



Szkoła Doktorska  
Politechniki  
Koszalińskiej

ul. Śniadeckich 2, 75-453  
Koszalin



# ROZPRAWA DOKTORSKA

BADANIE WPŁYWU WYBRANYCH  
PARAMETRÓW PROCESU WYGINANIA  
SWOBODNEGO ELEMENTÓW ZE STALI PN-EN  
10130 DC01 NA JAKOŚĆ TECHNOLOGICZNĄ  
I WYTRZYMAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWĄ WYROBU

INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF SELECTED  
PARAMETERS OF THE AIR BENDING PROCESS OF  
PN-EN 10130 DC01 STEEL COMPONENTS ON THE  
TECHNOLOGICAL QUALITY AND FATIGUE STRENGTH OF THE  
PRODUCT

mgr inż. Mateusz Miksza  
Nr albumu: D-129

Dyscyplina: Inżynieria Mechaniczna

PROMOTOR  
Dr hab inż. Łukasz Bohdal, prof. PK

Koszalin, 2025



Szkoła Doktorska  
Politechniki Koszalińskiej  
ul. Śniadeckich 2, 75-453  
Koszalin

Koszalin, 2025

## **STRESZCZENIE ROZPRAWY DOKTORSKIEJ**

**Tytuł:** BADANIE WPLYWU WYBRANYCH PARAMETRÓW PROCESU WYGINANIA SWOBODNEGO ELEMENTÓW ZE STALI PN-EN 10130 DC01 NA JAKOŚĆ TECHNOLOGICZNĄ I WYTRZYMAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWĄ WYROBU

**Autor:** mgr inż. Mateusz Miksza

**Promotor:** Dr hab. inż. Łukasz Bohdal, prof. PK

**Słowa kluczowe:** gięcie blach, naprężenia resztkowe, wytrzymałość zmęczeniowa, modelowanie numeryczne, stal niskowęglowa

Rozprawa koncentruje się na ocenie wpływu wybranych parametrów technologicznych procesu wyginania swobodnego blachy stalowej PN-EN 10130 DC01 na jakość technologiczną oraz wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu. Szczególny nacisk położono na ocenę zjawisk związanych z plastycznym odkształceniem metalu, w tym polami rozkładu naprężeń resztkowych oraz odkształceń plastycznych, a także anizotropią plastyczną materiału. Wykorzystano metody modelowania numerycznego z uwzględnieniem zmiennych parametrów geometrycznych i technologicznych.

W części wprowadzającej przedstawiono charakterystykę zagadnienia w kontekście praktyki przemysłowej oraz problematyki badawczej, związanych z projektowaniem oraz wytwarzaniem cienkościennych elementów kształtowanych przez gięcie. Analiza literatury zawiera opis anizotropii blach walcowanych, charakterystykę procesów gięcia na matrycach typu V, wpływ parametrów procesu na jakość technologiczną wyrobu, a także sposoby modelowania numerycznego zarówno procesów wytwarzania, jak i wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów metalowych. Na tej podstawie sformułowano cele naukowe oraz problemy badawcze, a także sformułowano hipotezy pracy.

Na podstawie badań wstępnych, które obejmowały statyczne próby jedno i dwuosowego rozciągania, a także analizy metalograficzne wybranych materiałów powszechnie stosowanych w przemyśle, jako materiał reprezentatywny wybrano stal niskowęglową, walcowaną na zimno PN-EN 10130 DC01. W toku dalszych badań dokonano wyznaczenia współczynników anizotropii oraz parametrów wejściowych do modeli numerycznych.

W zasadniczej części pracy opracowano symulacje numeryczne procesu wyginania swobodnego z wykorzystaniem modelu anizotropii plastycznej Barlata, a także analizę cyklicznego przeginania oraz rozciągania, w celu oszacowania wytrzymałości zmęczeniowej wyrobu. W czasie analiz oceniano podział oraz wartości naprężeń zredukowanych oraz odkształceń plastycznych w strefie gięcia. Uzupełnieniem analiz numerycznych były badania stanowiskowe na zmęczeniowej maszynie wytrzymałościowej oraz oględziny mikroskopowe stref przelomu. Wyniki wykorzystano do opracowania modelu niskocyklowego zużycia zmęczeniowego oraz określenia wpływu zmian parametrów takich jak promień stempla oraz kąt gięcia na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu.

Na podstawie przeprowadzonych analiz w rozprawie opracowano zestaw praktycznych wytycznych technologicznych dotyczących projektowania procesów wyginania swobodnego, ukierunkowanych na maksymalizację wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów.

Wyniki pracy mogą zostać zastosowane w praktyce przemysłowej podczas projektowania wyrobów cienkościennych narażonych na obciążenia cykliczne, szczególnie w branży motoryzacyjnej lub przemyśle maszynowym. Na zakończenie wskazano potencjalne kierunki dalszych badań, obejmujące zarówno inne typy materiałów, jak i analizę wpływu dodatkowych parametrów procesu.

## DOCTORAL THESIS ABSTRACT

**Title:** INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF SELECTED PARAMETERS OF THE AIR BENDING PROCESS OF PN-EN 10130 DC01 STEEL COMPONENTS ON THE TECHNOLOGICAL QUALITY AND FATIGUE STRENGTH OF THE PRODUCT

**Author:** MSc Eng. Mateusz Miksza

**Supervisor:** DSc Eng. Łukasz Bohdal, Associate Professor at Koszalin University of Technology

**Key words:** air bending, residual stress, fatigue strength, numerical modelling, low-carbon steel

This thesis aims to analyze the influence of selected parameters of the air bending process of PN-EN 10130 DC01 low-carbon steel on the technological quality and fatigue strength of the product. The main focus is placed on the analysis of phenomena related to plastic forming, including residual stress and plastic strain fields as well as plastic anisotropy of rolled sheets. Numerical modelling methods that account for several geometric and technological parameters were used.

In the introduction an overall characterization of the topic was presented in the context of manufacturing engineering and laboratory testing of thin walled structures manufactured by press bending. The literature review section includes a description of sheet metal anisotropy and air bending processes characteristics. These discussions are supported by a description of the influence of process parameters on product quality. A summary of numerical modelling approaches to bending and fatigue of metallic materials is also presented. Based on this review, a set of scientific goals and problems was defined.

Preliminary investigation of commonly used engineering materials, which involved uniaxial and biaxial tensile testing and metallographic microscopy led to the selection of PN-EN 10130 DC01 mild steel as a representative material. In the following steps anisotropy coefficients and material model parameters were obtained.

In the main section numerical analyses of the air bending process were conducted, including Barlat's plastic anisotropy model, in which residual stress and strain fields were investigated. Additionally, FEM analyses of cyclic bending and extension of specimens were conducted to assess the influence of process parameters (punch radius and bending angle) on the fatigue life of specimens. Experimental fatigue testing of specially designed specimens followed by confocal and SEM microscopic analysis was carried out to provide a reliable fatigue life prediction numerical model.

As a result of the conducted analyses, a set of practical guidelines for designing air bending processes was developed. Achieved results may be useful in designing technological processes for manufacturing thin-walled products subjected to cyclic loading. Particularly in the automotive and machinery industries. Finally, new research directions have been proposed. Including the investigation of other materials and additional process parameters.

# Spis treści

STRESZCZENIE ROZPRAWY DOKTORSKIEJ .....	3
DOCTORAL THESIS ABSTRACT .....	5
SPIS SYMBOLI I JEDNOSTEK .....	8
WSTĘP .....	11
1 WPROWADZENIE I CHARAKTERYSTYKA PROBLEMU .....	13
2 ANALIZA STANU WIEDZY .....	22
2.1. Zjawisko anizotropii i sposoby opisu odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych .....	22
2.2. Technologiczna charakterystyka procesu gięcia .....	31
2.3. Wpływ parametrów procesu wyginania na matrycy typu V na jakość technologiczną produktu .....	37
2.4. Modelowanie numeryczne procesów gięcia elementów z blach .....	42
2.5. Wytrzymałość zmęczeniowa elementów z materiałów metalowych .....	44
2.6. Modelowanie numeryczne zagadnień wytrzymałości zmęczeniowej elementów wykonanych z metali .....	46
2.7. Wytrzymałość zmęczeniowa elementów metalowych odkształconych plastycznie .....	46
2.8. Wnioski z analizy literatury .....	49
3 OMÓWIENIE METOD BADAWCZYCH ORAZ CELÓW NAUKOWYCH.....	51
3.1. Metody badawcze.....	51
3.2. Cele badawcze i problemy naukowe .....	54
3.3. Znaczenie poznawcze oraz aplikacyjne.....	56
4 BADANIA WSTĘPNE .....	58
4.1. Wybór materiałów do badań wstępnych .....	58
4.2. Statyczna próba rozciągania próbek poszczególnych materiałów.....	61
4.3. Badania metalograficzne wybranych materiałów .....	65
4.4. Próba rozciągania dwuosiowego stali PN-EN 10130 DC01 .....	83
4.5. Wyznaczanie współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01.....	86
4.6. Wnioski oraz uzasadnienie wyboru materiału PN-EN 10130 DC01.....	97
5 SFORMUŁOWANIE HIPOTEZ .....	100
6 PLAN EKSPERYMENTU I BADANIA ZASADNICZE .....	103
6.1. Symulacja procesu wyginania swobodnego z zastosowaniem modelu anizotropii plastycznej Barlata.....	103
6.2. Symulacja wielokrotnego przeginania wyrobu giętego.....	118
6.3. Wstępne badania wytrzymałości zmęczeniowej .....	125
6.4. Opracowanie planu eksperymentu .....	141
6.5. Symulacja zużycia zmęczeniowego wyrobów giętych .....	145
6.6. Opracowanie wytycznych technologicznych do projektowania wyrobów giętych ze względu na ich wytrzymałość zmęczeniową .....	221
7 PODSUMOWANIE I WNIOSKI.....	224
7.1. Podsumowanie rozprawy .....	224
7.2. Weryfikacja hipotez badawczych.....	225
7.3. Wnioski szczegółowe.....	226
7.4. Teza wynikająca z pracy .....	228
7.5. Potencjalne zastosowanie aplikacyjne wyników.....	228
7.6. Potencjalne kierunki dalszych badań .....	228
LITERATURA .....	230
SPIS RYSUNKÓW .....	239
SPIS TABEL.....	247
PODZIĘKOWANIA .....	249

## SPIS SYMBOLI I JEDNOSTEK

Symbol	Opis	Jednostka
$A$	wydłużenie względne	%
$B$	moduł objętościowy	GPa
$E$	moduł Younga (sprężystości postaciowej)	GPa
$E_t$	moduł styczny	GPa
$F_d$	siła dociskająca w przypadku zaginania oraz zwijania	kN
$F_{max}$	maksymalna wartość siły rozciągającej	kN
$F_p$	składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż dłuższego ramienia próbki	N
$F_r$	składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż krótszego ramienia próbki	N
$F_z$	siła zginająca w przypadku zaginania	kN
$F_{zw}$	siła nacisku na stempel w przypadku zwijania	kN
$G$	moduł Kirchhoffa (ścianania)	GPa
$K$	współczynnik sprężynowania	-
$K'$	współczynnik umocnienia	-
$K''$	cykliczny współczynnik umocnienia	-
$K_f$	współczynnik korekcyjny wytrzymałości zmęczeniowej	-
$L$	długość próbki po odkształceniu	mm
$L_0$	nominalna długość próbki	mm
$L_r$	długość krótszego ramienia próbki	mm
$MA$	długość głównej osi ziarna	$\mu\text{m}$
$MnA$	długość pobocznej osi ziarna	$\mu\text{m}$
$N_f$	liczba powtórzeń do zniszczenia	-
$Ort$	orientacja ziarna	$^\circ$
$P_r$	wysokość punktu przyłożenia siły	mm
$R$	współczynnik anizotropii (Lankforda)	-
$\bar{R}$	współczynnik anizotropii normalnej	-
$R_e$	granica plastyczności	MPa
$R_g$	promień gięcia	mm
$R_i$	współczynnik anizotropii (Lankforda) z określeniem kierunku badania	-
$R_m$	wytrzymałość na rozciąganie	MPa
$R_s$	promień zaokrąglenia krawędzi stempla	mm
$W_\beta$	współczynnik łączący wartość kąta gięcia z promieniem stempla	$^\circ/\text{mm}$
$a, b, c, f, g, h$	współczynniki anizotropii w modelu Barlat-91	-
$b$	szerokość próbki po odkształceniu	mm
$b_0$	nominalna szerokość próbki	mm
$c$	wykładnik plastyczności (model Coffina-Mansona)	-
$d$	szerokość rowka matrycy	mm
$dp$	tensor prędkości odkształcenia plastycznego	-
$d_{p,ij}$	poszczególne składowe tensora prędkości odkształcenia plastycznego	-
$f$	częstotliwość cykli obciążenia próbki	Hz

Symbol	Opis	Jednostka
$h$	grubość blachy	mm
$h_b$	głębokość mierzona od powierzchni blachy stykającej się ze stemplem	mm
$k$	sztywność próbki	N/mm
$l$	całkowite wydłużenie próbki przy maksymalnej sile rozciągającej	mm
$m$	wykładnik potencjału płynięcia	-
$n$	maksymalna liczba cykli obciążenia do całkowitego zniszczenia próbki	-
$n'$	wykładnik umocnienia	-
$n''$	cykliczny wykładnik umocnienia	-
$n_0$	liczba cykli do zaobserwowania pęknięcia zmęczeniowego na powierzchni	-
$n_u$	wykładnik umocnienia (alternatywne oznaczenie)	-
$r$	promień zaokrąglenia dna matrycy	mm
$w$	szerokość próbki po procesie gięcia	mm
$z$	zagłębienie stempla w matrycę	mm
$\Delta R$	współczynnik anizotropii planarnej	-
$\Psi$	orientacja próbki	°
$\alpha$	kąt zagięcia pod działaniem obciążenia	°
$\beta$	rzeczywisty kąt zagięcia (po odsprężynowaniu)	°
$\gamma$	kąt rozwarcia płaszczyzn matrycy	°
$\delta$	kąt rozwarcia płaszczyzn stempla	°
$\varepsilon$	względne odkształcenie plastyczne	-
$\varepsilon_0$	odkształcenie względne dla początkowej granicy plastyczności	-
$\varepsilon_a$	amplituda względnego odkształcenia całkowitego	-
$\varepsilon_a^e$	amplituda względnego odkształcenia sprężystego	-
$\varepsilon_a^p$	amplituda względnego odkształcenia plastycznego	-
$\varepsilon_f$	współczynnik plastyczności	-
$\varepsilon_p^{eq}$	efektywne względne odkształcenie plastyczne	-
$\varepsilon_F$	maksymalne odkształcenie względne w czasie cyklicznego rozciągania	-
$\varepsilon_{res}$	maksymalne odkształcenie względne po zakończeniu procesu wyginania	-
$\varepsilon_y^p$	względne odkształcenie plastyczne w kierunku poprzecznym do kierunku obciążenia	-
$\varepsilon_z^p$	względne odkształcenie plastyczne w kierunku grubości arkusza	-
$\theta$	kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania	°
$\mu$	współczynnik tarcia	-
$\nu$	współczynnik Poissona	-
$\rho$	gęstość	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	aktualne naprężenie w materiale w modelu Ramberga-Osgooda	MPa
$\sigma_0$	początkowa granica plastyczności	MPa
$\sigma_1, \sigma_2$	naprężenia główne	MPa

<b>Symbol</b>	<b>Opis</b>	<b>Jednostka</b>
$\sigma_b$	granica plastyczności w próbie dwuosiowego rozciągania	MPa
$\sigma_{Fmax}$	maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania przy maksymalnym obciążeniu	MPa
$\sigma_{Fmin}$	maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania po zakończeniu pojedynczego cyklu	MPa
$\sigma_{ij}$	wartość naprężenia normalnego wyznaczonego w kierunku $ij$	MPa
$\sigma_m$	naprężenie wstępne w materiale	MPa
$\sigma_{res}$	maksymalne naprężenie po zakończeniu procesu wyginania	MPa
$\sigma_u$	naprężenie uplastyczniające	MPa
$\sigma_{vm}$	naprężenie zredukowane według hipotezy HMM	MPa
$\tau$	granica plastyczności w próbie ścinania	MPa
$\tau_{ij}$	wartość naprężenia stycznego wyznaczonego w kierunku $ij$	MPa

# WSTĘP

Współczesne procesy produkcyjne zorientowane są na maksymalizację wydajności, przy jednoczesnej minimalizacji kosztów, przez co wymagają precyzyjnego projektowania oraz kontroli każdego etapu wytwarzania wyrobów. Szczególnie ważne w przemyśle związanym z obróbką metali, gdzie często stosowany jest materiał w postaci blach, są procesy obróbki plastycznej – między innymi gięcie. Jednocześnie rosnące wymagania dotyczące wytrzymałości zmęczeniowej oraz jakości technologicznej produktu końcowego sprawiają, że konieczne staje się dogłębne zrozumienie parametrów decydujących o przebiegu tych procesów oraz ich wpływu na wartości użytkowe wyrobów.

