analizy procesów obróbki plastycznej*. IPPT PAN, PWN, Warszawa 1967.
279. [Szc1978] Szczepiński W.: *Mechanika plastycznego płynięcia*. Małe monografie, PWN Warszawa 1978.
280. [Sze1991] Szewczyk K.: *Połączenia gwintowe*. PWN, Warszawa, 1991.
281. [Szi1974] Szilard R.: *Theory and analysis of platter, classical and numerical methods*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1974.
282. [Šol2005] Šolín P.: *Partial differential equations and the finite element method*. John Wiley & Sons, Ltd., United States of America 2005.
283. [Tar1995] Tarnowski W.: *Symulacja komputerowa procesów ciągłych*. Wydawnictwo Uczelniane WSInż. Koszalin 1995.
284. [Tar2004] Tarnowski W.: *Modelowanie systemów*. Politechnika Koszalińska, Koszalin 2004.
285. [Tim1947] Timoshenko S.: *Strength of materials. Part II: Advanced theory and problems*. D VAN Nostrand Company, Inc., New York, Second Edition, 1947.
286. [Tim1948] Timoshenko S.: *Strength of materials. Part I: Elementary theory and problems*. D VAN Nostrand Company, Inc., Second Edition, New York 1948.
287. [Tim1951] Timoshenko S., Goodier J. N.: *Theory of elasticity*. Stanford University, McGraw Book Company Inc., United States of America 1951.
288. [Tim1962] Timoshenko S., Woinowsky-Kreiger S.: *Teoria płyt i powłok*. Arkady, Warszawa 1962.
289. [Tim1985] Timoshenko S., Gere J.M.: *Theory of elastic stability*. McGraw International Book Company, Second Edition, 17th Print, USA 1985.
290. [Tub1988a] Tubielewicz K., Stanisław W., Łyczko K.: *Wyginiatanie gwintów wewnętrznych w elementach przewodów hamulcowych*, IV Konferencja Naukowo – Techniczna, Technologia Obróbki przez Nagniatanie, Bydgoszcz 1988, s. 227÷234.
291. [Wal1968] *Walcarka do gwintów WGH-80. Opis techniczny i instrukcja obsługi*. Zakład Mechaniki imienia M. Nowotki, Warszawa, Fort Wola 1968.
292. [Was1982] Washizu K.: *Variational methods in elasticity and plasticity*. Pergamon Press, 1982.
293. [Wer1994] Weroński W., Pater Z.: *Obróbka plastyczna. Obliczanie sił kształtowania*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 1994.
294. [Wie1980] Wieczorowski K., Kukielka L.: *Chropowatość powierzchni nagniatanej z dodatkowym podgrzewaniem prądem*. III ogólnopolska Konferencja Naukowo-Techniczna „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej”. Gorzów Wlkp., 1980, s.224÷229.
295. [Wię1999] Więckowski Z.: *A particle-in-cell solution to the silo discharging problem*. Int. J. Num. Meth. Eng., 45:1203–1225, 1999.
296. [Wię2004] Więckowski Z.: *The material point method in large strain engineering problems*. Comput.Meth. Appl. Mech. Eng., 193:4417–4438, 2004.
297. [Wil1976] Wilk S., Olszak W.: *Urządzenie do badania parametrów walcowania gwintów*. Patent Nr PRL 107110, 1976.
298. [Wil1981] Wilk S., Olszak W., Mencil W.: *Głowica walcująca*. Patent Nr PRL 125658, 1981.
299. [Wil1983] Wilk S., Olszak W., Mencil W.: *Urządzenie do walcowania gwintów*. Zgłoszenie Nr 242270 i data zgłoszenia 30-05-1983.
300. [Wil1983a] Wilk S., Olszak W., Mencil W.: *Urządzenie do walcowania gwintów na obrabiarkach skrawających*. Patent Nr PRL 134995.
301. [Woź1966] Woźniak Cz.: *Nieliniowa teoria powłok*. PWN, Warszawa 1966.
302. [Val1997] Valentin T. & col.: *Validation of constitutive equation for steel. Proceedings of the 5th International Conference on Mechanical and Physical Behavior of Materials under Dynamic Loading “DYMAT-1997 (Toledo 22-26 September 1997)*, Journal of Physics IV France, Volume 7, 1997, pp. 611÷616.
303. [Yu1991] Yu T.X., Chen F.L.: *Further experimental investigations on the failure of clamped beams under impact bodies*. International Journal of Solid Structures, Volume 27, No 9, 1991, pp 1113÷1137.
304. [Zer1987] Zerilli F.J., Armstrong R.W.: *Dislocations-mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations*. Journal of Applied Physics, No 61, 1987, pp. 1816÷1825.
305. [Zha2004] Zhang Q.H., Tan S.H., Chou S.M.: *Investigation of fixation screw pull-out strength on human spine*. Journal of Biomechanics, Volume 37, ELSEVIER, 2004, pp. 479–485.
306. [Zhu1997] Zhu J.Z., Zienkiewicz O.C.: *A posteriori error estimation and three-dimensional automatic mesh generation*. Finite Elements in Analysis and Design, Volume 25, ELSEVIER, 1997, pp. 167÷184.
307. [Zie1972] Zienkiewicz O.C.: *Metoda elementów skończonych*. Arkady, Warszawa 1972.
308. [Zie1997] Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.: *The finite element patch test revisited. A computer test for convergence, validation and error estimates*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Volume 149, ELSEVIER, 1997, pp. 223÷254.

309. [Zie1998] Zienkiewicz O.C., Rojek J., Taylor R.L., Pastor M.: *Triangles and tetrahedra in explicit dynamic codes for solids*. Int. J. Num. Meth. Eng., 43:565–583, 1998.
310. [Zie1999] Zienkiewicz O.C., Boroomand B., Zhu J.Z.: *Recovery procedures in error estimation and adaptivity. Part I: Adaptivity in linear problems*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Volume 176, ELSEVIER, 1999, pp. 111÷125.
311. [Zie1999a] Zienkiewicz O.C., Boroomand B., : *Recovery procedures in error estimation and adaptivity. Part I: Adaptivity in nonlinear problems of elasto-plasticity behavior*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Volume 176, 1999, pp. 127÷146.
312. [Zie2000] Zienkiewicz O. C., Taylor R. L.: *The finite element method. Volume 1 – The Basis*. Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
313. [Zie2000a] Zienkiewicz O. C., Taylor R. L.: *The finite element method. Volume 2 – Solid Mechanics*. Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
314. [Zie2000b] Zienkiewicz O. C., Taylor R. L.: *The finite element method. Volume 3 – Fluid dynamics*. Butterworth – Heinemann, United Kingdom, 2000.
315. [Zie2006] Zienkiewicz O.C.: *The background of error estimation and adaptivity in finite element computations*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Volume 195, ELSEVIER, 2006, pp. 207÷213.
316. [Żur1962] Żurawski Z., Sikora J., Błużek J.: *Walcowanie gwintów*. WNT, Warszawa, 1962.
317. [Życ1973] Życzkowski M.: *Obciążenia złożone w teorii plastyczności*, PWN, Warszawa 1973

Z.1. Właściwości próbek

Z.1.1. Twardość materiału – metoda Vickers’a

Twardość jest jedną z istotnych cech materiału z technologicznego i konstrukcyjnego punktu widzenia. Odpowiedni dobór materiału jest ważny przy konstruowaniu części maszyn i urządzeń, aby uzyskać optymalne dla danych warunków pracy twardości elementów. Zbyt mała twardość może powodować trudności w uzyskiwaniu wymaganej gładkości, z kolei zbyt duża - np. łuszczenie się powierzchni lub szybsze zużycie elementów współpracujących. Oba te przypadki powodują skrócenie czasu eksploatacji lub wręcz tę eksploatację uniemożliwiają. Badanie twardości materiału wykonano metodą Vickersa [PN1999].