Proces gięcia, jako jedna z podstawowych metod kształtowania elementów o małej grubości, powiązany jest z szeregiem wyzwań technologicznych. Koniecznym jest uwzględnienie różnorodnych czynników, takich jak geometria narzędzi, promień gięcia i właściwości materiału, które mogą rzutować na powstawanie odkształceń, naprężeń, a także – potencjalnie – uszkodzeń w strefie obróbki. Do istotnych, a także złożonych aspektów należy anizotropia blachy, czyli zjawisko wynikające z kierunkowości struktury materiału, powodujące, że właściwości mechaniczne blachy zmieniają się w zależności od orientacji ziaren w stosunku do linii gięcia. Występowanie anizotropii może prowadzić do nierównomiernego rozkładu naprężeń oraz odkształceń, co może oddziaływać tak na wytrzymałość zmęczeniową, jak i na jakość powierzchni oraz ogólną dokładność wymiarową gotowego wyrobu.

Znaczenie badań nad wpływem anizotropii oraz parametrów procesu gięcia na właściwości użytkowe wyrobów blaszanych, wynika z ich powszechnego zastosowania w rozmaitych gałęziach przemysłu. W przemyśle motoryzacyjnym, lotniczym, czy budowlanym, gdzie wytrzymałość zmęczeniowa stanowi bardzo ważny aspekt trwałości konstrukcji oraz bezpieczeństwa, nawet niewielkie zmiany w procesie mogą powodować znaczne konsekwencje natury technologicznej oraz ekonomicznej. Jakość technologiczna, opisywana parametrami takimi jak precyzja wymiarowa, brak mikrouszkodzeń oraz ogólna estetyka wyrobu natomiast przekłada się bezpośrednio na postrzeganie wartości produktu przez potencjalnego odbiorcę, a także na możliwość zastosowania go w zaawansowanych aplikacjach.

Niniejsza rozprawa doktorska jest ukierunkowana na analizę wpływu kluczowych parametrów procesu gięcia oraz właściwości materiału na wytrzymałość zmęczeniową oraz jakość technologiczną gotowego wyrobu. Na podstawie badań własnych określono stopień anizotropii materiału oraz jego wpływ na wytrzymałość zmęczeniową. Pozwoliło to na lepsze zrozumienie zależności pomiędzy strukturą materiału a efektami procesu gięcia. Celem pracy jest zarówno ocena istotności poszczególnych czynników, jak i podjęcie próby opracowania praktycznych rekomendacji pozwalających na optymalizację procesu w kontekście specyficznych wymagań użytkowych.

Struktura pracy ma na celu płynne wprowadzenie czytelnika w zagadnienia związane z procesem gięcia blach oraz wytrzymałością zmęczeniową wyrobów metalowych. W początkowych rozdziałach przedstawiono charakterystykę problemu, a także dokonano przeglądu dotychczasowej wiedzy powiązanej z tematem opracowania. Następnie przedstawiono charakterystykę materiałów wykorzystanych w części badawczej. Kolejne rozdziały zawierają szczegółową analizę wpływu parametrów procesu na właściwości gotowego wyrobu. Przeprowadzone badania – eksperymentalne oraz numeryczne – mają na celu wzbogacenie aktualnej wiedzy w dziedzinie kształtowania plastycznego oraz wytrzymałości zmęczeniowej, a także wskazanie nowych kierunków rozwoju, w tym możliwości adaptacji innowacyjnych rozwiązań konstrukcyjnych i materiałowych.

Proponowany zakres tematyczny ma wymiar naukowy i praktyczny, przyczyniając się do poznania oraz głębszego zrozumienia zależności procesowych oraz stwarzając nowe perspektywy w kierunku dalszego doskonalenia technologii gięcia. Rozwinięcie proponowanych zagadnień znajduje się w dalszej części pracy, gdzie przedstawione oraz omówione zostaną uzyskane wyniki oraz ich interpretacja pod kątem poprawy wytrzymałości zmęczeniowej oraz jakości technologicznej wyrobów.

# ROZDZIAŁ I

## WPROWADZENIE I CHARAKTERYSTYKA PROBLEMU

Motywacją do podjęcia badań w przedstawionym w rozprawie zakresie była własna praktyka zawodowa, podczas której zauważono powtarzające się problemy technologiczne przy wytwarzaniu wyrobów giętych, a także zjawisko pęknięcia zmęczeniowego pewnych elementów wytworzonych w ten sposób. Ścisłe wymagania branży motoryzacyjnej co do jakości wyrobu, a także obniżenia kosztów produkcji, przy jednoczesnym zapewnieniu odpowiedniej trwałości produktów narzuciły konieczność poszukiwania rozwiązań wykraczających poza metody stosowane w praktyce przemysłowej.

Przyczyny powstawania wad wyrobów giętych można podzielić na fizyczne oraz technologiczne. W zakresie przyczyn fizycznych najczęściej dochodzi do uszkodzenia wyrobu, poprzez przekroczenie granicy wytrzymałości na rozciąganie kształtowanego materiału, co powoduje powstawanie pęknięć. Także występowanie obszarów koncentracji naprężeń w pobliżu promieni zaokrągleń lub nieciągłości powierzchni, może przyczyniać się do lokalnych zniekształceń oraz pęknięcia materiału. Istotnym czynnikiem jest anizotropia materiału i wynikające z niej różnice w podatności elementów na kształtowanie plastyczne, co może prowadzić do uszkodzeń w różnych lokalizacjach w obrębie pojedynczego wyrobu, mimo zastosowania identycznych parametrów obróbki. Lokalne defekty mikrostruktury mogą stanowić miejsca inicjacji uszkodzeń, jednak stosowanie materiałów dobrej jakości pozwala znacząco obniżyć ich wpływ. Jako kolejną przyczynę powstawania defektów można wymienić zjawisko tarcia, które wpływa zarówno na jakość powierzchni wyrobu, a także jego jakość technologiczną, przykładowo na dokładność wymiarową.

W zakresie przyczyn technologicznych należy wymienić głównie niewłaściwy dobór narzędzi kształtujących. Zbyt małe promienie zaokrąglenia krawędzi stempla, zbyt małe szerokości rowka matrycy oraz nieprawidłowy dobór promieni gięcia prowadzi do lokalnych przekroczeń parametrów wytrzymałościowych materiału lub intensyfikacji tarcia, które bezpośrednio przekładają się na powstawanie wad wyrobów.

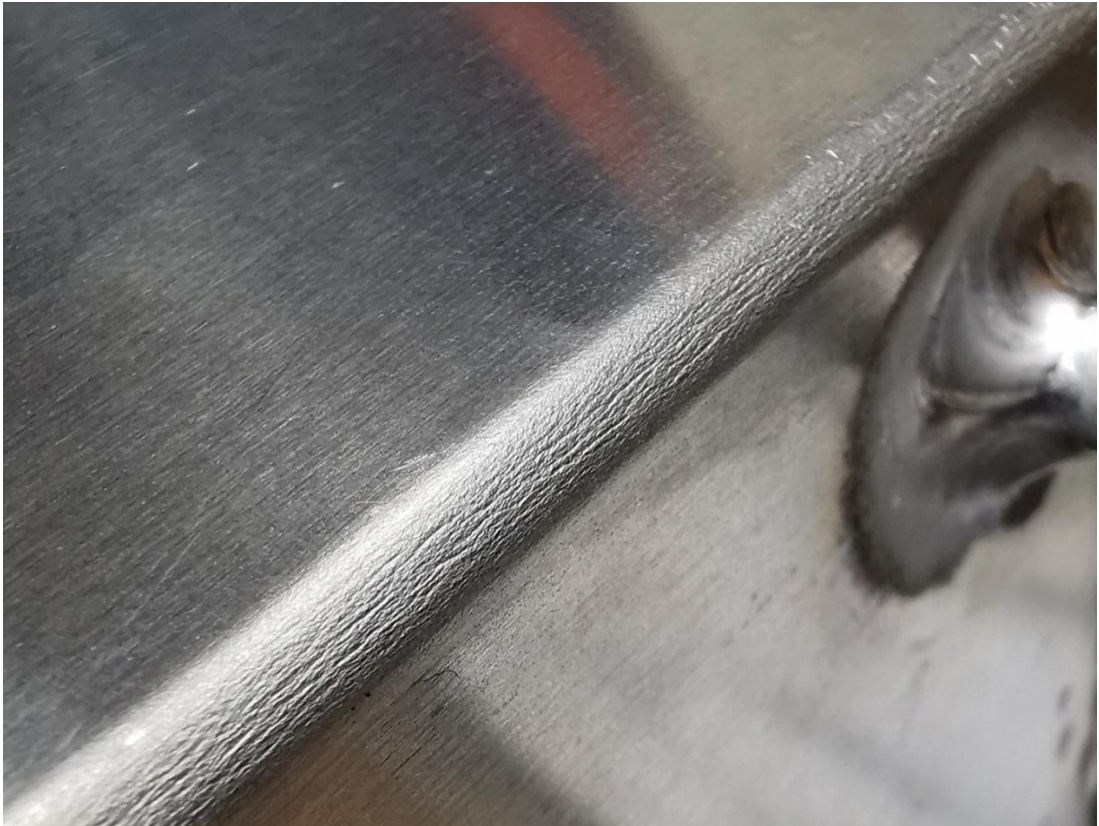
Najczęściej występujące wady wyrobów giętych można wstępnie podzielić na pęknięcia oraz zniekształcenia. Do pęknięć dochodzi, gdy w strefie gięcia przekroczona zostanie granica wytrzymałości materiału na rozciąganie. Często jest to spowodowane niepoprawnym doбором narzędzi gnących. Materiał pęka wzdłuż linii gięcia (Rys. 1).



Rys. 1. Obraz z widocznym całkowitym pęknięciem materiału wzdłuż linii gięcia spowodowanym niepoprawnym doбором narzędzi gnących

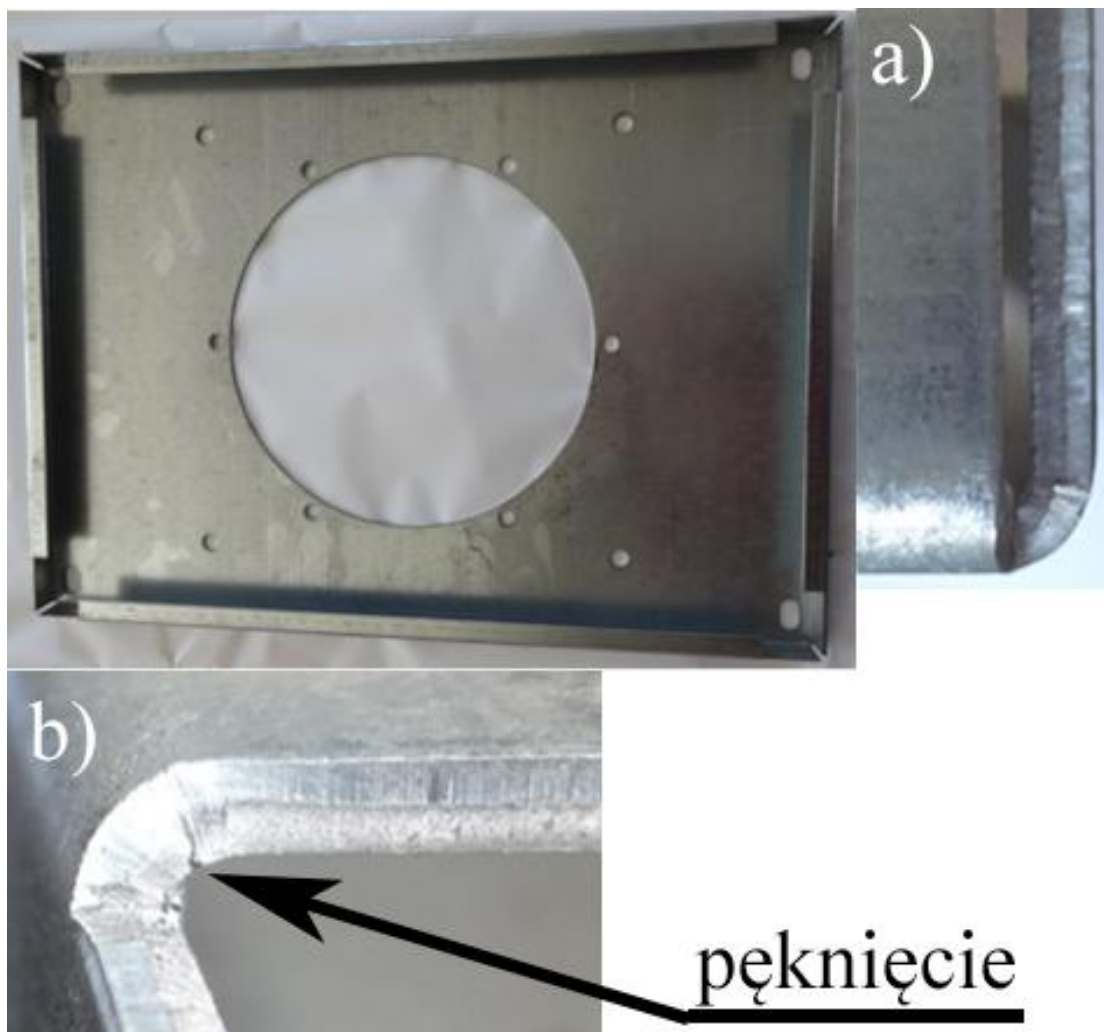
Inną wadą jest powstawanie lokalnych, niewielkich pęknięć wzdłuż linii gięcia (Rys. 2), która może być spowodowana niepoprawną orientacją względem kierunku walcowania blachy. W przypadku przedstawionym na rysunku jest to wada dyskwalifikująca z uwagi na konieczność zachowania szczelności zbiornika, a także

z obawy, że pęknięcia powierzchniowe staną się ogniskami inicjacji pęknięcia zmęczeniowego.