Metoda Vickersa polega na równomiernym wciśnięciu w czasie 30 [s] ostrosłupa diamentowego o podstawie kwadratu. Twardość Vickersa odczytana z wyświetlacza twardościomierza, którą otrzymuje na podstawie średniej arytmetycznej wartości pomierzonych długości przekątnych odcisku, w zależności od obciążenia. Pomiary wykonano na twardościomierzu Vickersa - Vickers Hardnes Tester FV-700 firmy Future Tech produkcji japońskiej przy stałym obciążeniu $F=10$ kG (zgodnie z PN-EN ISO 6507-1). Wyniki zestawiono w tabeli Z.1 i Z.2.



Rys. Z.1. Twardościomierz Vickersa – Vickers Hardnes Tester FV-700 firmy Future Tech

Tab. Z.1. Wyniki pomiarów oraz wartości twardości Vickersa dla obciążenia 10 kN dla stali S235JR (ciągnionej) oraz C45 (ciągnionej)

Materiał	Twardość Vickersa [HV]		Średnia twardość	Materiał	Twardość Vickersa [HV]		Średnia twardość
Stal S235JR	Przekrój		199	Stal C45 ciągniona	Przekrój		236,2
	Poprzeczny	Wzdłużny			Poprzeczny	Wzdłużny	
	200,9	201,6			239,2	242,7	
	201	201			234,4	229,5	
	204,9	187,7			230,1	239,3	
	200,9	187,7			241,7	225,9	
	199,5	189,3			242,2	235,3	
	207,2	206,3	238,5	235,6			
HV	202,4	195,6	HV	237,68	234,72		

Tab. Z.2. Wyniki pomiarów oraz wartości twardości Vickersa dla obciążenia 10 kN dla stali C45 (walcowanej) oraz 11SMn30 (ciągnionej)

Materiał	Twardość Vickersa [HV]		Średnia twardość	Materiał	Twardość Vickersa [HV]		Średnia twardość	
	Przekrój				Przekrój			
Stal C45 walcowana	Poprzeczny	Wzdłużny	214,0	Stal 11SMn30	Poprzeczny	Wzdłużny	187,57	
$\overline{\text{HV}}$	232,41	195,56		$\overline{\text{HV}}$	187,57	184,07		

Z.1.2. Skład chemiczny

Skład chemiczny ustalono na urządzeniu SPECTROLAB w Laboratorium Pomiarowym firmy „FAMAROL S.A.” w Słupsku. Badania składu chemicznego przeprowadzono na losowo wybranych próbkach dla średnicy $\phi 25$ oraz ze stali C45, 11SMn30 oraz S235JR. Wykonano po cztery iskrzenia dla każdej próbki i obliczono średnią. Wyniki zestawiono w tabeli Z.3.

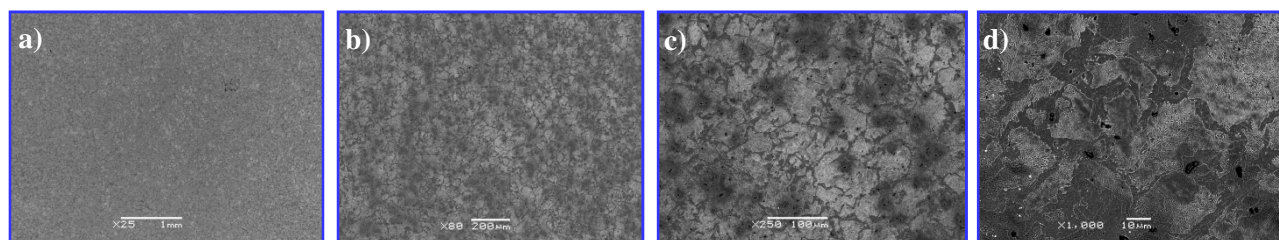
Tab. Z.3. Wyniki składów chemicznych

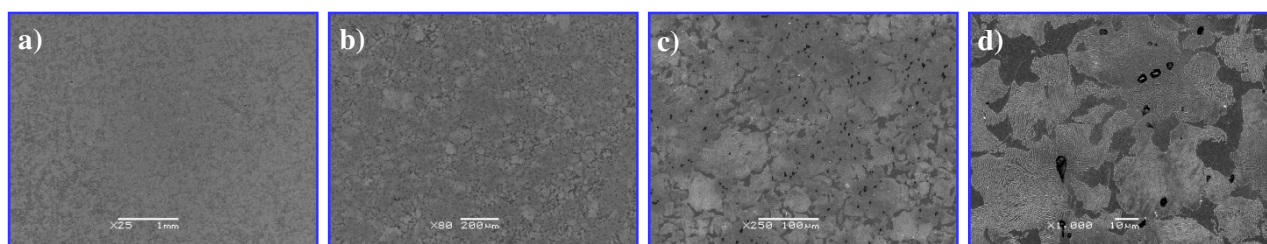
Stal	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Co
11SMn30	0,111	0,546	0,179	0,0150	0,0447	0,0487	0,0868	0,302	0,0004	0,0111
PN-EN 10083-1+A1	0,07÷0,14	0,35÷0,65	0,15÷0,4	≤0,04	≤0,04	≤0,3	≤0,3	≤0,3	≤0,005	≤0,1
C45	0,446	0,619	0,224	0,0120	0,0317	0,121	0,142	0,262	0,0004	0,0162
PN/EN 10083-1	0,42÷0,45	0,5÷0,8	≤0,4	≤0,035	≤0,035	≤0,63	≤0,63	-	-	≤0,1
S235JR	0,1	0,544	0,182	0,007	0,037	0,058	0,104	0,250	0,004	
PN-EN 10025:2002	≤0,22	≤1,1	0,05	≤0,05	<0,05	≤0,3	≤0,3	≤0,3		

Wyniki badań składu chemicznego wykazują, że są one zgodne z wymaganiami stawianymi przez normę.

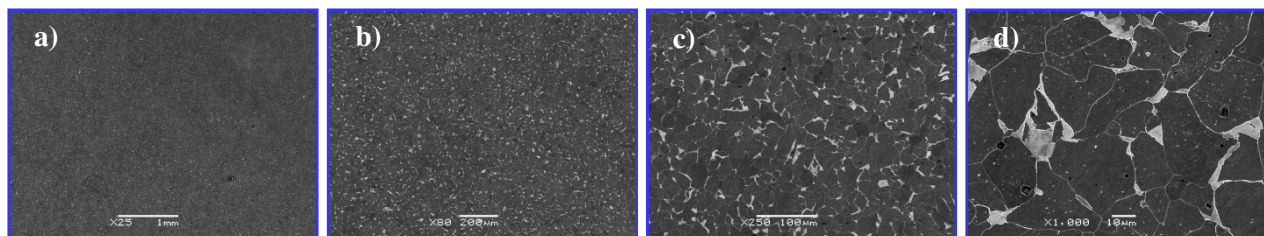
Z.1.3. Struktura metalograficzna

W celu poznania struktury metalograficznej stali C45 (walcowanej), C45 (ciągnionej), oraz 11SMn30 (ciągnionej) w stanie dostawy w przekroju poprzecznym i wzdłużnym, wykonano zgłady metalograficzne. Powierzchnie próbek szlifowano papierami ściernymi o granulacji ziarna od $60 \div 1500$ i polerowano pastami polerskimi z tlenkiem aluminium, o wartości ziarna $1 \mu\text{m}$ i $0,3 \mu\text{m}$ AP – D – SUSPENSION firmy Stuers oraz trawiono 3% nitalem (3% kwasu azotowego + alkohol etylowy). Obserwację zgładów metalograficznych oraz ich zdjęcia wykonywano na mikroskopie skaningowym JEOL JSM-5500LV oraz na mikroskopie optycznym Neophot 2 firmy Carl Zeiss Jena.

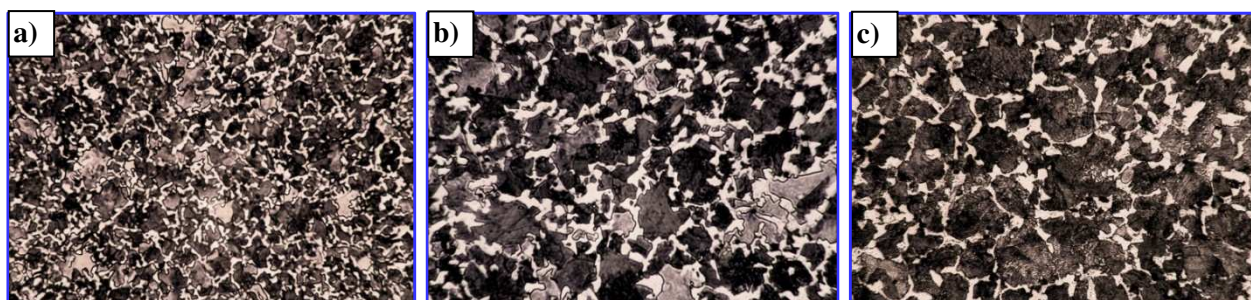
**Rys. Z.2.** Zdjęcia skaningowe struktury stali C 45 (walcowanej) przekrój poprzeczny powiększenie $\times 25$ (a), $\times 80$ (b), $\times 250$ (c), $\times 1000$ (d)



Rys. Z.3. Zdjęcia skaningowe struktury stali C 45 (ciągnionej) przekrój poprzeczny powiększenie $\times 25$ (a), $\times 80$ (b), $\times 250$ (c), $\times 1000$ (d)



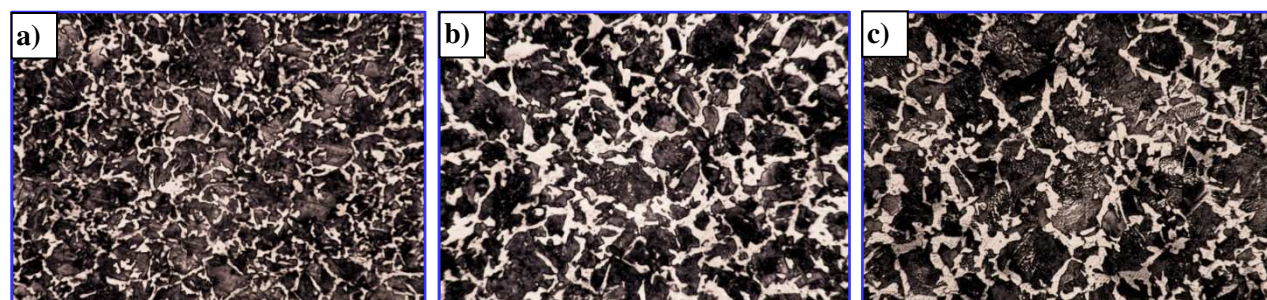
Rys. Z.4. Zdjęcia skaningowe struktury stali 11SMn30 (ciągnionej) przekrój poprzeczny powiększenie $\times 25$ (a), $\times 80$ (b), $\times 250$ (c), $\times 1000$ (d)



Rys. Z.5. Zdjęcia mikrostruktury stali C 45 (ciągnionej) – przekrój poprzeczny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c)



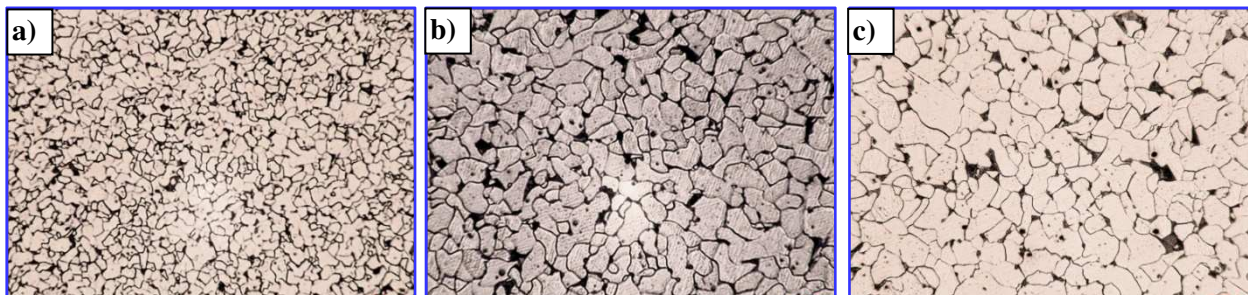
Rys. Z.6. Zdjęcia mikrostruktury stali C 45 (ciągnionej) – przekrój wzdłużny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c)



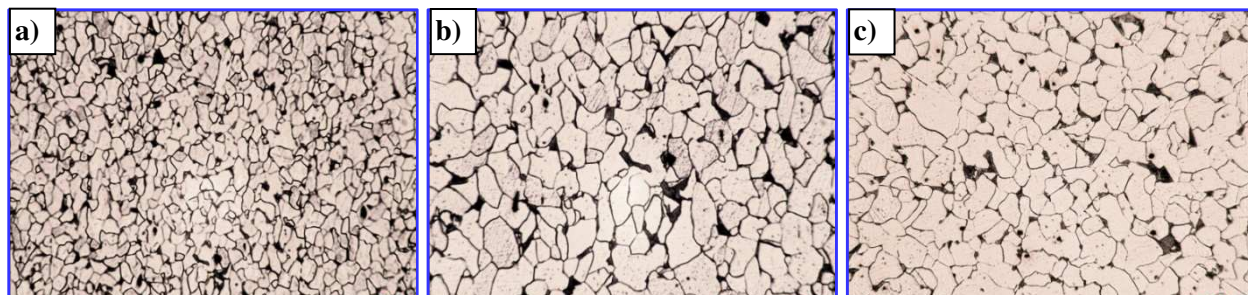
Rys. Z.7. Zdjęcia mikrostruktury stali C 45 (walcowanej) – przekrój poprzeczny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c)