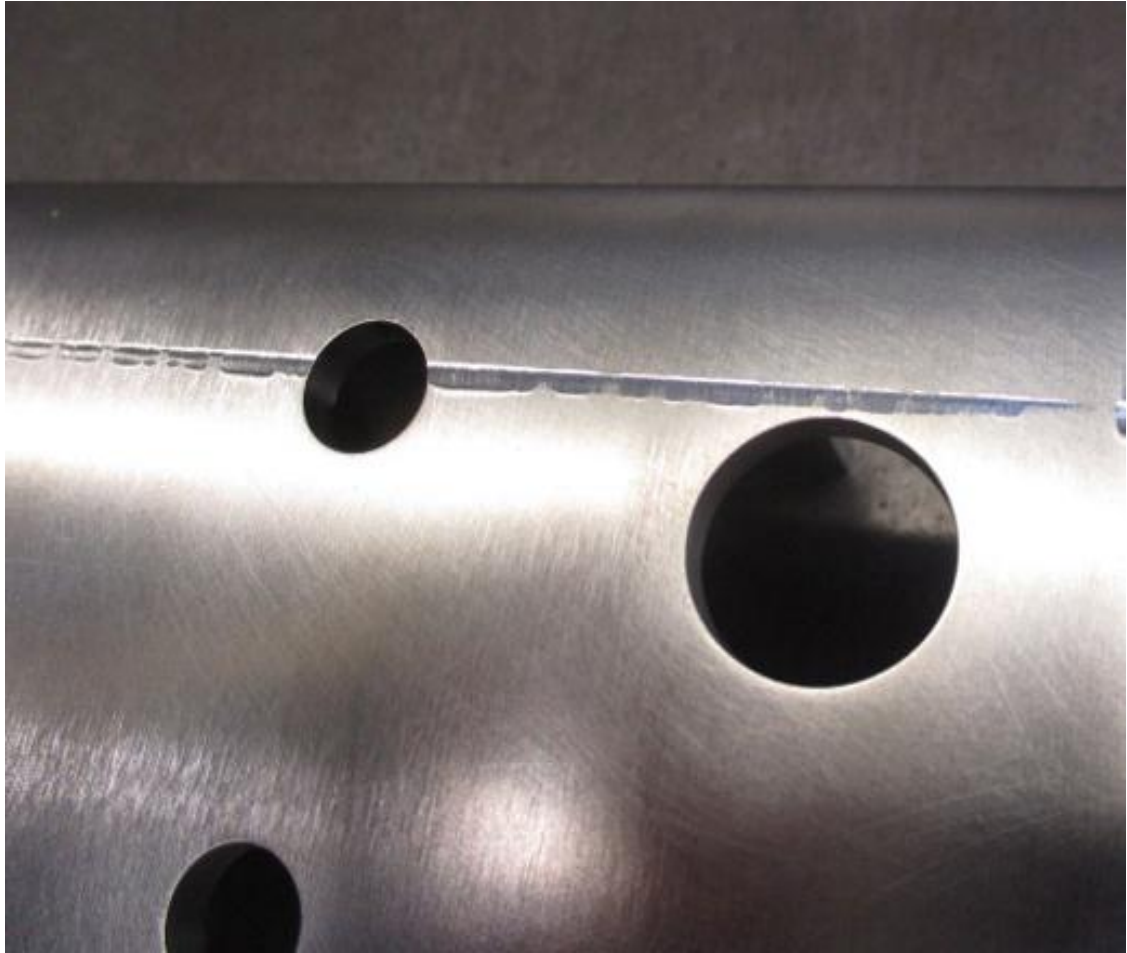
Rys. 2. Obraz przedstawiający lokalne pęknięcia wzdłuż linii gięcia

Poprawne zorientowanie linii gięcia względem kierunku walcowania arkusza jest bardzo istotne. Przedstawiony wyrób (Rys. 3.) wymaga gięcia zarówno poprzecznie, jak i wzdłużnie do kierunku walcowania. Oba gięcia wykonane zostały przy wykorzystaniu takich samych parametrów, jednak można zauważyć, że wynik operacji jest odmienny dla każdej ze ścian. Ściana gięta poprzecznie do kierunku walcowania (Rys. 3a) jest wykonana poprawnie, natomiast gięta zgodnie z kierunkiem walcowania (Rys. 3b), charakteryzuje się pęknięciem.



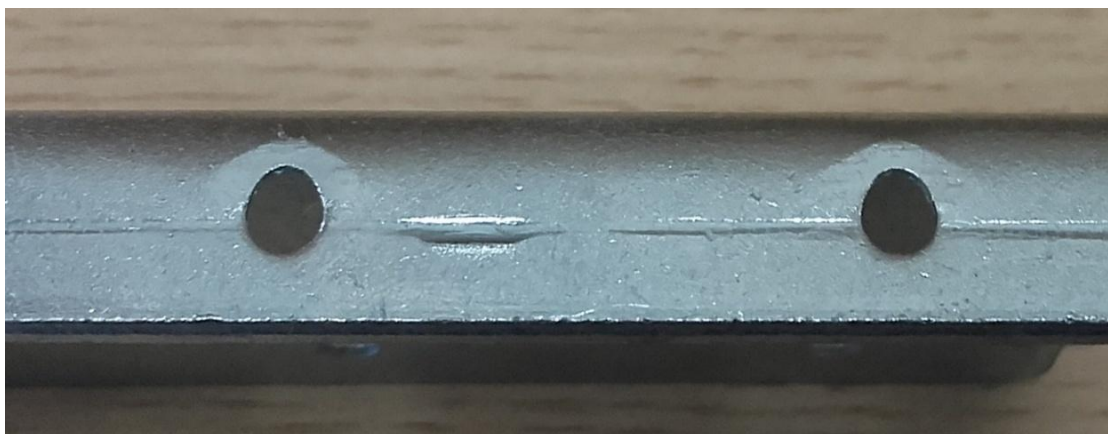
Rys. 3. Wizualizacja pęknięcia wyrobu wzdłuż linii gięcia zależne od kierunku obróbki, a) krawędź bez pęknięcia – gięcie poprzecznie do kierunku walcowania, b) krawędź pęknięta – gięcie zgodnie z kierunkiem walcowania

Innym rodzajem defektów spotykanych w wytwarzaniu przez gięcie są odkształcenia gotowych wyrobów. Problemem, który występuje stosunkowo często, zwłaszcza przy wyginaniu swobodnym, jest uszkodzenie powierzchni materiału spowodowane przez tarcie blachy o krawędź matrycy (Rys. 4). W większości przypadków jest to wada, która nie dyskwalifikuje wyrobu i nie wpływa istotnie na jego wytrzymałość, jednak istnieją szczególne przypadki, gdzie jakość powierzchni jest istotnym parametrem oceny jakości technologicznej wyrobu.

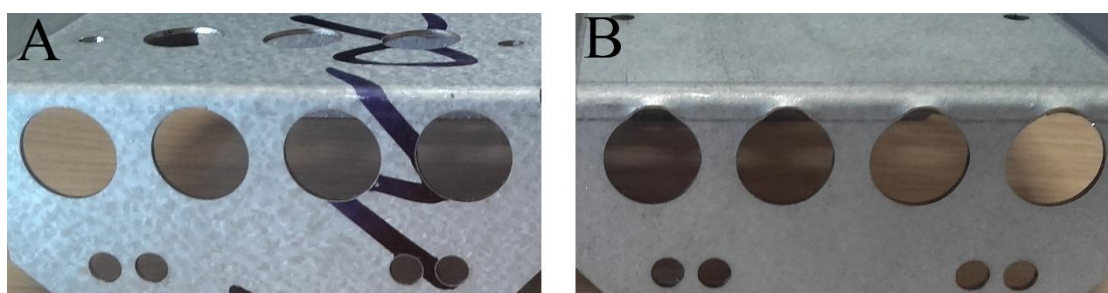


Rys. 4. Widok rysy powstałej w skutek tarcia powierzchni materiału o krawędź matrycy, charakterystycznej dla wyginania swobodnego

Istotną trudność sprawia wyginanie blach z otworami, ponieważ, przy nieodpowiednim doborze narzędzi dochodzi do ich zniekształcenia. Przy czym, zależnie od stosunku średnicy otworu do grubości blachy może to być odchyłka okrągłości (Rys. 5) lub odchyłka okrągłości połączona z wypływką na krawędzi (Rys. 6).



Rys. 5. Wizualizacja odchyłek okrągłości otworu powstałych na skutek niepoprawnego doboru narzędzi gnących



Rys. 6. Odchyłki okrągłości otworu wraz z wypływkami na krawędzi spowodowane niepoprawnym doбором narzędzi: A – wyrób wykonany poprawnie, B – wyrób z wadami produkcyjnymi

Charakterystyczną cechą wyginania swobodnego jest bruzda pozostawiona w miejscu nacisku stempla (Rys. 7). Nie jest to uznawane za wadę wyrobu, jednak niewłaściwy dobór kształtu stempla może znacznie obniżyć walory wizualne produktu (Rys. 8). Istotne w procesie produkcyjnym jest określenie czy występowanie bruzdy po procesie gięcia nie stanowi o zwiększonej podatności na inicjację pęknięcia zmęczeniowego.



Rys. 7. Obraz brzdowania wywołanego naciskiem stempla charakterystycznego dla wyginania swobodnego



Rys. 8. Obraz bardzo głębokiej brzdy, obniżającej walory wizualne wyrobu, spowodowanej zbyt małym promieniem krawędzi stempla

W warunkach przemysłowych często dochodzi do pęknięcia zmęczeniowego wyrobów cienkościennych, kształtowanych przez gięcie (Rys. 9). Widoczna jest także bruzda charakterystyczna dla tego rodzaju obróbki plastycznej.



Rys. 9. Obraz pęknięcia zmęczeniowego w strefie gięcia

Podsumowując, należy zaznaczyć, że praktyczne obserwacje procesu gięcia blach wykazują szereg problemów technologicznych rzutujących na jakość technologiczną, a także, potencjalnie, na wytrzymałość zmęczeniową gotowych wyrobów. Do najistotniejszych należą pęknięcia wyrobów – zarówno spowodowane doborem narzędzi, jak i orientacją linii gięcia względem kierunku walcowania, zniekształcenia otworów, uszkodzenia powierzchni oraz występowanie bruzd w strefach kontaktu materiału z narzędziami gnącymi. Prawdopodobnym jest, że wspomniane uszkodzenia powierzchni mogą skutkować obniżeniem trwałości zmęczeniowej wyrobów, co ma szczególne znaczenie w przypadku aplikacji o wysokich wymaganiach technologicznych.

Zidentyfikowane problemy uzasadniają potrzebę przeprowadzenia kompleksowych badań naukowych, skoncentrowanych na wpływie parametrów procesu gięcia oraz właściwości materiałowych na inicjację i rozwój uszkodzeń, w szczególności o charakterze zmęczeniowym. W kolejnych rozdziałach niniejszej

rozprawy dokonano analizy obecnego stanu wiedzy w tym zakresie oraz przedstawiono wyniki doświadczalnej oraz numerycznej analizy wybranych przypadków.

## ROZDZIAŁ II

### ANALIZA STANU WIEDZY

W obecnych czasach przeróbka metali wciąż jest jedną z podstawowych gałęzi procesów produkcji dóbr w wielu branżach. Przykładowo, w 2011 roku, stal stanowiła ok 64% masy typowego samochodu rodzinnego [38]. Obecnie dąży się do zmniejszenia zawartości materiałów metalowych w pojazdach ze względu na konieczność redukcji masy oraz podniesienia efektywności paliwowej, mimo tego materiały metalowe (stal, stopy aluminium oraz inne metale) wciąż stanowią średnio ponad 50% materiałów użytych do produkcji pojazdów [33].

Materiały metalowe swoje szerokie zastosowanie zawdzięczają wszechstronnej możliwości obróbki i wysokim właściwościom wytrzymałościowym. Metale mogą podlegać niemal wszystkim znanym metodom wytwarzania, zarówno ubytkowym (obróbka skrawaniem), jak i plastycznym (tłoczenie, gięcie), a w ostatnim czasie obserwuje się także dynamiczny rozwój metod przyrostowych wykorzystujących proszki metalowe (SLM – ang. *Selective Laser Melting*). Ponadto większość materiałów metalowych nadaje się do ponownego wykorzystania.

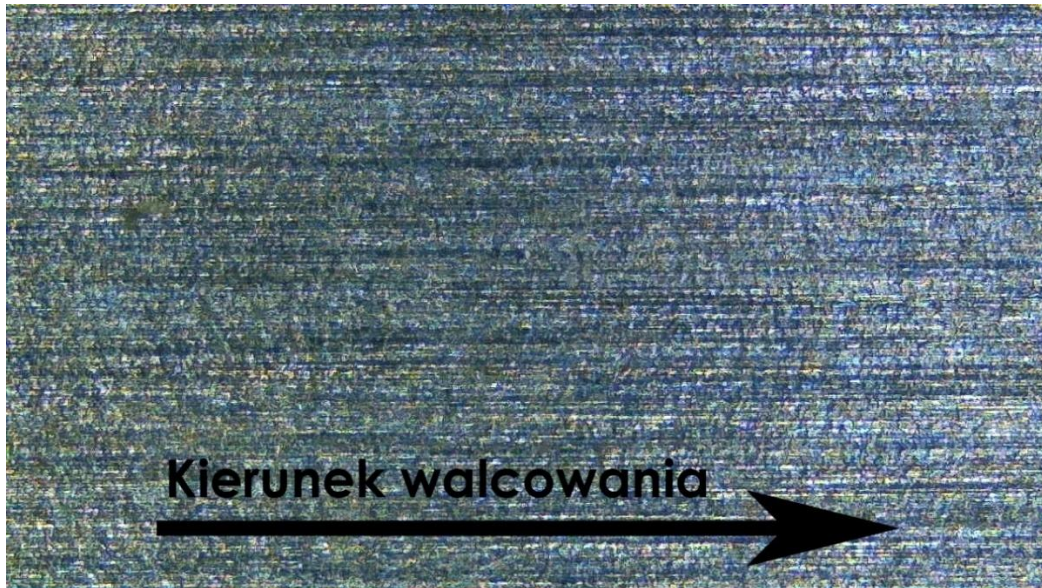
Przedstawiona praca koncentruje się na procesach przeróbki plastycznej, a uściślając na procesach gięcia blach. Ważnym zagadnieniem poruszonym w tej rozprawie jest także wytrzymałość zmęczeniowa gotowego wyrobu. Rozważania mają na celu wykazanie związku pomiędzy parametrami obróbki, właściwościami obrabianego metalu a wytrzymałością zmęczeniową wyrobów.

Kolejne podrozdziały stanowią analizę dotychczasowego stanu wiedzy w zakresie właściwym dla przedstawionego zagadnienia oraz stanowią punkt wyjścia do dalszych rozważań.

#### **2.1. Zjawisko anizotropii i sposoby opisu odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych**

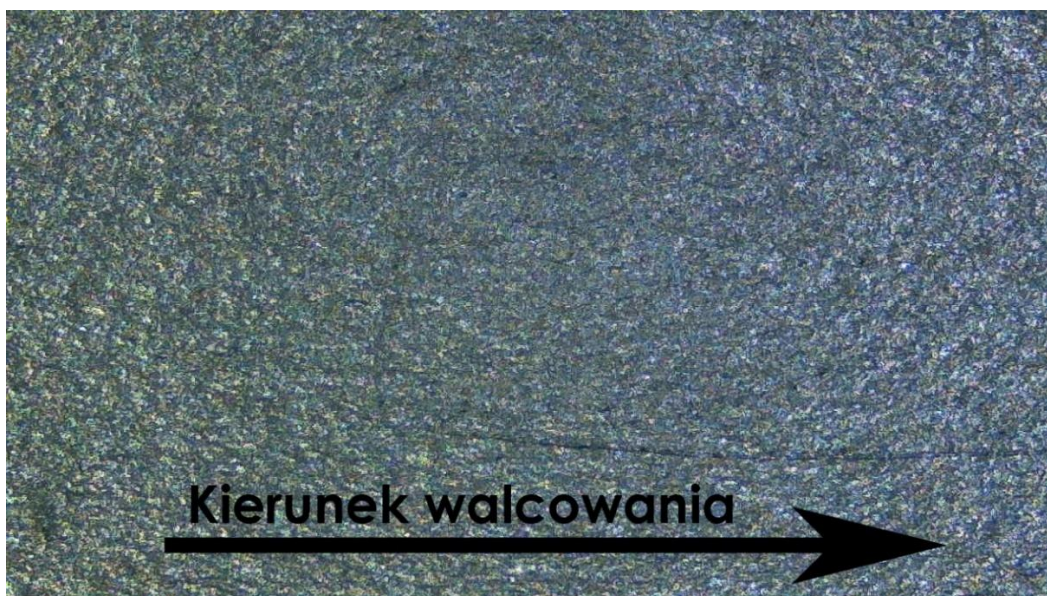
Termin anizotropia wywodzi się z języka greckiego (*anisos* – nierówny, *trópos* – obrót, kierunek) i oznacza zależność właściwości ciała od kierunku, w którym się je bada [1]. W zakresie poruszonym w tej pracy przez anizotropowość należy rozumieć odmienne właściwości wytrzymałościowe i mechaniczne metali w zależności od kierunku oddziaływania obciążenia względem kierunku orientacji ziaren w materiale.

Blachy wytwarza się poprzez walcowanie na zimno, bądź na gorąco na walcarkach hutniczych. Proces wielokrotnego walcowania powoduje zmianę orientacji ziaren polegający na wydłużeniu ich w kierunku zgodnym z kierunkiem walcowania. Specyfika produkcji oraz charakter struktury powoduje, że metal w postaci blach wykazuje anizotropię właściwości [5]. Na zbliżeniu powierzchni arkusza stopu aluminium EN AW-5052 (Rys. 10), można zauważyć wyraźnie zaznaczoną kierunkowość śladów walcowania.



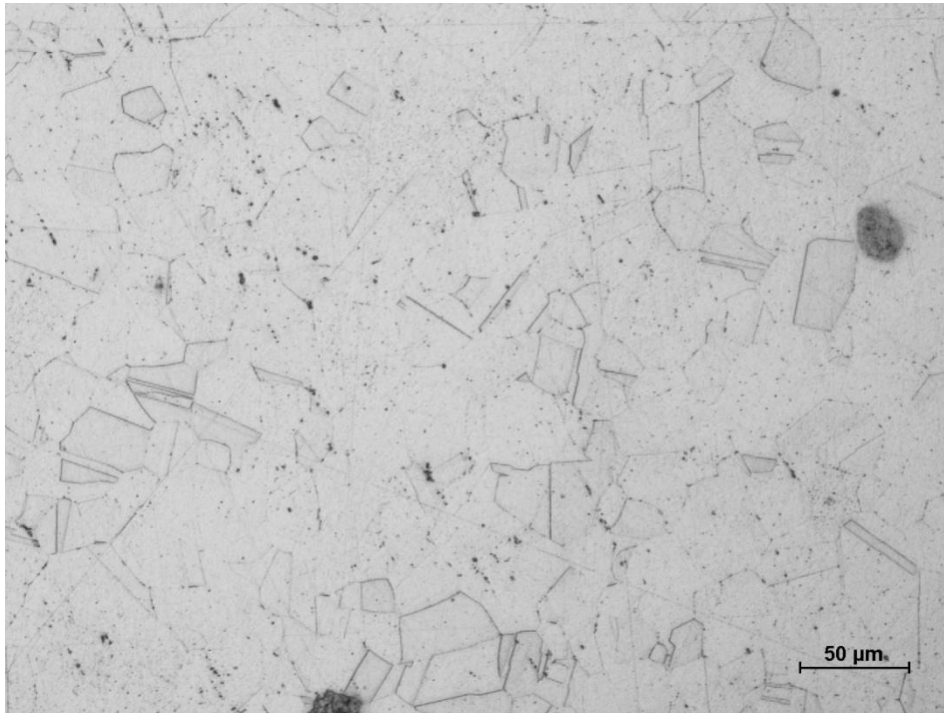
Rys. 10. Obraz powierzchni arkusza stopu aluminium EN AW-5052.

Obraz powierzchni stali nierdzewnej AISI 304 (Rys. 11) przedstawia przypadek, gdzie kierunkowość śladów obróbki nie jest tak wyraźnie zaznaczona.



Rys. 11. Obraz powierzchni arkusza stali nierdzewnej AISI 304.

Przykładowy obraz ziaren widocznych na zglądzie metalograficznym stali nierdzewnej AISI 304 wskazuje na ich wydłużenie zgodne z kierunkiem walcowania (Rys. 12).



Rys. 12. Obraz zglądu metalograficznego stali nierdzewnej AISI 304.

Do określenia skali zjawiska anizotropii arkusza wykorzystuje się współczynnik Lankforda [72], który definiuje się następująco:

$$R = \frac{\epsilon_y^p}{\epsilon_z^p} \quad (1)$$

gdzie:  $R$  – współczynnik anizotropii (Lankforda) [-],  $\epsilon_y^p$  – odkształcenie plastyczne w kierunku poprzecznym do kierunku obciążenia [-];  $\epsilon_z^p$  – odkształcenie plastyczne w kierunku grubości blachy [-].

Zwykle wyznacza się współczynnik  $R$  dla trzech kierunków względem kierunku walcowania ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  oraz  $90^\circ$ ) [5] i podaje jego uśrednioną wartość w postaci:

$$\bar{R} = \frac{1}{4}(R_0 + 2R_{45} + R_{90}) \quad (2)$$

Jako, że pomiar wydłużenia odcinka pomiarowego obarczony jest mniejszym błędem, niż pomiar grubości blachy współczynnik Lankforda można wyrazić następującym wzorem [68]:

$$R = \frac{\ln \frac{b}{b_0}}{\ln \frac{L_0 b_0}{L b}} \quad (3)$$

gdzie:  $b$  – szerokość próbki po odkształceniu [mm],  $b_0$  – nominalna szerokość próbki [mm],  $L$  – długość próbki po odkształceniu [mm],  $L_0$  – nominalna długość próbki [mm].

W zakresie materiałów anizotropowych nie stosuje się hipotezy wyteżeniowej Hubera–Misesa–Hencky’ego (HMH) [5]. Pierwszy opis odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych został przedstawiony przez Rodney Hilla w 1948 roku [51], zwany dalej Hill-48. Stanowi on rozwinięcie hipotezy HMH i w formie kwadratowej przyjmuje postać:

$$\begin{aligned} F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \\ + 2L(\sigma_{23})^2 + 2M(\sigma_{31})^2 + 2N(\sigma_{12})^2 \\ = 1 \end{aligned} \quad (4)$$

gdzie:  $F, G, H, L, M, N$  – stałe wyznaczone doświadczalnie [MPa<sup>-2</sup>],  $\sigma_{ij}$  – naprężenia [MPa]. Przy założeniu, że osie anizotropii są ortogonalne można zapisać:

$$F = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{(\sigma_2^y)^2} + \frac{1}{(\sigma_3^y)^2} - \frac{1}{(\sigma_1^y)^2} \right] \quad (5)$$

$$G = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{(\sigma_3^y)^2} + \frac{1}{(\sigma_1^y)^2} - \frac{1}{(\sigma_2^y)^2} \right] \quad (6)$$

$$H = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{(\sigma_1^y)^2} + \frac{1}{(\sigma_2^y)^2} - \frac{1}{(\sigma_3^y)^2} \right] \quad (7)$$

$$L = \frac{1}{2(\tau_{23}^y)^2} \quad (8)$$

$$M = \frac{1}{2(\tau_{31}^y)^2} \quad (9)$$

$$N = \frac{1}{2(\tau_{12}^y)^2} \quad (10)$$

gdzie przez  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  oznacza się naprężenia normalne zgodnie z osiami anizotropii, a przez  $\tau_{12}, \tau_{23}, \tau_{31}$  oznacza się naprężenia styczne zgodnie z osiami anizotropii wyrażone w MPa.

Poszczególne parametry anizotropii w hipotezie Hill-48 można wyznaczyć korzystając z wartości współczynnika Lankforda –  $R$ . Poszczególne współczynniki przyjmują następujące wartości [28]:

$$\frac{H}{G} = R_0 \quad (11)$$

$$\frac{F}{G} = \frac{R_0}{R_{90}} \quad (12)$$

$$\frac{N}{G} = \left( R_{45} + \frac{1}{2} \right) \left( \frac{R_0}{R_{90}} + 1 \right) \quad (13)$$

Możliwe jest także wyznaczenie poszczególnych współczynników na podstawie granicy plastyczności w kierunku  $0^\circ, 45^\circ$  oraz  $90^\circ$  w stosunku do kierunku walcowania i wartości współczynnika  $R$  w jednym kierunku [28]. Zależnie czy użyto wartości współczynnika  $R_0$ , czy  $R_{90}$  opisane zależności przyjmują następującą postać:

$$H = \frac{R_0}{(1 + R_0)\sigma_0^2} \quad (14)$$

$$G = \frac{H}{R_0} \quad (15)$$

$$F = \frac{1}{\sigma_{90}^2} - H \quad (16)$$

$$N = \frac{2}{\sigma_{45}^2} - \frac{(G + F)}{2} \quad (17)$$

lub:

$$H = \frac{R_{90}}{(1 + R_{90})\sigma_{90}^2} \quad (18)$$

$$F = \frac{H}{R_{90}} \quad (19)$$

$$G = \frac{1}{\sigma_0^2} - H \quad (20)$$

$$N = \frac{2}{\sigma_{45}^2} - \frac{(G + F)}{2} \quad (21)$$

Rozwinięcie tej hipotezy Hill przedstawił w 1990 roku [53], tworząc model aktualnie nazywany Hill-90. Do parametrów anizotropii wyznaczanych w jednoosiowych próbach rozciągania w trzech kierunkach ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  oraz  $90^\circ$ ) dodano parametry wyznaczone na podstawie próby rozciągania dwuosiowego oraz próby ścinania. Funkcja przyjmuje następującą postać:

$$\begin{aligned} f(\sigma) = & |\sigma_{xx} + \sigma_{yy}|^m \\ & + \left(\frac{\sigma_b}{\tau}\right)^m |(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\sigma_{xy}^2|^{m/2} \\ & + |\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + 2\sigma_{xy}^2|^{m/2} \left[ -2a(\sigma_{xx}^2 - \sigma_{xy}^2) + b(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 \right] = (2\sigma_b)^m \end{aligned} \quad (22)$$

gdzie:  $m$ ,  $a$ ,  $b$  – parametry materiałowe, z zastrzeżeniem, że  $m > 1$  [-];  $\sigma_b$ ,  $\tau$  – granica plastyczności odpowiednio w próbie rozciągania dwuosiowego oraz ścinania [MPa]. Podobnie jak w hipotezie Hill-48, wartość poszczególnych parametrów może być wyznaczona na podstawie wartości granicy plastyczności w różnych kierunkach względem kierunku walcowania lub wartości współczynnika  $R$ , co przedstawiają poniższe równania [28]:

$$a = \frac{1}{4} \left[ \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m - \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad (23)$$

$$b = \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_0} \right)^m + \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_{90}} \right)^m \right] - \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}} \right)^m \quad (24)$$

$$\left( \frac{\sigma_b}{\tau} \right)^m = \left( \frac{2\sigma_b}{\sigma_{45}} \right)^m - 1 \quad (25)$$

lub, używając wartości współczynnika  $R$ :

$$\begin{aligned} a = & \frac{(R_0 - R_{90})}{(R_0 + R_{90})} \left\{ 1 \right. \\ & \left. + \frac{(m - 2)[R_{45}(R_0 + R_{90}) - 2R_0R_{90}]}{2[R_0R_{90}(m - 2) - 2(R_0 + R_{90})]} \right\} \end{aligned} \quad (26)$$

$$b = \frac{m[R_{45}(R_0 + R_{90}) - 2R_0R_{90}]}{[R_0R_{90}(m - 2) - 2(R_0 + R_{90})]} \quad (27)$$

$$\left(\frac{\sigma_b}{\tau}\right)^m = 1 + 2R_{45} \quad (28)$$

Kolejną aktualizację swojej hipotezy Hill przedstawił w 1993 roku [52] (Hill-93). Funkcja przyjmuje postać:

$$f(\sigma) = \frac{\sigma_1^2}{\sigma_0^2} - \frac{c\sigma_1\sigma_2}{\sigma_0\sigma_{90}} + \frac{\sigma_2^2}{\sigma_{90}^2} + \left[ (p + q) - \frac{(p\sigma_1 + q\sigma_2)}{\sigma_b} \right] \frac{\sigma_1\sigma_2}{\sigma_0\sigma_{90}} = 1 \quad (29)$$

gdzie:  $\sigma_1, \sigma_2$  – naprężenia główne [MPa];  $c, p, q$  – parametry materiałowe [-].

Parametry hipotezy Hill-93 można wyznaczyć korzystając z wartości parametrów  $R_0, R_{90}, \sigma_0, \sigma_{90}$  oraz  $\sigma_b$ , co przedstawiają następujące zależności:

$$c = \sigma_0\sigma_{90} \left( \frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} - \frac{1}{\sigma_b^2} \right) \quad (30)$$

$$p = \left[ \frac{2R_0(\sigma_b - \sigma_{90})}{(1 + R_0)\sigma_0^2} - \frac{2R_{90}\sigma_b}{(1 + R_{90})\sigma_{90}^2} + \frac{c}{\sigma_0} \right] \left( \frac{1}{\sigma_0} + \frac{1}{\sigma_{90}} - \frac{1}{\sigma_b} \right)^{-1} \quad (31)$$

$$q = \left[ \frac{2R_{90}(\sigma_b - \sigma_{90})}{(1 + R_{90})\sigma_{90}^2} - \frac{2R_0\sigma_b}{(1 + R_0)\sigma_0^2} + \frac{c}{\sigma_{90}} \right] \left( \frac{1}{\sigma_0} + \frac{1}{\sigma_{90}} - \frac{1}{\sigma_b} \right)^{-1} \quad (32)$$

Inne podejście do opisu odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych zaprezentował Frédéric Barlat. Pierwszą funkcję odkształceń plastycznych w materiałach anizotropowych przedstawił on w 1989 roku (hipoteza Barlat-89) [10]. Funkcja przyjmuje postać:

$$f(\sigma) = a|K_1 + K_2|^M + a|K_1 - K_2|^M + c|2K_2|^M = 2\bar{\sigma}^M \quad (33)$$

gdzie:

$$K_1 = \frac{\sigma_{xx} + h\sigma_{yy}}{2} \quad (34)$$

$$K_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - h\sigma_{yy}}{2}\right)^2 + (p\sigma_{xy})^2} \quad (35)$$

natomiast  $M$ ,  $a$ ,  $c$ ,  $p$  oraz  $h$  stanowią parametry materiałowe [-]. Dla materiałów o strukturze krystalicznej, ściennie centrowanej FCC parametr  $M = 8$  [28]. Wartość pozostałych parametrów może zostać wyznaczona na podstawie wartości granicy plastyczności lub parametru  $R$ , jak przedstawiono w następujących zależnościach:

$$p = \left(\frac{2}{2a + 2^m c}\right)^{1/M} \frac{\sigma_0}{\tau} \quad (36)$$

gdzie  $\tau$  odpowiada granicy plastyczności w próbie ścinania [MPa].

$$h = \sqrt{\frac{R_0}{(1 + R_0)} \frac{(1 + R_{90})}{R_{90}}} \quad (37)$$

$$a = 2 - 2 \sqrt{\frac{R_0 R_{90}}{(1 + R_0)(1 + R_{90})}} \quad (38)$$

lub:

$$h = \frac{\sigma_0}{\sigma_{90}} \quad (39)$$

$$a = \frac{2(\sigma_0/\sigma_b)^M - 2|1 - h|^M}{1 + h^M - |1 - h|^M} \quad (40)$$

Rozwinięcie hipotezy z 1989 roku stanowiła sześć-parametrowa funkcja odkształceń plastycznych przedstawiona w 1991 roku (Barlat-91) [9], przyjmująca następującą postać:

$$\begin{aligned} \Phi = (3I_2)^{m/2} & \left\{ \left[ 2\cos\left(\frac{2\theta + \pi}{6}\right) \right]^m \right. \\ & + \left[ 2\cos\left(\frac{2\theta - 3\pi}{6}\right) \right]^m \\ & \left. + \left[ -2\cos\left(\frac{2\theta + 5\pi}{6}\right) \right]^m \right\} = 2\bar{\sigma}^m \end{aligned} \quad (41)$$

gdzie:

$$\theta = \arccos\left(\frac{I_3}{I_2^{3/2}}\right) \quad (42)$$

oraz:

$$\begin{aligned}
 I_2 &= \frac{\{fF\}^2 + \{gG\}^2 + \{hH\}^2}{3} \\
 &+ \frac{(aA - cC)^2 + (cC - bB)^2 + (bB - aA)^2}{54}
 \end{aligned} \tag{43}$$