Rys. Z.8. Zdjęcia mikrostruktury stali C 45 (walcowanej) – przekrój wzdłużny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c),



Rys. Z.9. Zdjęcia mikrostruktury stali 11SMn30 (ciągnionej) – przekrój poprzeczny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c),



Rys. Z.10. Zdjęcia mikrostruktury stali 11SMn30 (ciągnionej) – przekrój wzdłużny powiększenie $\times 80$ (a), $\times 150$ (b), $\times 200$ (c),

Zdjęcia metalograficzne pozwalają wnioskować o strukturze materiału. Na zdjęciach materiału w przekroju wzdłużnym uwidacznia się tekstura materiału. Niejednorodność ta zgodna jest z kierunkiem walcowania prętów. Widoczne są ziarna perlitu (ciemne ziarna) i ferrytu (jasne ziarna) oraz śladowe wtrącenia innych pierwiastków.

Z.2. Aplikacje WALCOWANIE GWINTÓW - makra w języku APDL w systemie ANSYS

Z.2.1. Walcowanie gwintów o zarysie trapezowym

```
!ustawienie liczby procesorów
/config,nproc,8
!definicja menu
*ABBR,LIST,*list,log
/replot
!parametry do obliczeń
*SET,a,0.001
*SET,a1,0.0001
*SET,p,3*a
*SET,mi,0 !współczynnik tarcia
!promienie zaokrąglenia
*SET,ac,0.25*a
```

```
*SET,R1,0.5*a !zaokrąglenie wierzchołka
*SET,R2,ac !zaokrąglenie dna
*SET,b,0.2*a !wysokość góry stempla
*SET,b1,(1.1/2)*a !do wielkości stempla
!menu wyboru liczby elem. skon.
!*ask,elem1,'ilosc elementow'
*set,wspk_d,1.0
*SET,wspk_b,2-wspk_d !WK
*SET,elem1,250 !ilosc elementow na bokach
!polozenie punktow
*SET,x1,0.4*a
*SET,x2,1.5*a
```

```

*SET,x3,1.9*a
*SET,y1,-1.5*a
*SET,g,x2/1.8+a1 !glebokosc
!tworzenie zarysu stempla
/prep7
!keypointy
k,13,-0.2*p,0
k,1,0,0
k,2,x1,y1
k,3,x2,y1
k,4,x3,0
!drugi zab
k,5,0+p,0
k,6,x1+p,y1
k,7,x2+p,y1
k,8,x3+p,0
!trzeci zab
k,9,0+2*p,0
k,10,x1+2*p,y1
k,11,x2+2*p,y1
k,12,x3+2*p,0
k,14,-0.2*p+3*p,0
!tworze linie
LSTR, 13, 1
LSTR, 1, 2
LSTR, 2, 3
LSTR, 3, 4
LSTR, 4, 5
LSTR, 5, 6
LSTR, 6, 7
LSTR, 7, 8
LSTR, 8, 9
LSTR, 9, 10
LSTR, 10, 11
LSTR, 11, 12
LSTR, 12, 14
!zaokrąglanie
LFILLT,1,2,r1, ,
LFILLT,4,5,r1, ,
LFILLT,5,6,r1, ,
LFILLT,8,9,r1, ,
LFILLT,9,10,r1, ,
LFILLT,12,13,r1, ,
LFILLT,2,3,r2, ,
LFILLT,3,4,r2, ,
LFILLT,6,7,r2, ,
LFILLT,7,8,r2, ,
LFILLT,10,11,r2, ,
LFILLT,11,12,r2, ,
!model
!k,39,0,y1-a1
!k,41,3*p-1.1*a,y1-a1
!spod modelu
!k,43,0,y1-a1-2*a
!k,44,3*p-1.1*a,y1-a1-2*a
!k,40,0,y1-a1-5.25*a
!k,42,3*p-1.1*a,y1-a1-5.25*a
!geo
!RECTNG,0-b1,3*p-b1,y1-a1,y1-a1-b,
!RECTNG,0-b1,3*p-b1,y1-a1,y1-a1-5.25*a,
*get,x28,kp,28,loc,x
*get,x29,kp,29,loc,x
*get,x32,kp,32,loc,x
*get,x33,kp,33,loc,x
RECTNG,(x28+x29)/2,(x32+x33)/2,y1-a1,y1-a1-5.25*a,
!typ elementu
et,1,183
!opcje elementu
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0
KEYOPT,1,10,0
!*****wsp_k
*get,l28,line,28,leng
*get,l29,line,29,leng
*SET,elem2,elem1*(l28/l29)
!material
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,2.1e11
MPDATA,PRXY,1,,.29
TB,BISO,1,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,400e6,1000e6,,
!podział na element skonczone
FINISH
/SOL
FINISH
/PREP7
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,27
FITEM,5,29
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
LESIZE,_Y1, , ,elem1*wspk_b, , , ,1
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,26
FITEM,5,28
CM,_Y,LINE
LSEL, , , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
LESIZE,_Y1, , ,elem2*wspk_d, , , ,1
!podział na ES
FLST,5,1,4,ORDE,1
FITEM,5,29
CM,_Y1,LINE
LSEL, , , ,P51X
*GET,_z1,LINE,,COUNT
*SET,_z2,0
*DO,_z5,1,_z1
*SET,_z2,LSNEXT(_z2)
*GET,_z3,LINE,_z2,ATTR,NDNX
*GET,_z4,LINE,_z2,ATTR,SPNX
*get,_z6,line,_z2,attr,kynd
*IF,_z3,GT,0,THEN
*IF,_z4,NE,0,THEN
LESIZE,_z2,,,_z3,1/_z4,,,_z6
*ENDIF
*ENDIF
*ENDDO
CMSEL,S,_Y1
CMDELE,_Y1
CM,_Y,AREA
ASEL, , , , 1
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
AMESH,_Y1
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!definicja kontaktu
FINISH
/PREP7
/COM, CONTACT PAIR CREATION - START
CM,_NODECM,NODE
CM,_ELEMCM,ELEM
CM,_KPCM,KP

```

```

CM,_LINECM,LINE
CM,_AREACM,AREA
CM,_VOLUCM,VOLU
/GSAV,cwz,gsav,,temp
MP,MU,1,mi
MAT,1
R,3
REAL,3
ET,2,169
ET,3,175
KEYOPT,3,9,0
KEYOPT,3,10,2
R,3,
RMORE,
RMORE,,0
RMORE,0
! Generate the target surface
LSEL,S,,1
LSEL,A,,,2
LSEL,A,,,3
LSEL,A,,,4
LSEL,A,,,5
LSEL,A,,,6
LSEL,A,,,7
LSEL,A,,,8
LSEL,A,,,9
LSEL,A,,,10
LSEL,A,,,11
LSEL,A,,,12
LSEL,A,,,13
LSEL,A,,,14
LSEL,A,,,15
LSEL,A,,,16
LSEL,A,,,17
LSEL,A,,,18
LSEL,A,,,19
LSEL,A,,,20
LSEL,A,,,21
LSEL,A,,,22
LSEL,A,,,23
LSEL,A,,,24
LSEL,A,,,25
CM,_TARGET,LINE
TYPE,2
LATT,-1,3,2,-1
TYPE,2
LMESH,ALL
! Generate the contact surface
LSEL,S,,,28
CM,_CONTACT,LINE
TYPE,3
NSLL,S,1
ESLN,S,0
ESURF
*SET,_REALID,3
ALLSEL
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
LSEL,S,REAL,,3
/PSYMB,ESYS,1
/PNUM,TYPE,1
/NUM,1
EPLOT
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
LSEL,S,REAL,,3
CMSEL,A,_NODECM
CMDEL,_NODECM
CMSEL,A,_ELEMCM
CMDEL,_ELEMCM
CMSEL,S,_KPCM
CMDEL,_KPCM
CMSEL,S,_LINECM
CMDEL,_LINECM
CMSEL,S,_AREACM
CMDEL,_AREACM
CMSEL,S,_VOLUCM
CMDEL,_VOLUCM
/GRES,cwz,gsav
CMDEL,_TARGET
CMDEL,_CONTACT
/COM, CONTACT PAIR CREATION - END
!opcje oblicze
FINISH
/SOL
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,0
KEYW,PR_CFD,0
/GO
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Structural
FINISH
/SOL
ANTYPE,0
ANTYPE,0
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,-50
RESCONTRL,DEFINE,ALL,50,1
FINISH
/solu
!odbieranie stopni swobody
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,27
FITEM,2,29
/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,26
/GO
DL,P51X, ,ALL,0
FLST,2,25,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-25
/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,25,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-25
!przemieszczenie stempla w I kroku
/GO
DL,P51X, ,UY,-g
/SOL
LSWRITE,1,
!odbieram przemieszczenia

```



```

FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,27
FITEM,2,29
/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,26
/GO
DL,P51X, ,ALL,0
FLST,2,25,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-25

```

```

/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,25,4,ORDE,2
FITEM,2,1
FITEM,2,-25
!przemieszczenie stempla w II kroku
/GO
DL,P51X, ,UY,g
/sol
LSWRITE,2,
!rozwiązanie
LSSOLVE,1,2,1,

```

Z.2.1. Walcowanie gwintów o zarysie łukowym

!gwinty łukowe

*abbr,list,*list,log

*SET,a,0.001 !zamiana na [mm]

*SET,skok,12.560*a !skok

*SET,h,1.617*a !wysokość

*SET,dw,27.765*a !średnica wew.

*SET,d,31*a !średnica zew.

*SET,r,6.56*a !promień zaokrągł.