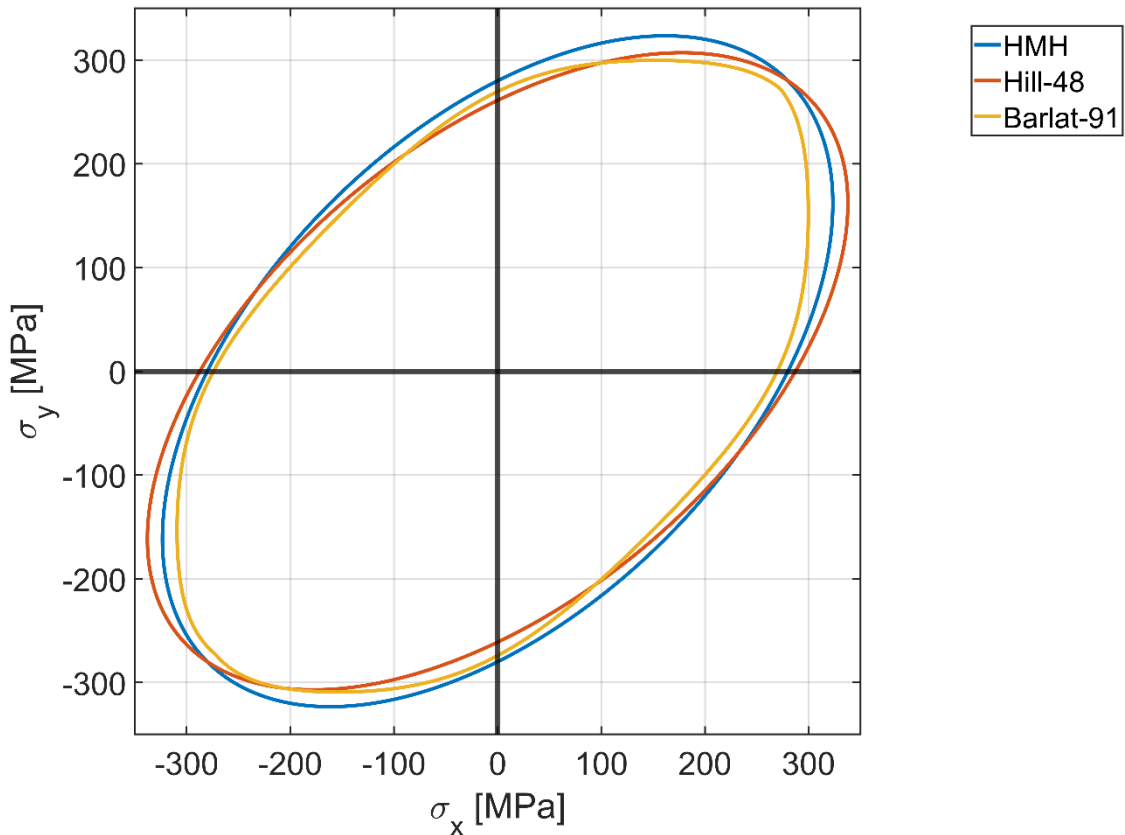
$$\begin{aligned}
 I_3 &= \frac{(cC - bB)(aA - cC)(bB - aA)}{54} + fghFGH \\
 &- \frac{(cC - bB)\{fF\}^2 + (aA - cC)\{gG\}^2 + (bB - aA)\{hH\}^2}{6}
 \end{aligned} \tag{44}$$

Tak przedstawiona funkcja jest ortotropowa oraz niezależna od ciśnienia hydrostatycznego. Współczynniki wagowe  $a$ ,  $b$ ,  $c$  wyznaczone są na podstawie jednoosiowej próby rozciągania, natomiast współczynniki  $f$ ,  $g$ ,  $h$  wyznaczone są w próbie jednoosiowego ścinania. W przypadku, gdy współczynniki  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $f$ ,  $g$ ,  $h = 1$  funkcja ma zastosowanie do opisu odkształceń plastycznych materiałów izotropowych [5, 9]. Dodatkowo pokrywa się z hipotezą HMH (w przypadku, gdy  $m = 2$  lub  $m = 4$ ) oraz hipotezą Tresci (w przypadku, gdy  $m = 1$  lub  $m = 2$ ) [5].

Dalsze prace F. Barlata doprowadziły do sformułowania kolejnych hipotez wyęźnionych dla materiałów anizotropowych, które w literaturze oznacza się jako Yld2000-2D [8, 141], dotycząca naprężeń płaskich w stopach aluminium oraz Yld2004-18p [7], która stanowi rozszerzenie hipotezy Barlat-91 i wykorzystuje osiemnaście parametrów do opisu odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych.

W przypadku kształtowania elementów giętych, gdzie ruch narzędzia powoduje odkształcenie w jednej płaszczyźnie na raz, hipotezami wystarczającymi do opisu odkształceń materiałów anizotropowych są podstawowe hipotezy Hill-48 oraz Barlat-91, które są szeroko stosowane ze względu na prostotę zastosowania oraz wystarczającą dokładność odwzorowania powierzchni płynięcia. W porównaniu do izotropowej hipotezy HMH (Rys. 13) można zauważyć, że różnice wynikające z zastosowania wymienionych hipotez dotyczą kształtu powierzchni plastyczności w zależności od kierunku obciążenia. Ze względu na zastosowanie funkcji potęgowej w przypadku modelu Barlata, możliwe jest odwzorowanie nieliniowego zachowania

materiału w czasie odkształcania, co sprawdza się szczególnie w bardziej złożonych przypadkach kształtowania, na przykład w tłoczeniu.



Rys. 13. Porównanie kształtu powierzchni płynięcia dla modeli Hill-48, Hill-91 oraz Barlat-91

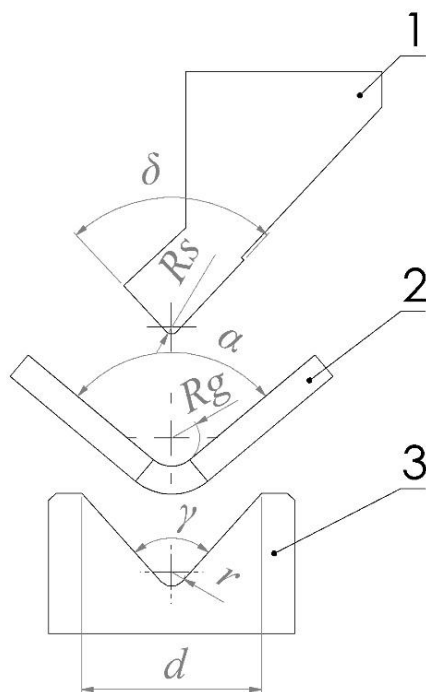
Mimo powszechnego zastosowania hipotez wyężeniowych Hilla oraz Barlata w opisie odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych, także inni badacze proponowali własne rozwiązania na przestrzeni lat. Do najważniejszych można zaliczyć hipotezę Karafillisa-Boyce'a z 1993 roku [64], która oparta jest na opisie tensorowym oraz pozwala na opis materiałów anizotropowych, nieortotropowych. Do opisu materiałów ortotropowych można wykorzystać także hipotezę W. Hu z 2005 roku [59], która oparta jest o analizę tensora naprężeń, a także hipotezę O. Cazacu z 2006 roku [21], która powstała na podstawie analizy dewiatora naprężeń. W 2011 roku F. Yoshida przedstawił równanie wielomianowe szóstego stopnia dla odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych [142], które znajduje zastosowanie do opisu kształtowania blach stalowych.

## 2.2. Technologiczna charakterystyka procesu gięcia

Gięcie zalicza się do metod obróbki plastycznej. Można wyróżnić gięcie blach, rur, kształtowników, prętów oraz drutów [31]. Od strony realizacji procesu wyróżnia

się gięcie na prasach, gięcie na walcach oraz gięcie przez przeciąganie, przy czym gięcie na prasach jest sposobem najbardziej rozpowszechnionym w przemyśle [31]. Przedstawiona praca koncentruje się na aspekcie kształtowania blach z wykorzystaniem gięcia na prasach, dlatego pozostałe metody nie będą szerzej omawiane.

Operacje gięcia na prasach można podzielić na trzy grupy – podstawowym procesem jest wyginanie, gdzie kształtowanie materiału odbywa się z wykorzystaniem stempla opadającego na blachę umieszczoną w matrycy. Dociśnięcie materiału do jej ścian powoduje zagięcie wzdłuż linii gięcia wyznaczonej przez oś wierzchołka stempla. W operacjach wyginania wykorzystywane są matryce typu V (Rys. 14).

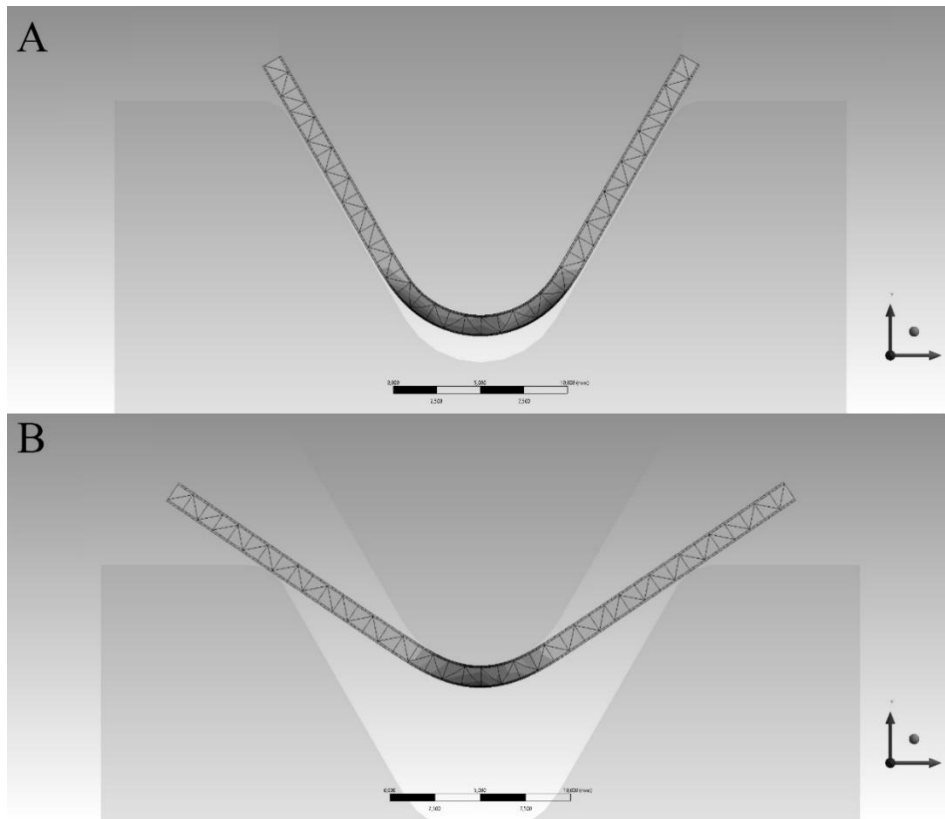


Rys. 14. Schemat procesu wyginania na matrycy typu V, 1 – stempel, 2 – gięta blacha, 3 – matryca

Charakterystycznymi wymiarami narzędzi są:  $R_s$  – promień zaokrąglenia krawędzi stempla [mm],  $\delta$  – kąt rozwarcia płaszczyzn stempla [°],  $r$  – promień zaokrąglenia dna matrycy [mm],  $\gamma$  – kąt rozwarcia płaszczyzn matrycy [°],  $d$  – szerokość rowka matrycy [mm]. Kąt  $\alpha$  [°] – oznacza kąt zagięcia arkusza pod działaniem siły nacisku stempla, natomiast  $R_g$  [mm] określa promień gięcia blachy.

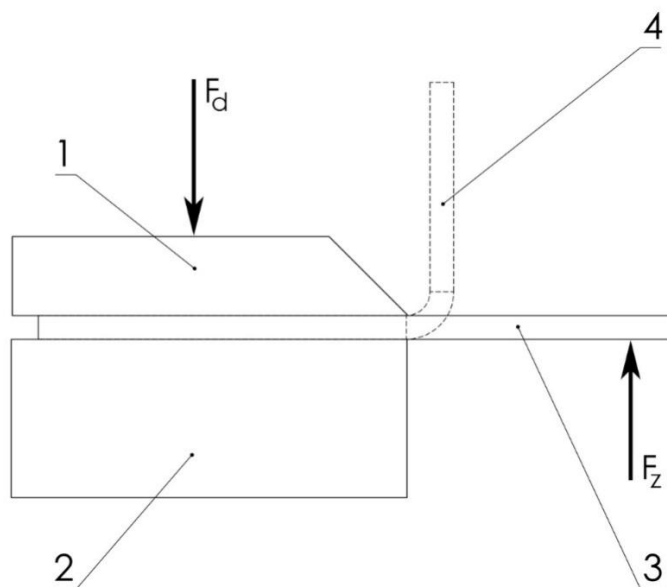
W przypadku wyginania można wyróżnić dwa typy operacji. Jest to gięcie swobodne, gdzie stempel nie dociska kształtowanej blachy do ścian matrycy, a kąt

zagięcia arkusza jest mniejszy niż kąt zawarty pomiędzy płaszczyznami matrycy, oraz tłoczenie, gdzie występuje pełne dociśnięcie materiału do ścian narzędzia (Rys. 15).



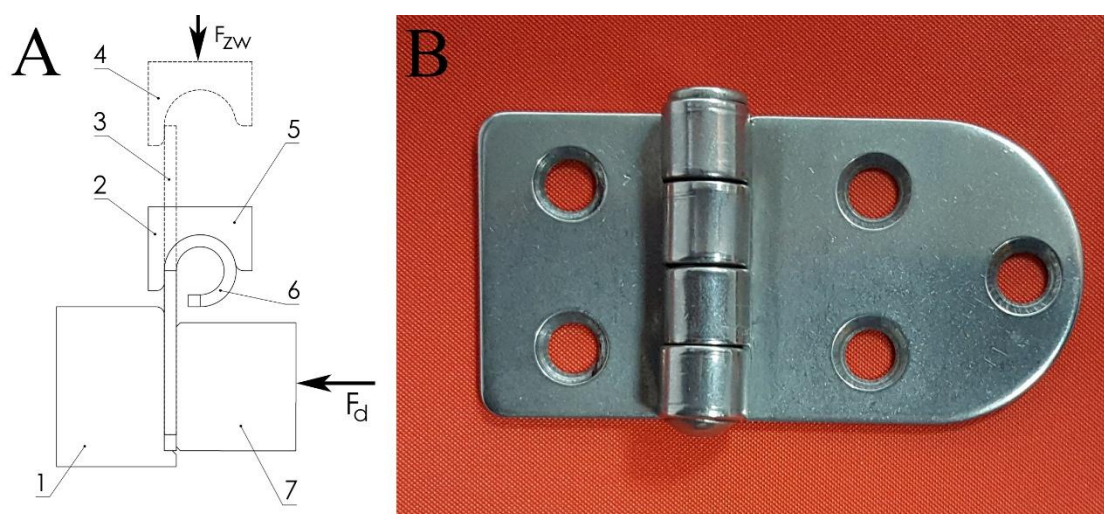
Rys. 15. Różnica pomiędzy tłoczeniem (A) a gięciem swobodnym (B) w przypadku wyginania blachy

Zaginanie polega na unieruchomieniu kształtowanego arkusza przez belkę dociskającą, a następnie kształtowaniu poprzez uniesienie ruchomego ramienia gnącego. Linię gięcia wyznacza krawędź belki dociskającej, natomiast zaginany wyrób pozycjonowany jest w maszynie za pomocą ruchomych zderzaków (Rys. 16).