*SET,b,1/2*h

*SET,mi,0. !wsp. tarcia

*SET,rat,0 !zageszczenie siatki do gory

*SET,gleb,-0.66*h !zaglebienie stempla

/prep7

k,21,0,b

k,22,skok,b

!tworzenie stempla

CYL4,0,h-r,r

CYL4,1/2*skok,R,r

CYL4,skok,H-R,R

LSTR, 21, 22

!podział kola gornego

ASBL, 2, 13

/prep7

k,21,0,b

k,22,skok,b

LSTR, 21, 22

FLST,2,3,5,ORDE,3

FITEM,2,1

FITEM,2,3

FITEM,2,-4

ADELE,P51X

/prep7

k,21,0,b

k,22,skok,b

LSTR, 21, 22

ADELE, 5

LDELE, 16

FLST,2,10,4,ORDE,7

FITEM,2,2

FITEM,2,-6

FITEM,2,9

FITEM,2,11

FITEM,2,-12

FITEM,2,17

FITEM,2,-18

LDELE,P51X, , ,1

LSBL, 1, 7

/prep7

k,21,0,b

k,22,skok,b

LSTR, 21, 22

LSBL, 10, 1

FLST,2,2,4,ORDE,2

FITEM,2,2

FITEM,2,5

LDELE,P51X, , ,1

gplot

FLST,3,4,4,ORDE,4

FITEM,3,3

FITEM,3,-4

FITEM,3,14

FITEM,3,-15

LGEN,2,P51X, , ,skok, , , ,0

!!Parametry do przesunienia

*get,k3,kp,3,loc,x

*get,k13,kp,13,loc,x

*SET,prze1,k3-k13

!*get,k7,kp,7,loc,x

!k71=(k7*1000)/2 !skok wyznaczony z programu

!przesuwam

FLST,3,2,4,ORDE,2

FITEM,3,14

FITEM,3,-15

LGEN, ,P51X, , ,prze1, , , , ,1

FLST,3,2,4,ORDE,2

FITEM,3,1

FITEM,3,4

LGEN, ,P51X, , ,2*prze1, , , , ,1

FLST,3,2,4,ORDE,2

FITEM,3,5

FITEM,3,-6

LGEN, ,P51X, , ,3*prze1, , , , ,1

FLST,3,1,4,ORDE,1

FITEM,3,2

LGEN, ,P51X, , ,4*prze1, , , , ,1

*get,k7,kp,7,loc,x

!k72=k7 !skok wyznaczony z programu

! model

!/PREP7

*SET,elemdno,210 !liczba elementów na dnie

*SET,elembok,0.8*elemdno!liczba na boku

RECTNG,0,k7,0,-0.8*k7,

!typ elementu

et,1,183

KEYOPT,1,3,2

KEYOPT,1,6,0

KEYOPT,1,10,0

!material

MPTEMP,,,,,,,,

MPTEMP,1,0

MPDATA,EX,1,,2.1e11

MPDATA,PRXY,1,,29

TB,BISO,1,1,2,

TBTEMP,0

TBDATA,,400e6,1000e6,,,

FLST,2,2,4,ORDE,2

FITEM,2,8

FITEM,2,10

LESIZE,P51X, , , -1, ,1

FLST,5,2,4,ORDE,2

```

FITEM,5,8
FITEM,5,10
CM,_Y,LINE
LSEL,, , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
LESIZE,_Y1, , ,elembok,rat, , , ,1
FLST,5,1,4,ORDE,1
FITEM,5,10
CM,_Y1,LINE
LSEL,, , ,P51X
*GET,_z1,LINE,,COUNT
*SET,_z2,0
*DO,_z5,1,_z1
*SET,_z2,LSNEXT(_z2)
*GET,_z3,LINE,_z2,ATTR,NDNX
*GET,_z4,LINE,_z2,ATTR,SPNX
*get,_z6,line,_z2,attr,kynd
*IF,_z3,GT,0,THEN
*IF,_z4,NE,0,THEN
LESIZE,_z2,,,_z3,1/_z4,,,_z6
*ENDIF
*ENDIF
*ENDDO
CMSEL,S,_Y1
CMDELE,_Y1
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,7
FITEM,5,9
CM,_Y,LINE
LSEL,, , ,P51X
CM,_Y1,LINE
CMSEL,,_Y
LESIZE,_Y1, , ,elemdno, , , ,1
!meshuje
MSHAPE,0,2D
MSHKEY,1
CM,_Y,AREA
ASEL,, , , 1
CM,_Y1,AREA
CHKMSH,'AREA'
CMSEL,S,_Y
AMESH,_Y1
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
!kontakt
/COM, CONTACT PAIR CREATION - START
CM,_NODECM,NODE
CM,_ELEMCM,ELEM
CM,_KPCM,KP
CM,_LINECM,LINE
CM,_AREACM,AREA
CM,_VOLUCM,VOLU
/GSAV,cwz,gsav,,temp
MP,MU,1,mi
MAT,1
R,3
REAL,3
ET,2,169
ET,3,172
KEYOPT,3,9,0
KEYOPT,3,10,2
R,3,
RMORE,
RMORE,,0
RMORE,0
! Generate the target surface
LSEL,S,,1
LSEL,A,,,2
LSEL,A,,,3
LSEL,A,,,4
LSEL,A,,,5
LSEL,A,,,6
LSEL,A,,,14
LSEL,A,,,15
CM,_TARGET,LINE
TYPE,2
LATT,-1,3,2,-1
TYPE,2
LMESH,ALL
! Generate the contact surface
LSEL,S,,9
CM,_CONTACT,LINE
TYPE,3
NSLL,S,1
ESLN,S,0
ESURF
*SET,_REALID,3
ALLSEL
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
LSEL,S,REAL,,3
/PSYMB,ESYS,1
/PNUM,TYPE,1
/NUM,1
EPlot
! Reverse target normals
FLST,5,2,4,ORDE,2
FITEM,5,5
FITEM,5,14
CM,_Y,LINE
LSEL,, , ,P51X
CM,_YEL,ELEM
CM,_YND,NODE
NSLL,S,1
ESLN,S,1
ESEL,R,REAL,,_REALID
ESURF,,REVERSE
CMSEL,S,_Y
CMSEL,S,_YEL
CMSEL,S,_YND
CMDELE,_Y
CMDELE,_YEL
CMDELE,_YND
/REPLOT
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
LSEL,S,REAL,,3
/PSYMB,ESYS,1
/PNUM,TYPE,1
/NUM,1
EPlot
ESEL,ALL
ESEL,S,TYPE,,2
ESEL,A,TYPE,,3
ESEL,R,REAL,,3
LSEL,S,REAL,,3
CMSEL,A,_NODECM
CMDEL,_NODECM
CMSEL,A,_ELEMCM
CMDEL,_ELEMCM
CMSEL,S,_KPCM
CMDEL,_KPCM
CMSEL,S,_LINECM
CMDEL,_LINECM

```

```

CMSEL,S,_AREACM
CMDEL,_AREACM
CMSEL,S,_VOLUCM
CMDEL,_VOLUCM
/GRES,cwz,gsav
CMDEL,_TARGET
CMDEL,_CONTACT
/COM, CONTACT PAIR CREATION - END
!przemieszczenia
FINISH
/SOL
ANTYPE,0
/NOPR
/PMETH,OFF,0
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,0
KEYW,PR_CFD,0
/GO
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Structural
ANTYPE,0
ANTYPE,0
NLGEOM,1
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,7
/GO
DL,P51X, ,ALL,0
FLST,2,2,4,ORDE,2
FITEM,2,8
FITEM,2,10
/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,8,4,ORDE,4
FITEM,2,1
FITEM,2,-6
FITEM,2,14
FITEM,2,-15
/GO
DL,P51X, ,UX,0
FLST,2,8,4,ORDE,4
FITEM,2,1
FITEM,2,-6
FITEM,2,14
FITEM,2,-15
/GO
DL,P51X, ,UY,gleb
LSWRITE,1,
FLST,2,8,4,ORDE,4
FITEM,2,1
FITEM,2,-6
FITEM,2,14
FITEM,2,-15
/GO
DL,P51X, ,UY,-gleb
LSWRITE,2,
FINISH
/config,nproc,4
lssolve,1,2,1

```

STRESZCZENIE

Rozprawa składa się z dziewięciu rozdziałów. Pierwszy obejmuje wprowadzenie do rozpatrywanej tematyki, genezę pracy i metody wytwarzania.

W rozdziale drugim przedstawiono analizę stan aktualnej wiedzy dotyczącej walcowania gwintów na podstawie dostępnego piśmiennictwa technicznego, postawioną hipotezę i tezę pracy oraz etapy prowadzące do jej udowodnienia.

W rozdziale trzecim przedstawiono modele konstytutywne oraz wyznaczono nieliniowe charakterystyki obrabianych materiałów.

Kolejny rozdział dotyczy badań rozpoznawczych, które podzielono na trzy części. Pierwsza dotyczy określenia stanów naprężeń i odkształceń w gwincie. Druga analizy wrażliwości, a trzecia możliwości walcowania długich gwintów na typowych walcarkach.

W części piątej przedstawiono proces walcowania gwintów jako obiekt rzeczywisty oraz jego modelowanie fizyczne i matematyczne. Do opisu zjawisk na typowym kroku przyrostowym wykorzystano uaktualniony opis Lagrange'a, przyjmując skokowo-współobrotowy układ współrzędnych. Stany odkształcenia i prędkości odkształcenia opisano zależnościami nieliniowymi bez żadnych linearyzacji. Zastosowano adekwatne miary przyrostu odkształceń i przyrostu naprężeń w tym opisie, tj. przyrost tensora odkształceń Greena-Lagrange'a i przyrost drugiego symetrycznego tensora naprężeń Pioli-Kirchhoffa. Podano zasady akumulacji wielkości przyrostowych. Opisu nieliniowości materiału dokonano modelem przyrostowym uwzględniając wpływ historii odkształceń i prędkości odkształceń. Przedmiot (pręt lub rurę) traktuje się, jako ciało, w którym mogą wystąpić odkształcenia sprężyste (w zakresie odkształceń odwracalnych) oraz lepkie i plastyczne (w zakresie odkształceń nieodwracalnych), z nieliniowym umocnieniem. Ciało to oznaczono skrótowo E/VP. Do budowy modelu materiałowego zastosowano nieliniowy warunek plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego, stowarzyszone prawo płynięcia oraz wzmocnienie mieszane (izotropowo-kinematyczne). Uwzględniono również stan materiału po obróbkach poprzedzających przez wprowadzenie początkowych stanów: przemieszczeń, naprężeń, odkształceń i ich prędkości. Opracowany przyrostowy model kontaktowy obejmuje siły kontaktowe, sztywność kontaktową, kontaktowe warunki brzegowe oraz warunki tarcia w tym obszarze. Model matematyczny uzupełniono przyrostowymi równaniami ruchu obiektu oraz warunkami jednoznaczności. Następnie, wprowadzono funkcjonal przyrostowy całkowitej energii układu. Z warunku stacjonarności tego funkcjonału wyprowadzono wariacyjne, nieliniowe równania ruchu i deformacji obiektu dla typowego kroku przyrostowego. Równanie to rozwikłano stosując przestrzenną dyskretyzację metodą elementów skończonych otrzymując dyskretne układy równań ruchu i deformacji obiektu w procesie walcowania gwintów.

W rozdziale szóstym przeprowadzono badania modelowe, które wstępnie potwierdziły wpływ parametrów (zarysu narzędzia i warunków tarcia) na stan przemieszczenia i odkształcenia warstwy wierzchniej wyrobu. Badania modelowe umożliwiły również określenie warunków brzegowych dla przemieszczeń. Określenie tych warunków było niezbędne do przeprowadzenia obliczeń numerycznych procesu walcowania gwintów o zarysie trapezowym i łukowym.

W następnym rozdziale przedstawiono rozwiązanie dyskretnych równań ruchu i deformacji obiektu w procesie walcowania gwintów z wykorzystaniem jawnych i niejawnych metod całkowania. Wykazano, że dla przyrostów kroków czasowych mniejszych od wartości krytycznych możliwa jest linearyzacja równań pozwalająca na zastosowanie jawnej metody różnic centralnych (explicit), która polega na obliczaniu wektorów przemieszczeń na końcu danego kroku na podstawie wartości dotyczących poprzedniego kroku. Dla tej metody opracowano adekwatny algorytm rozwiązania równań ruchu i deformacji przy założeniu tłumienia proporcjonalnego Rayleigh'a. Opracowana aplikacja w systemie ANSYS umożliwia kompleksową analizę czasową stanów przemieszczeń, odkształceń i naprężeń występujących w obiekcie, składającym się z przedmiotu (pręt lub rura) i narzędzia (walce) dla płaskich stanów (2D) przemieszczenia i odkształcenia oraz przestrzennych

(3D) stanów naprężenia. Obliczenia numeryczne procesu odkształcania materiału przedmiotu dokonano stosując dwie metodyki. Pierwsza metodyka wymaga wprowadzenia warunków brzegowych dla przemieszczeń w obszarze kontaktu wyznaczonych w badaniach modelowych, natomiast druga – wymaga odpowiedniego zdefiniowania strefy kontaktu bez konieczności wprowadzania warunków brzegowych.

W rozdziale ósmym opisano konstrukcję oryginalnej głowicy do walcowania długich gwintów o zarysach trapezowym i łukowym. Opisano wyniki badań eksperymentalnych, weryfikujących wyniki obliczeń symulacyjnych i poprawność modelu obliczeniowego.

Pracę kończą wnioski stwierdzające prawdziwość postawionej hipotezy i tezy, wnioski poznawcze, użytkowe i dotyczące kierunków dalszych prac naukowo-badawczych.

Wykorzystując opracowane w niniejszej pracy modele matematyczne procesu walcowania gwintów, algorytmy rozwiązań dyskretnych równań ruchu oraz aplikację w systemie ANSYS można istotnie rozszerzyć i ulepszyć proces projektowania technologii walcowania gwintów, co istotnie przyczyni się do wzrostu jakości gwintu oraz zmniejszenia kosztów wykonania operacji (mniejsze zużycie energii, większa trwałość narzędzi itp.).

MODELING AND NUMERICAL ANALYSIS OF THE STATES OF DEFORMATIONS AND STRESSES IN THE SURFACE LAYER OF THE TRAPEZOIDAL AND ROUND THREADS ROLLED ON COLD

The doctoral dissertation contains nine chapters. The first one contains an introduction into the analyzed subject, genesis of the dissertation and manufacturing methods of the thread.

In the second chapter the actual state of knowledge concerning the thread rolling on the grounds of technical literature, theses and hypotheses also stages conducted to prove them, were shown.

In the third the constitutive models, were shown also the nonlinear characteristics of working materials, were elaborated.

Next chapter concerns the introducing investigations, which were divided on three stages. The first one concerns defining the states of stresses and strains in the thread. Second, sensitivity analysis, third check the possibility of rolling long thread on the typical rolling machines.

In the part fifth presents the thread rolling as a real object and its physical and mathematical modeling. The updated Lagrangian description has been used to describe nonlinear phenomena, on a typical incremental step, assuming the stepwise and co-rotational coordinate system. The states of strain and strain rate have been described by means of nonlinear dependence without any linearization. The proper measures of strain and stress increments, i.e. the increment of Green-Lagrange's strain tensors and the increment of the second symmetric Pioli-Kirchhoff's strain tensors were applied. The nonlinearity of the material was described using the incremental model, making allowance for the effects of strain history and strain rate. The work pieces (pipe or bar) have been considered treating an object as a body which can undergo elastic strains (in the range of reversible strain), viscous and plastic (in the range of permanent strains). This body (elastic/visco-plastic) has been designated as E/VP. The material model was prepared making use of Huber-Mises-Hencky's nonlinear condition of plasticity, the associated law of flow and the mixed (isotropic-kinematical) strain hardening. The state of material after pre-processing was also taken into consideration introducing the initial conditions of displacements, strains, stresses and their rates. The incremental contact model obtained comprises the contact forces, contact rigidity, contact boundary conditions and friction conditions in this area. Then, the incremental functional of the total system energy, were derived. From stationary condition of this functional derived variational, nonlinear equation of motion and deformation for object on the typical incremental step time. This equation has been solved with finite elements spatial discretization, where the discrete system of motions and deformations equations of objects in the thread rolling process, were received.

In the sixth chapter the model investigations have been done, which preliminarily confirm parameter influence (tool outline and lubrication conditions) on state of displacements and strains surface layer of the product. The model investigations also let to determine the boundary conditions for displacements. Determination of this boundary were necessary to making the numerical analysis of the thread rolling process with trapezoidal and round outline.

In the next chapter the solutions of discrete equations of motions and deformations of the object in the thread rolling process with applied explicit and implicit integrations methods, were shown. Prove that for the increments step time less than critical value is making possibility for linearization of equations, which let for applications of dynamic explicit methods, consist on calculations of the displacements vectors at the end of each step, based on the value from previous step. For this method elaborated adequate equations of motions and displacements by assumption of proportional Rayleigh's damping. Elaborated applications in ANSYS system provides a complex time analysis of displacement, strain and stress occurring in object, assembled from work pieces (bar or pipe) and tool (rolls) for plane state (2D) of displacement and strains and spatial (3D) states of stress. The numerical calculations of displacement of object material were made with two methods. The first method requires introducing the boundary conditions for displacements in the contact zone

determined by the model investigation, whereas the second one requires the adequate determination of the contact zone without an introduction of boundary conditions.

In the chapter eight the original construction of the thread rolling head for long screw with round outline, were described. Described results of experimental investigations, which verify computational results and correctness of calculating model.

The paper ends with concluding remarks which verify the thesis and hypothesis worked upon, general and detailed conditions as well as conclusions referring to further research in this area.

Using elaborated in this dissertation mathematical models of the thread rolling process, the solutions algorithms of discrete equations of motions also applications in ANSYS let really extend and upgrade the designing process of the thread rolling technology, which increase the thread quality also to reduce the cost of the executing operations (lower energy consumption, higher tool life).

MODELLIERUNG UND NUMERISCHE ANALYSE VON VERFORMUNGS- UND SPANNUNGSZUSTÄNDEN IN DER OBERFLÄCHE VON KALTGEWALZTEN GEWINDEN MIT EINEM TRAPEZ- UND BOGENPROFIL

Die Dissertation besteht aus neun Kapiteln. Das erste Kapitel beinhaltet die Einführung in die geforschte Thematik, der Ursprung der Arbeit und die Herstellmethoden.