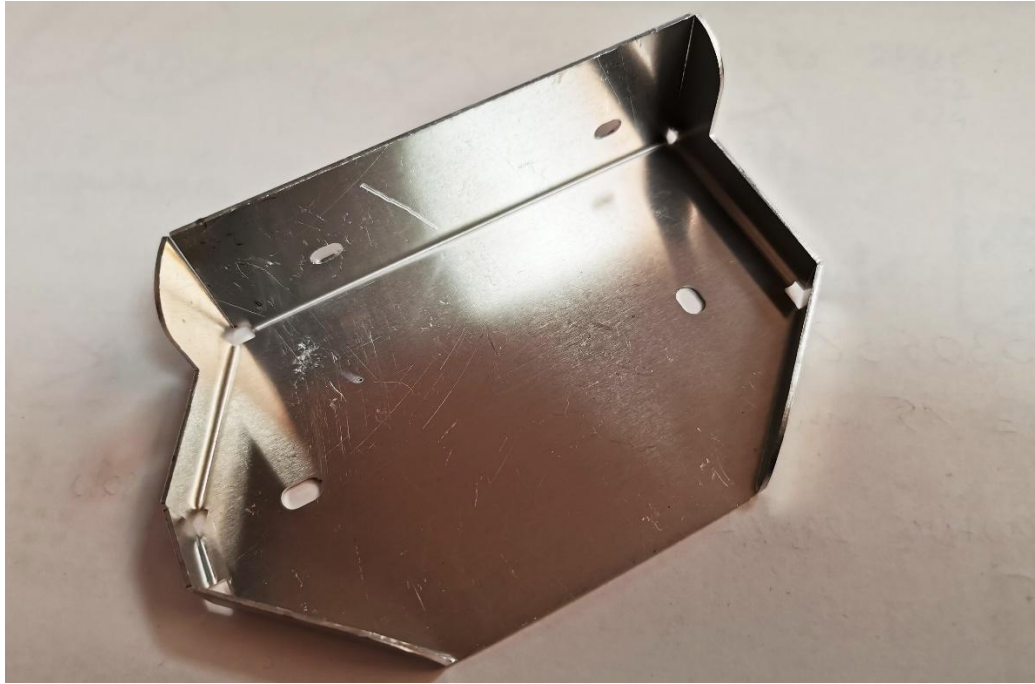
Rys. 16. Schemat procesu zginania, 1 – belka dociskająca, 2 – stół, 3 – blacha przed gięciem, 4 – wyrób zagięty,  $F_d$  – siła dociskająca,  $F_z$  – siła zginająca

Trzecim rodzajem gięcia na prasach jest zwijanie, pozwalające na uzyskanie fragmentów o przekroju cylindrycznym. Wymaga to zastosowania kształtowych narzędzi gnących (Rys. 17).



Rys. 17. Schemat procesu zwijania (A) oraz obraz przykładowego wyrobu wykonanego tą techniką (B). 1 – belka oporowa, 2 – stempel w położeniu końcowym, 3 – blacha przed zwijaniem, 4 – stempel w położeniu początkowym, 5 – wyrób po zwijaniu, 6 – belka dociskająca,  $F_{zw}$  – siła nacisku na stempel,  $F_d$  – siła dociskająca

Szczególnie proces wyginania znajduje szerokie zastosowanie w przemyśle, ponieważ pozwala na kształtowanie skomplikowanych elementów o wielu zgięciach, gdzie linie gięcia nie są równoległe do siebie (Rys. 18).



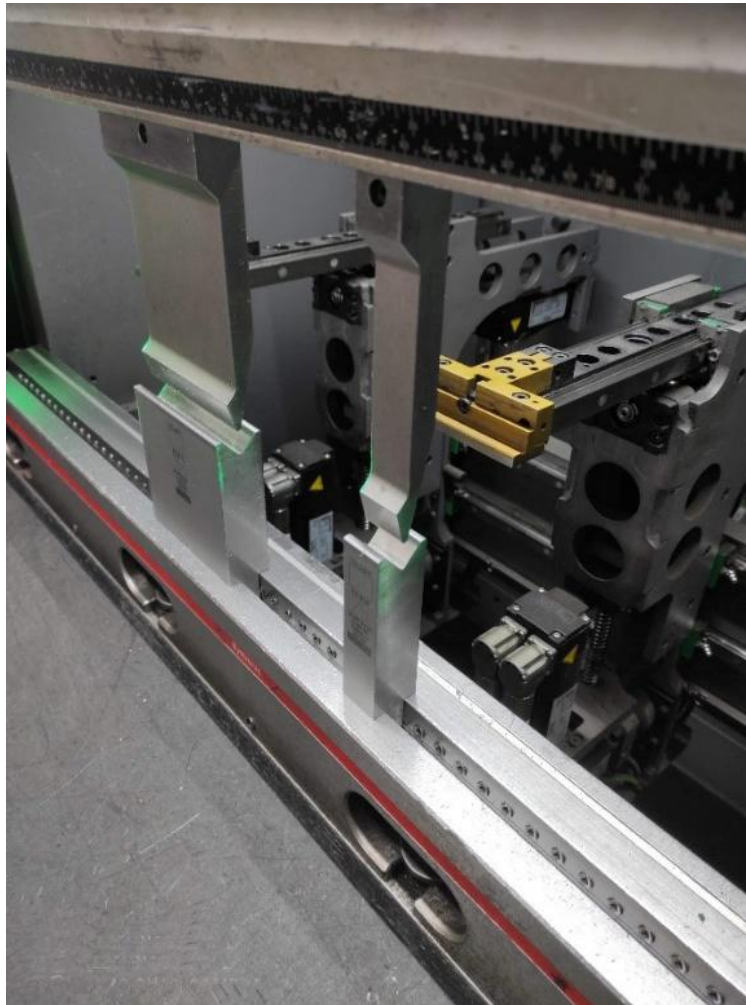
Rys. 18. Obraz przykładowego wyrobu wykonanego poprzez wyginanie na prasie. Widoczne jest sześć gięć z różną orientacją linii gięcia względem kierunku walcowania

Współcześnie procesy gięcia na prasach wykonuje się głównie z wykorzystaniem pras krawędziowych CNC (Rys. 19). Z punktu widzenia konstrukcji typową prasą do wyginania blach jest prasa hydrauliczna pionowa, z górnym napędem. Często stosowane są prasy dwupunktowe [31].



Rys. 19. Obraz prasy do wyginania blach Trumpf TrumaBend V85S

Wyginanie przeprowadza się z wykorzystaniem odpowiednio ukształtowanego stempla i matrycy (Rys. 20), większość współczesnych pras wyposażona jest w dodatkowe zderzaki służące dokładnemu pozycjonowaniu wyginanej blachy.



Rys. 20. Obraz narzędzi gnących zamocowanych we współczesnej prasie krawędziowej, w tle widoczny zderzak służący do pozycjonowania blachy.

Sterowanie CNC pozwala na pełną kontrolę nad procesem. Przykładowo prasa TumaBend V85S (Rys. 19) posiada sześć osi roboczych:

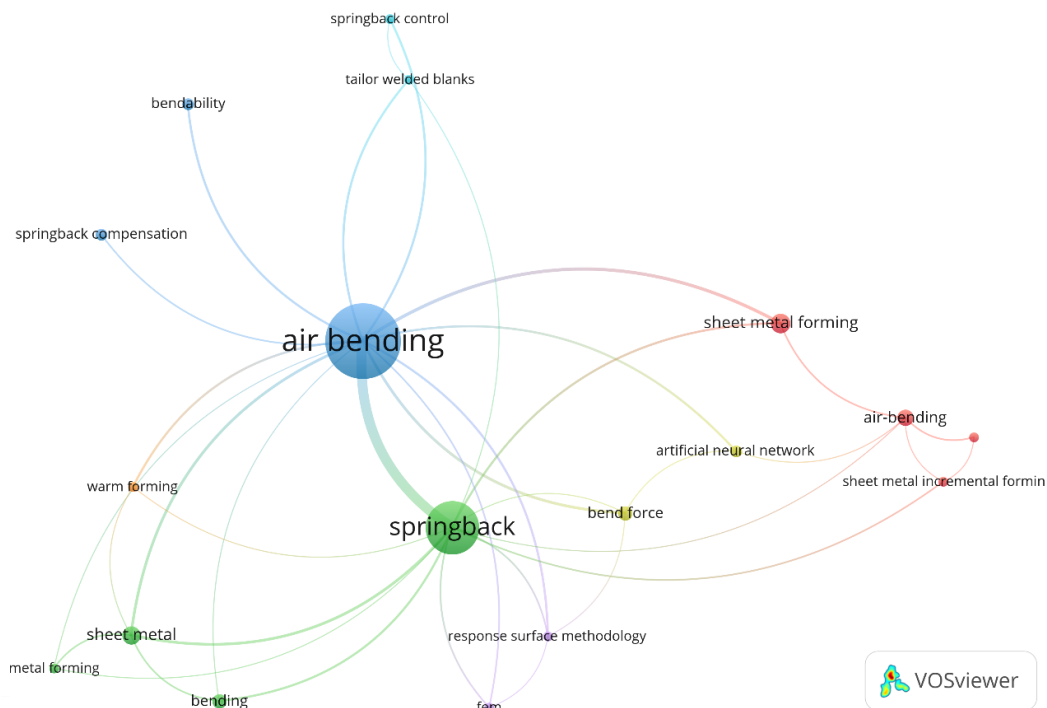
- $Y_1$ ,  $Y_2$  – posuw pionowy belki gnącej. Ze względu na wykorzystanie dwóch tłoków hydraulicznych do sterowania przypisane są dwie osie. Synchronizacja przemieszczenia jest realizowana za pomocą czujników liniowych oraz zaworów proporcjonalnych.
- $X$  – pozycjonowanie zderzaka w kierunku przód – tył.
- $R$  – pozycjonowanie zderzaka w kierunku góra – dół.

- $Z_1, Z_2$  – ruch palców zderzaka w kierunku prawo – lewo. Sterowanie palcami zderzaka odbywa się niezależnie, stąd przypisanie dwóch osi.

Do większości pras można zamocować więcej niż jeden komplet narzędzi, co pozwala zredukować czas potrzebny na przezbrajanie maszyny (Rys. 20).

### 2.3. Wpływ parametrów procesu wyginania na matrycy typu V na jakość technologiczną produktu

Jak przedstawia mapa powiązań słów kluczowych wykonana na podstawie artykułów naukowych dostępnych w bazie Scopus (Rys. 21), większość aktualnych publikacji naukowych z zakresu wyginania blach skupia się na ocenie, przewidywaniu oraz przeciwdziałaniu zjawisku powrotu sprężystego. Selekcji artykułów dokonano na podstawie słowa kluczowego *air bending* (wyginanie swobodne) oraz zawężając dziedziny artykułów do inżynierii mechanicznej oraz inżynierii materiałowej. W mapie powiązań uwzględniono tylko słowa kluczowe występujące w co najmniej trzech publikacjach. Można zauważyć silne powiązanie pomiędzy słowami kluczowymi *air bending* oraz *springback*. Siła powiązania pomiędzy tymi słowami kluczowymi wynosi 23, co oznacza, że te dwa słowa kluczowe występują łącznie w dwudziestu trzech publikacjach, spośród dziewięćdziesięciu ośmiu spełniających kryteria wyszukiwania. Stanowi to 23,5% ogółu publikacji.

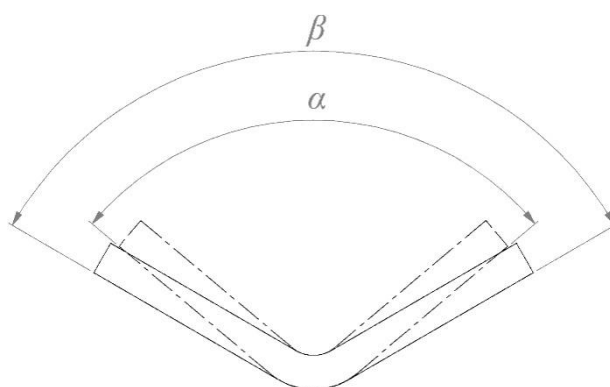


Rys. 21. Mapa współwystępowania słów kluczowych w publikacjach dotyczących wyginania swobodnego opracowana w programie VOSviewer

Według analizy stanu wiedzy dla jednoznacznej oceny skali zjawiska powrotu sprężystego wprowadzono bezwymiarowy współczynnik, zwany współczynnikiem sprężynowania –  $K$  (Rys. 22), który definiuje się następująco:

$$K = \frac{\beta}{\alpha} \quad (45)$$

gdzie:  $K$  – współczynnik sprężynowania [-],  $\beta$  – rzeczywisty kąt wygięcia blachy (po odciążeniu) [°],  $\alpha$  – kąt wygięcia pod działaniem obciążenia [°] [49].



Rys. 22. Schemat zjawiska powrotu sprężystego:  $\alpha$  – kąt zagięcia pod działaniem obciążenia [°],  $\beta$  – kąt rzeczywisty (po odsprężynowaniu) [°].

W publikacji [37] przedstawiono bezwymiarową formułę pozwalającą na wyznaczenie współczynnika  $K$ , przy założeniu, że wyginanie odbywa się na matrycy typu V oraz kąt gięcia wynosi  $90^\circ$ , wtedy:

$$K = -25,54 \cdot Z_k^3 + 17,91 \cdot Z_k^2 - 5,85 \cdot Z_k + 1,08 \quad (46)$$

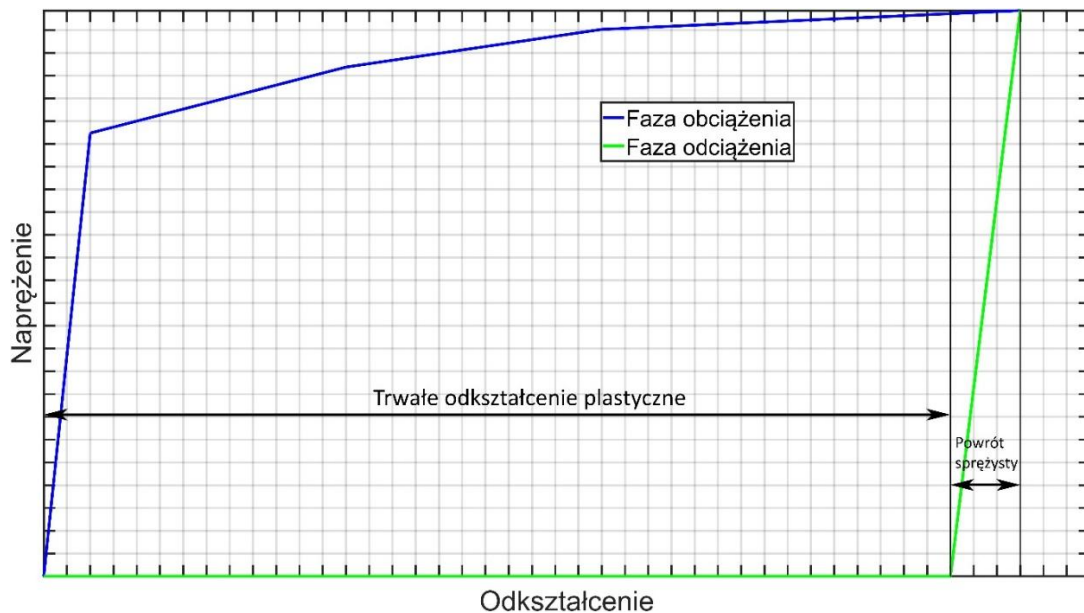
natomiast współczynnik  $Z_k$  przyjmuje wartość:

$$Z_k = \frac{R_e}{E} \cdot \frac{R_g}{h} \quad (47)$$

gdzie:  $R_e$  – granica plastyczności [MPa],  $E$  – moduł Younga [MPa],  $R_g$  – promień gięcia [mm],  $h$  – grubość blachy [mm].

Jako parametry wpływające na wartość współczynnika sprężynowania można zatem wskazać właściwości wytrzymałościowe kształtowanego materiału (granica plastyczności, moduł sprężystości postaciowej), a także czynniki technologiczne (grubość blachy, promień gięcia). Zjawisko powrotu sprężystego wynika bezpośrednio z własności sprężysto plastycznych materiału. Podczas kształtowania, po

przekroczeniu granicy plastyczności, w materiale zostają wprowadzone nieodwracalne odkształcenia plastyczne. W fazie odciążania następuje ustąpienie odkształceń sprężystych (Rys. 23).