Im zweiten Kapitel wurden der Zustand des aktuellen Wissens über Gewindewalzen auf Grundlage der zugänglichen technischen Literatur, die Hypothese und These der Dissertation sowie die zu ihrer Beweisung führenden Etappen dargestellt.

Im dritten Kapitel wurden die konstitutiven Modelle dargestellt und die nichtlinearen Charakteristika der bearbeiteten Materialien ermittelt.

Das folgende Kapitel betrifft die einleitenden Forschungen, welche in drei Teile geteilt wurden. Der erste Teil betrifft die Bestimmung der Spannungs- und Verformungszustände in der Gewinde. Der zweite Teil betrifft die Analyse der Empfindlichkeit und der dritte Teil der Walzmöglichkeiten von langen Gewinden in den herkömmlichen Gewindewalzmaschinen.

Im fünften Kapitel wurde der Gewindewalzprozess als ein reelles Objekt sowie seine physikalische und mathematische Modellierung dargestellt. Zur Beschreibung des Effektes, mit dem typischen Inkrementschritt, wurde die aktualisierte Lagrangesche Beschreibung angenommen, welche ein Sprung- und Drehkoordinatensystem annimmt. Die Verformungs- und Verformungsgeschwindigkeitszustände wurden durch die nichtlinearen Abhängigkeiten, ohne Linearisierung, beschrieben. Es wurden entsprechende Masse des Verformungs- und Spannungszuwachses in dieser Beschreibung angewendet, d.h. Inkrement des Green-Lagrangeschen Verformungstensors und Inkrement des zweiten symmetrischen Piola-Kirchhoffschen Spannungstensors. Es wurden die Regeln der Akkumulation der Inkrementgrößen angegeben. Die Nichtlinearitäten des Materials wurden mittels des Inkrementmodells bei der Berücksichtigung des Einflusses der Verformungsgeschichte und der Verformungsgeschwindigkeit beschrieben. Das Werkstück (Stange oder Rohr) wird als Körper betrachtet, in welchem die elastischen Verformungen (im Bereich der Umkehrverformungen) sowie die Viskositäts- und plastischen Verformungen (im Bereich keiner Umkehrverformungen) auftreten können. Der Körper wird durch Kurzbezeichnung E/VP (elastisch/viskosität-plastisch) bezeichnet. Zum Bau des Materialmodells wurde die nichtlineare Fließbedingung von Huber-Mises-Hencky, der assoziierte Materialflussgrundsatz und die Mischverstärkung (isotrop-kinematische) angewendet. Es wurde auch der Materialzustand nach den früheren Bearbeitungen durch die Einführung der ursprünglichen Zustände, d.h. Verschiebungen, Spannungen, Verformungen und ihrer Geschwindigkeit, berücksichtigt. Das bearbeitete inkrementale Kontaktmodell umfasst Kontaktkräfte, Kontaktsteifheit, Kontaktrandbedingungen und Reibungsbedingungen in diesem Bereich. Das mathematische Modell wurde durch die inkrementalen Bewegungsgleichungen des Objektes und durch die Bedingungen der Eindeutigkeit ergänzt. Weiter wurde eine inkrementale Funktionenfunktion der Gesamtenergie der Anordnung eingeführt. Aus der stationären Bedingung dieser Funktionenfunktion wurden die Variations-, nichtlineare Gleichungen für die Objektbewegung und -verformung für einen typischen Inkrementschritt ermittelt. Diese Gleichung wurde durch die räumliche Diskretisierung mit einer Finite-Element-Methode gelöst und im Ergebnis wurden die diskreten Objektbewegungs- und Verformungssysteme im Prozess des Gewindewalzens erreicht.

Im sechsten Kapitel wurden die Modellforschungen durchgeführt, welche eingangs den Einfluss der Parameter (Werkzeugprofil und Reibungsbedingungen) auf den Zustand des Flusses und der Verformung der Oberfläche des Werkstückes bestätigt haben. Die Modellforschungen haben auch die Bestimmung der Randbedingungen für Materialflüsse ermöglicht. Die Bestimmung der Bedingungen

war notwendig, um die numerischen Berechnungen des Gewindewalzprozesses mit Trapez- und Bogenprofil durchzuführen.

Im folgendem Kapitel wurden die Lösungen von diskreten Objektbewegungs- und Wärmeleitungsgleichungen beim Gewindewalzen mit der Ausnutzung der expliziten und nicht expliziten Integrationsmethode dargestellt. Es wurde bewiesen, dass für die Zeitschrittinkremente, die kleiner als die kritischen Werte sind, die Gleichungslinierisierung möglich wird, welche die Anwendung der expliziten Methode von Zentralfdifferenzen ermöglicht. Diese Methode beruht auf der Berechnung von Verschiebungsvektoren am Ende eines Schrittes aufgrund der Werte des vorherigen Schrittes. Für diese Methode wurde ein adäquater Algorithmus für die Lösung der Bewegungs- und Verformungsgleichungen bei der Annahme der proportionalen Rayleighesche Dämpfung bearbeitet. Das bearbeitete Anwendungsprogramm im ANSYS System ermöglicht eine komplexe zeitliche Analyse von Flusszuständen, Verformungen und Spannungen im Objekt, welches sich aus Werkstück (Stab oder Rohr) und Werkzeug (Walzen) für die zweidimensionalen Fluss- und Verformungszustände (2D) und für die räumlichen Spannungszustände (3D) zusammensetzt. Die numerischen Berechnungen des Verformungsprozesses des Werkstückmaterials wurden mittels der Anwendung von zwei Methoden ausgeführt. Die erste Methode erfordert die Einführung der Randbedingungen für die im Kontaktbereich bei den Modelluntersuchungen ermittelten Verschiebungen, und die zweite Methode erfordert entsprechende Definierung der Kontaktzone ohne Notwendigkeit der Einführung von Randbedingungen.

Im achten Kapitel wurde die Konstruktion des originellen Kopfes für Walzen von langen Gewinden mit Trapez- und Bogenprofil beschrieben. Es wurden die Ergebnisse der experimentellen Forschungen, welche die Ergebnisse der Simulationsberechnungen und die Richtigkeit des Berechnungsmodells verifizieren, beschrieben.

Diese Arbeit wurde durch die Schlussfolgerungen, welche die Richtigkeit der gestellten These und Hypothese nachweisen, allgemeine Schlussfolgerungen, ausführliche Schlussfolgerungen und die Richtungen für die weiteren Wissenschafts- und Forschungsarbeiten abgeschlossen.

Bei der Ausnutzung der in der Arbeit bearbeiteten mathematischen Modelle des Gewindewalzprozesses, der Lösungsalgorithmen von diskreten Bewegungsgleichungen sowie des Anwendungsprogramms im ANSYS System, kann man den Projektierungsprozess der Technologie des Gewindewalzens wesentlich erweitern und verbessern, was sich wesentlich zur Steigerung der Gewindequalität und Reduzierung der Ausführungskosten (kleiner Energieverbrauch, höhere Werkzeuglebensdauer) beitragen kann.