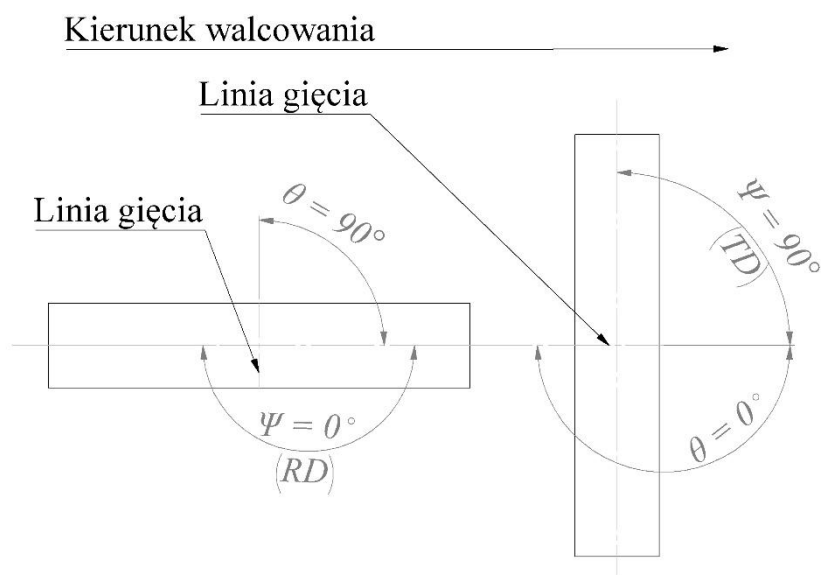


Rys. 23. Wykres naprężenie – odkształcenie w czasie fazy obciążania oraz odciążania blachy w procesie kształtowania plastycznego

Ponadto w procesie ma miejsce zjawisko występowania stref poddawanych wysokim naprężeniom ściskającym (od strony stempla), a także rozciągającym (od strony matrycy). Natomiast w warstwie neutralnej naprężenia są bliskie zeru. Po zdjęciu obciążenia warstwa neutralna, odkształcona sprężysto, wykazuje tendencję do prostowania arkusza, natomiast znacznie odkształcone warstwy zewnętrzne przeciwdziałają temu zjawisku, co powoduje występowanie naprężeń resztkowych w strefie gięcia. W praktyce naukowej można zauważyć różne podejście do oceny zjawiska powrotu sprężystego. W pracy [14] przedstawiono podejście analityczne wraz ze sprawdzeniem równania opisanego w pracy [37]. Na podstawie danych eksperymentalnych, zaproponowano równania regresyjne pozwalające na przewidywanie kąta powrotu sprężystego. W artykule wykazano wysoką korelację uzyskanych równań z danymi eksperymentalnymi dla stali o wysokiej wytrzymałości serii DP600 – DP1000.

Autorzy wielu publikacji stwierdzają, że istotnym czynnikiem wpływającym na jakość wyrobu jest orientacja linii gięcia względem kierunku walcowania arkusza. W pracach [42] oraz [102] wykazano, że najmniejszą wartość kąta sprężynowania uzyskuje się dla próbek wyciętych zgodnie z kierunkiem walcowania blachy. Przy

czym należy rozróżnić pojęcia orientacja próbki –  $\Psi$  [°] oraz kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania –  $\theta$  [°]. Orientacja próbki  $\Psi = 0^\circ$  oznacza, że gięcie następuje przy kącie  $\theta = 90^\circ$  (Rys. 24). Zamiennie spotyka się oznaczenie orientacji wyrobów jako RD (ang. *Rolling Direction*), czyli zgodnie z kierunkiem walcowania ( $\Psi = 0^\circ$ ) oraz TD (ang. *Transverse Direction*) – poprzecznie do kierunku walcowania ( $\Psi = 90^\circ$ ).



Rys. 24. Ilustracja pojęć orientacja próbki –  $\Psi$  [°] oraz kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania blachy –  $\theta$  [°]

Podobne wnioski przedstawiono w publikacji [4], gdzie analizie poddano zjawisko powrotu sprężystego stali CK67. Wykazano, że najlepsze wyniki, jeśli chodzi o minimalizację kąta powrotu sprężystego uzyskuje się przy gięciu prostopadle do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ), jednak nie zawsze jest to możliwe ze względów technologicznych. W artykule wykazano także, że odpowiedni dobór promienia gięcia –  $R_g$  pozwolił na znaczne ograniczenie powrotu sprężystego. Potwierdzono także wpływ grubości arkusza na wartość współczynnika sprężynowania –  $K$ .

Inne podejście przedstawiono w artykule [11], gdzie autorzy przedstawili algorytm predykcji zjawiska powrotu sprężystego oparty o sieci neuronowe i algorytmy wnioskowania rozmytego. Jako główne czynniki decydujące o wartości współczynnika sprężynowania autorzy uznali grubość blachy oraz promień gięcia [4, 37] oraz orientację linii gięcia względem kierunku walcowania [4]. W opracowaniach [44] oraz [46] przedstawiono analizę wpływu szerokości rowka matrycy –  $d$  [mm] na wielkość kąta sprężynowania w wyginaniu swobodnym na

matrycy typu V. Wykazano, że zwiększenie tej szerokości rzutuje negatywnie na wartość współczynnika sprężynowania. Ponadto, w artykule poczyniono ciekawą obserwację, że kąt sprężynowania jest zależny także od grubości zastosowanej powłoki galwanicznej i jest on tym większy, im grubszą powłokę naniesiono na materiał bazowy. Do podobnych wniosków odnośnie zastosowania powłok galwanicznych doszli autorzy publikacji [98], gdzie wykazano, że zastosowanie powłoki niklowej o grubości 20  $\mu\text{m}$  zauważalnie zwiększyło wartość współczynnika  $K$ . Autorzy publikacji powiązali te zjawisko z faktem zmniejszenia tarcia pomiędzy blachą a narzędziami gnącymi. Wpływ współczynnika tarcia pomiędzy materiałem a narzędziami wykazano także w pracy [129], z zaznaczeniem, że jest on niewielki.

Podobnie jak w poprzednich opracowaniach autorzy publikacji [96] wykazali istotny wpływ parametrów takich jak promień gięcia –  $R_g$ , oraz grubość blachy –  $h$ . W cytowanym artykule wykazano także, że zachowanie stałej proporcji pomiędzy promieniem gięcia a grubością obrabianego materiału nie zmienia wartości współczynnika sprężynowania.

Bazując na modelu numerycznym, autorzy publikacji [131] wykazali, że w przypadku wyginania stali DC04 istotnym parametrem decydującym o wartości kąta sprężynowania jest kąt gięcia blachy –  $\alpha$ . Był on wyrażony głębokością zagłębienia stempla w matrycę. Udowodniono, że zwiększenie kąta wygięcia zmniejsza współczynnik sprężynowania. Podobnie jak w cytowanych wcześniej publikacjach wykazano wpływ orientacji linii gięcia względem kierunku walcowania. Rozwinięcie cytowanych rozważań przedstawiono w artykule [130], gdzie, ci sami autorzy, proponują ulepszenie predykcji współczynnika sprężynowania poprzez zastosowanie sztucznych sieci neuronowych oraz algorytmów genetycznych. Jako szczególnie ważne parametry decydujące o wielkości współczynnika sprężynowania autorzy podają kąt wygięcia, a także orientację linii gięcia. Pozostałe wnioski pokrywają się z przedstawionymi wcześniej.

W pracy [137] przedstawiono analizę wpływu naprężeń resztkowych pochodzących z procesu walcowania blachy na proces gięcia. Wynioskowano, że statyczna próba rozciągania nie jest odpowiednim sposobem wykrywania tych naprężeń, gdyż mają one nieznaczny wpływ na jej wynik. Natomiast w przypadku próby zginania wykazano ich znaczący wpływ na przebieg procesu. Ocenę zmian zachodzących w materiale po procesie wyginania przedstawiono także w pracy [93],

gdzie analizowano występowanie wzdłużnych odkształceń reszkowych po zakończeniu procesu. Za pomocą analiz numerycznych wykazano, że największe odkształcenia reszkowe obserwuje się na krawędziach blachy, ponieważ w tych miejscach materiał nie jest w żaden sposób ograniczony w kierunku poprzecznym.

Mimo, że zjawisku powrotu sprężystego poświęca się bardzo wiele uwagi w aktualnej literaturze, nie jest to jedyne badane zjawisko powiązane z procesami gięcia. Autorzy publikacji [83] analizowali zagadnienie umiejscowienia odkształceń w materiale podczas procesu wyginania, a także opisali mechanizm powstawania pęknięć wyrobu na skutek nadmiernego wygięcia, biorąc pod uwagę strukturę stopu. Na przykładzie stopu aluminium AA6016 wykazano, że uszkodzenie na skutek nadmiernego odkształcenia ma swój początek na granicy ziaren materiału. Dodatkowo udowodniono, że ma to miejsce w obrębie ziaren przypowierzchniowych. Rozwinięciem tych rozważań są wnioski przedstawione w pracy [92]. Autorzy przeanalizowali możliwość zwiększenia podatności na gięcie stopów aluminium AA6016 oraz AA6016X analizując zależność pomiędzy strukturą stopu, stopniem odkształcenia plastycznego oraz pęknięciem wyrobu. Wykazano, że regiony, w których dochodzi do pęknięć na granicach ziaren wykazują wysoki stopień ich dezorientacji, wynoszący między  $40^\circ$  a  $60^\circ$ . Udowodniono też, że pękanie ma charakter wyraźnie międzyziarnowy.

Podsumowując należy stwierdzić, że zjawisko powrotu sprężystego determinowane jest przez dwie grupy czynników – materiałowe oraz technologiczne. Do grupy czynników materiałowych należy zaliczyć własności wytrzymałościowe kształtowanego materiału, w szczególności moduł Younga –  $E$ , granicę plastyczności –  $R_e$  oraz ewentualną obecność i grubość powłok naniesionych na materiał bazowy. Do grupy czynników technologicznych należą kąt gięcia –  $\alpha$ , promień gięcia –  $R_g$ , oraz kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania –  $\theta$  (zamiennie orientacja próbki względem kierunku walcowania –  $\psi$ ).

## **2.4. Modelowanie numeryczne procesów gięcia elementów z blach**

Wiele z cytowanych w poprzednim rozdziale publikacji wykorzystywało analizy numeryczne procesu wyginania jako uzupełnienie badań eksperymentalnych. Jak przedstawiono w publikacji [131] modelowanie numeryczne procesu gięcia przebiega dwutorowo i składa się z modelowania odkształceń plastycznych z wykorzystaniem

odpowiednio dobranej funkcji odkształceń (na przykład Barlat-91 lub Hill-90) oraz modelowania krzywej umocnienia.

Umocnienie materiału jest zjawiskiem, gdzie, w wyniku plastycznego odkształcenia struktury, dochodzi do lokalnego zwiększenia parametrów takich jak granica plastyczności, wytrzymałość na rozciąganie oraz twardość, przy jednoczesnym zmniejszeniu udarności i plastyczności [107]. W praktyce stosuje się kilka podstawowych modeli umocnienia materiału, możliwe jest także założenie, że materiał jest idealnie plastyczny i zjawisko umocnienia nie występuje. Można wyróżnić umocnienie izotropowe, a także anizotropowe oraz mieszane [13]. W przypadku umocnienia izotropowego powierzchnia plastycznego płynięcia powiększa się symetrycznie, z zachowaniem pierwotnej postaci [54]. Parametr wzmocnienia  $k$  przyjmuje wartość zerową, w przypadku, gdy analizowany materiał nie jest odkształcony. W przypadku wzmocnienia izotropowego powierzchnia plastyczności powiększa się niezależnie od sposobu obciążenia i jest to zależne jedynie od wartości współczynnika wzmocnienia –  $k$ .

W praktyce stosuje się trzy podstawowe prawa umocnienia izotropowego. Kryterium Ludwik’a [78], która wyraża się wzorem:

$$\sigma_u = \sigma_0 + k\varepsilon^{n_u} \quad (48)$$

gdzie:  $\sigma_u$  – naprężenie uplastyczniające [MPa],  $\sigma_0$  – początkowa granica plastyczności [MPa],  $k$  – współczynnik umocnienia [-],  $\varepsilon$  – odkształcenie plastyczne [-],  $n_u$  – wykładnik umocnienia [-]. Model ten nie uwzględnia początkowego odkształcenia materiału oraz nie zakłada występowania nasycenia przy dużych odkształceniach plastycznych, co oznacza, że naprężenie uplastyczniające, teoretycznie wzrasta do nieskończoności, wraz ze wzrostem odkształcenia. Model ten jest często stosowany w prostych analizach odkształceń plastycznych.

Kolejnym, często stosowanym modelem jest prawo Voce’a [135], które można przedstawić równaniem:

$$\sigma_u = \sigma_0 + Q(1 - e^{-k\varepsilon}) \quad (49)$$

gdzie:  $\sigma_u$  – naprężenie uplastyczniające [MPa],  $\sigma_0$  – początkowa granica plastyczności [MPa],  $k$  – współczynnik umocnienia [-],  $\varepsilon$  – odkształcenie plastyczne [-],  $Q$  – maksymalny wzrost naprężenia [MPa]. Model ten charakteryzuje się

uwzględnieniem zjawiska nasycenia, co pozwala stosować go do opisu zjawisk uwzględniających wysokie odkształcenia.

Inne podejście przedstawia prawo Swift'a [118], gdzie wartość naprężenia uplastyczniającego wyrażono jako funkcję odkształcenia, jednak z uwzględnieniem odkształcenia początkowego:

$$\sigma_u = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^{n_u} \quad (50)$$

gdzie:  $\sigma_u$  – naprężenie uplastyczniające [MPa],  $k$  – współczynnik umocnienia [-],  $\varepsilon_0$  – początkowe odkształcenie plastyczne materiału [-],  $\varepsilon$  – odkształcenie plastyczne [-],  $n_u$  – wykładnik umocnienia [-]. Model ten jest często wykorzystywany do opisu odkształceń materiałów metalowych.

Anizotropowe modele umocnienia, zawarte w modelach opisu odkształceń plastycznych materiałów anizotropowych zostały opisane w podrozdziale 2.1.

## **2.5. Wytrzymałość zmęczeniowa elementów z materiałów metalowych**

Pojęcie wytrzymałości zmęczeniowej zostało zaproponowane już w XIX wieku przez A. Wöhlera [106], który zauważył związek pomiędzy liczbą cykli obciążenia oraz maksymalnej wartości naprężenia, jakiej poddawany jest obciążany element, co pozwała na wykreślenie krzywej S – N [138]. Od tamtego czasu wielu autorów podejmowało zagadnienia związane z wytrzymałością zmęczeniową elementów wykonanych ze stopów metali.

W pracy [57] przedstawiono wyniki analizy niskocyklowej wytrzymałości elementów ze stopu aluminium 7050. Potwierdzono, że wytrzymałość zmęczeniowa maleje wraz ze wzrostem amplitudy odkształceń. Bazując na analizie metalograficznej stopu wykazano także, że do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego dochodzi na granicy grubych, rekrytalizowanych ziaren przypowierzchniowych. Ponadto udowodniono, że wysokie odkształcenia plastyczne, zwiększające współczynnik rekrytalizacji prowadzą do wcześniejszej inicjacji mikropęknięć, co skutkuje zmniejszeniem wytrzymałości zmęczeniowej. W pracy [120] autorzy badali wytrzymałość zmęczeniową elementów ze stopu aluminium 6061-T6. Wykazali oni, że kierunek propagacji pęknięcia zmęczeniowego ma wyraźnie anizotropowy charakter i pęknięcie postępuje znacznie łatwiej na powierzchni materiału, a penetracja w głąb jest utrudniona. Podobne wnioski przedstawiono w pracy [115], gdzie analizując elementy

ze stopu tytanu Ti-Al6-2Sn-4Zr-6Mo autorzy dowiedli, że lokalna niejednorodność struktury rzutuje negatywnie na wytrzymałość zmęczeniową materiału, nawet pochodzącego z jednej partii produkcyjnej. Ponadto zauważono związek pomiędzy kształtem linii pęknięcia, a liczbą cykli, po której powstało. Pęknięcia powstające po stosunkowo niewielkiej liczbie obciążeń mają kształt zbliżony do linii prostej, natomiast im większa liczba cykli do pęknięcia, tym bardziej rozwinięty kształt ma jego linia. Dodatkowo, autorzy wskazują, że w przypadku natrafienia na niekorzystnie, w kontekście dalszej propagacji, usytuowane ziarno materiału następuje zmiana kierunku przyrostu pęknięcia.

Należy zauważyć, że w początkowej fazie przyrost pęknięcia zmęczeniowego jest powolny, aż do osiągnięcia wartości granicznej, po przekroczeniu której następuje gwałtowny wzrost prędkości propagacji, wnioski takie przedstawiono w pracy [29], bazując na analizie elementów ze stali nierdzewnej AISI 304. Podobnie jak w pracach [82] i [115] wykazano, że inicjacja pęknięcia zachodzi na granicy ziaren stopu. W cytowanej pracy wykazano także, że tempo przyrostu pęknięcia jest proporcjonalne do jego długości.

Kolejnym czynnikiem mającym wpływ na prognozowaną wytrzymałość zmęczeniową jest mikrostruktura powierzchni materiału co dowiedziono w pracach [82, 94, 117], gdzie wykazano także, że wzrost chropowatości powierzchni materiału powoduje zmniejszenie liczby cykli do zniszczenia próbki.

Znany jest podział rodzajów wytrzymałości zmęczeniowej ze względu na prognozowaną liczbę cykli do zniszczenia, a tym samym na mechanizmy zniszczenia zmęczeniowego. Klasyczny podział obejmuje wytrzymałość wysokocyklową HCF (ang. *high-cycle fatigue*) oraz niskocyklową LCF (ang. *low-cycle fatigue*). Niektórzy badacze dodatkowo wyróżniają wytrzymałość ekstremalnie niskocyklową ELCF (ang. *extremely low-cycle fatigue*). Wytrzymałość wysokocyklową, określa poziom cyklicznych naprężeń i jest ona powiązana z ich relatywnie niską wielkością, gdzie odkształcenie przebiega w zakresie sprężystym. Typowa wytrzymałość w przypadku HCF przekracza dziesięć tysięcy cykli [79]. Dla odmiany wytrzymałość niskocyklową definiuje poziom cyklicznych odkształceń plastycznych. Poziom naprężeń podczas cyklu pracy jest wystarczający do zaindukowania odkształceń sprężystych oraz plastycznych w czasie pojedynczego cyklu. W przypadku LCF prognozowana wytrzymałość nie przekracza dziesięciu tysięcy cykli [122]. Ostatni przypadek

– wytrzymałość ekstremalnie niskocyklowa, również jest definiowany przez cykliczne odkształcenia plastyczne, z zaznaczeniem, że są one na tyle wysokie, że powodują niemal ciągły stan uplastycznienia w strefie krytycznej. Przewidywana wytrzymałość jest bardzo niska i nie przekracza stu cykli. Pod względem mechaniki pęknięcia przypadek ten jest bardzo bliski rozerwaniu materiału podczas statycznej próby rozciągania [71].

## **2.6. Modelowanie numeryczne zagadnień wytrzymałości zmęczeniowej elementów wykonanych z metali**

Wykorzystanie metod symulacyjnych, w tym metody elementów skończonych do przewidywania wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów nie jest zagadnieniem nowym i jest z powodzeniem stosowane zarówno w praktyce naukowej, jak i przemysłowej. Pierwsze analizy numeryczne opisujące propagację pęknięcia zmęczeniowego w przypadku zjawiska pittingu opisano już pod koniec lat 90 XX wieku [40], następnie były one kontynuowane oraz rozwijane przez innych autorów – [34, 109]. Wraz z rozwojem metod numerycznych, a także wzrostem mocy obliczeniowej komputerów możliwe było analizowanie bardziej złożonych przypadków. Możliwe stało się modelowanie zagadnień trójwymiarowych, a także uwzględnienie struktury krystalograficznej stopu w celu przewidywania lokalizacji oraz liczby cykli, po których nastąpi inicjacja pęknięcia [73]. Najnowsze artykuły w tym zakresie skupiają się na zaawansowanych analizach łączących różne modele propagacji pęknięcia, jak opisano w pracy [23], gdzie autorzy podjęli się połączenia dwóch powszechnie stosowanych metod analizy w celu zwiększenia dokładności przewidywań. Innym kierunkiem rozwoju nauki w tej dziedzinie jest analiza nowoczesnych materiałów, jak superstop GH4169 opisywany w pracy [136], gdzie dodatkowo uwzględniono wpływ obróbek powierzchniowych na zjawisko frettingu.

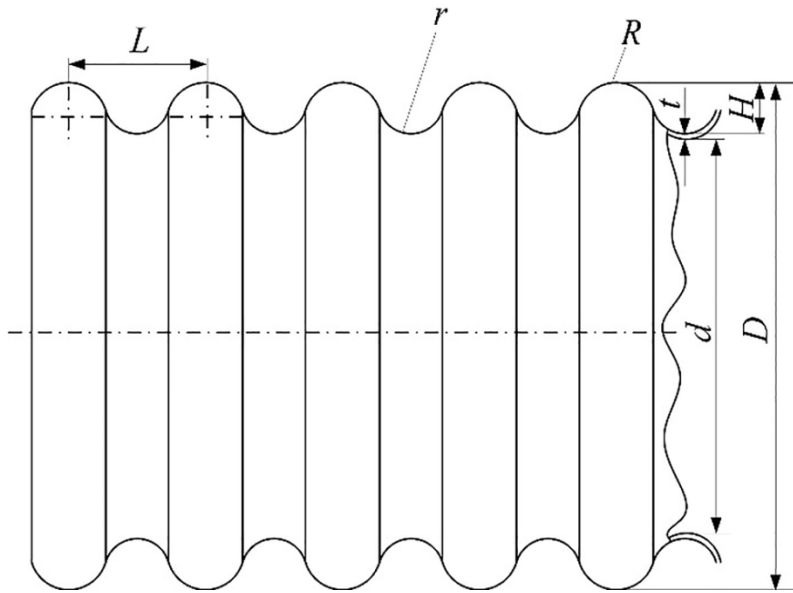
## **2.7. Wytrzymałość zmęczeniowa elementów metalowych odkształconych plastycznie**

Analiza wytrzymałości zmęczeniowej elementów poddawanych odkształceniom plastycznym jest zagadnieniem poruszonym w literaturze krajowej i zagranicznej. W pracy [35] przedstawiono wpływ zarówno procesu wykrawania jak i tłoczenia na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu. Autorzy udowodnili, że proces wykrawania istotnie zmniejsza liczbę cykli obciążenia, poprzez zwiększenie chropowatości krawędzi wyrobu. Zauważono natomiast, że naprężenia wprowadzone w skutek

obróbki plastycznej, istotnie poprawiły właściwości zmęczeniowe. Należy jednak zauważyć, że próbki poddawane badaniu nie zostały wykonane w rzeczywistym procesie tłoczenia, a naprężenie wstępne wprowadzono w wyniku statycznego rozciągania. Jednakże wykazano istotne powiązanie pomiędzy kształtowaniem plastycznym a wytrzymałością zmęczeniową. Próby doświadczalne przeprowadzono dla różnych gatunków stali konstrukcyjnych. W artykule [27] zaproponowano wykorzystanie wyników symulacji procesu kształtowania plastycznego oraz odlewania w symulacji procesu zużycia zmęczeniowego, szczególnie w zakresie oceny wpływu rozkładu efektywnego odkształcenia plastycznego w materiale. Rozważania dotyczące obróbki plastycznej przeprowadzono na podstawie mieszków ze stali nierdzewnej wytwarzanych w procesie hydroformowania. Autorzy publikacji dowiedli, że zastosowanie wyników symulacji procesu obróbki plastycznej jako danych wejściowych do symulacji zużycia zmęczeniowego pozwoliło na znaczną poprawę korelacji modeli numerycznych z wynikami doświadczeń. Wskazano także na szerokie pole zastosowania wirtualnego prototypowania z wykorzystaniem metod CAE na wdrażanie nowych rozwiązań w przemyśle.

Podobne wnioski i rozważania przedstawiono w pracy [32], gdzie zwrócono również uwagę na istotną rolę redukcji masy wyrobu w zastosowaniach branży motoryzacyjnej. Wskazano na konieczność uwzględnienia czynników takich jak zmiana grubości, a także rozkład odkształceń i naprężeń w strefie obróbki w symulacji procesów zużycia zmęczeniowego dla zwiększenia dokładności wyników oraz dalszej optymalizacji projektu pod kątem zmniejszenia masy i wydłużenia trwałości. Rozważania przeprowadzono na podstawie elementów wytłaczanych z blachy stalowej. Wykazano zwiększenie korelacji pomiędzy wynikami doświadczeń oraz symulacji uwzględniających stan materiału po obróbce plastycznej.

W jednym z najnowszych opracowań [140] przedstawiono zagadnienia propagacji pęknięcia zmęczeniowego oraz deformacji cienkościennych mieszków wykonanych ze stali nierdzewnej. Kształt oraz schemat obciążenia badanych elementów można odnieść także do elementów wykonywanych przez wyginanie. W artykule wykazano, że powtarzające się odkształcenia powodują przyrost naprężeń plastycznych w rejonie szczytów oraz dolin uformowanych na ścianach mieszka (Rys. 25, oznaczenia  $R$  oraz  $r$ ).



Rys. 25. Rysunek cienkościennego mieszka stalowego, który poddawany jest wielokrotnemu przeginananiu.  $D$  – średnica zewnętrzna [mm],  $d$  – średnica wewnętrzna [mm],  $t$  – grubość ścianki [mm],  $H$  – wysokość fali mieszka [mm],  $R$  – promień szczytu [mm],  $r$  – promień doliny [mm],  $L$  – skok fali mieszka [mm] [140]

W dużej mierze artykuł skupia się na ocenie wpływu właściwości metalograficznych materiału, z którego wykonano mieszki. Autorzy udowodnili, że redukcja wielkości ziaren, a także zwiększenie stopnia ich jednorodności znacząco poprawia wytrzymałość zmęczeniową. Podobny wpływ wykazuje zwiększenie liczby granic ziaren o niskim kącie nachylenia oraz zmniejszenie zawartości martenzytu w stopie. Jako sposoby na osiągnięcie celu, jakim jest zwiększenie wytrzymałości zmęczeniowej autorzy proponują zastosowanie obróbki cieplnej wyrobu. Zastosowanie optymalizacji struktury na drodze obróbki cieplnej pozwoliło na zmianę charakteru pęknięcia z quasi-dysocjacyjnego na ciągliwe. Zaowocowało to zmniejszeniem ilości pęknięć wtórnych, przy jednoczesnym zmniejszeniu ich szerokości. Tempo przyrostu takich pęknięć jest znacznie niższe, co owocuje zwiększeniem trwałości. Przedstawione wnioski pokrywają się z przedstawionymi w pracy [115].

Autorzy opracowania [43] podjęli zagadnienie oszacowania wpływu promienia gięcia na wytrzymałość zmęczeniową stali HSS (ang. *High Strength Steel*). Na drodze eksperymentalnej oraz symulacyjnej wykazano, że zmniejszanie promienia gięcia przekłada się na zwiększenie naprężeń w strefie obróbki, a tym samym zmniejszenie liczby cykli obciążenia do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego. Należy zauważyć, że rozważania autorów nie brały pod uwagę orientacji linii gięcia

względem kierunku walcowania. Dodatkowo wykazano istotny wpływ wybranego modelu umocnienia na wyniki symulacji. W przypadku zastosowania modelu o niższym umocnieniu następowało zmniejszenie przewidywanych cykli obciążenia.

## 2.8. Wnioski z analizy literatury

Analiza dostępnej literatury pozwala stwierdzić, że proces produkcji blach może prowadzić do anizotropii ich właściwości, co wprowadza szereg problemów technologicznych związanych z ich plastyczną przeróbką. Dodatkowo matematyczny opis odkształceń wymaga zastosowania odmiennego podejścia niż w przypadku założenia, że materiał jest izotropowy. Zamiast opisu z wykorzystaniem hipotez Hubera–Misesa–Hencky’ego (HMH), bądź Treski stosuje się opisy funkcji płynięcia plastycznego zaproponowane przez R. Hilla, F. Barlata oraz innych, współpracujących z nimi badaczy. Warto nadmienić, że badania nad poprawnym modelowaniem matematycznym odkształceń plastycznych w materiałach anizotropowych są wciąż kontynuowane [58, 101].

Proces gięcia, a w szczególności wyginanie swobodne na matrycy typu V nierozzerwalnie wiąże się ze zjawiskiem powrotu sprężystego, a co za tym idzie możliwością występowania odchyłek wymiarowych, które negatywnie rzutują na jakość technologiczną wyrobów wytwarzanych w ten sposób. Przewidywanie, przeciwdziałanie oraz minimalizacja wpływu zjawiska powrotu sprężystego są często podejmowanymi zagadnieniami w publikacjach koncentrujących się na procesach gięcia. Można zauważyć, że czynniki wpływające na wielkość współczynnika sprężynowania można podzielić na technologiczne oraz materiałowe. Do grupy czynników technologicznych należy zaliczyć kąt oraz promień gięcia, a także orientację linii gięcia względem kierunku walcowania. Wpływ kąta gięcia na współczynnik sprężynowania potwierdzono w publikacji [96], gdzie zmiana kąta gięcia z  $90^\circ$  na  $150^\circ$  spowodowała zmniejszenie kąta sprężynowania z  $5,45^\circ$  do  $0,23^\circ$ . W publikacji [4] wykazano, że dla blachy o grubości 1 mm giętej z wykorzystaniem stempla o promieniu  $R_s = 4$  mm, kąt sprężynowania wynosi odpowiednio:  $3,95^\circ$  dla orientacji  $0^\circ$ ,  $4,33^\circ$  dla orientacji  $45^\circ$  oraz  $4,64^\circ$  dla orientacji  $90^\circ$ , co potwierdza wpływ tego parametru na jakość technologiczną wyrobu. W grupie czynników materiałowych należy wymienić grubość blachy, a także moduł sprężystości oraz wartość granicy plastyczności materiału. Zwiększenie grubości blachy z 0,5 mm do 1 mm pozwoliło na zredukowanie kąta sprężynowania z  $4,04^\circ$  do  $3,24^\circ$  [4]. Podobnie

autorzy publikacji [96] osiągnęli redukcję kąta sprężynowania z  $5,45^\circ$  do  $2,45^\circ$  poprzez zwiększenie grubości blachy z 1 mm do 4 mm. Materiały o wyższej granicy plastyczności wykazują większy współczynnik sprężynowania. Jak wykazano w pracy [112] średni kąt sprężynowania stali HX420 o granicy plastyczności  $R_e = 468$  MPa wynosił  $28^\circ$ , podczas gdy dla stali DC06 o granicy plastyczności  $R_e = 157$  MPa w tych samych warunkach kąt ten wynosił  $6,93^\circ$ .

W zakresie wytrzymałości zmęczeniowej wskazać należy na istotny wpływ struktury stopu na przewidywaną liczbę cykli obciążenia. Dodatkowo można zauważyć, że obróbki poprzedzające, które zmieniają stan naprężenia w wyrobie także mogą wpływać, pozytywnie lub negatywnie, na jego wytrzymałość zmęczeniową, co udowodniono w pracy [99] porównując wstępnie odkształconą stal gatunków S355MC oraz S460MC. W przypadku stali S460MC wprowadzenie wstępnego odkształcenia plastycznego pogorszyło wytrzymałość zmęczeniową o 17% przy amplitudzie odkształcenia wynoszącej 0,012, natomiast wstępne odkształcenie stali S355MC pozwoliło na zwiększenie wytrzymałości o 58% przy odkształceniu o amplitudzie 0,015.

Biorąc pod uwagę informacje zawarte w literaturze należy przedstawić wniosek, że liczba opracowań łączących kształtowanie plastyczne przez wyginanie z aspektami wytrzymałości zmęczeniowej jest znikoma, a dostępne publikacje nie podejmują wpływu zjawiska anizotropii. Biorąc pod uwagę mechanizmy pęknięcia materiału przedstawione w pracach [83, 92] i porównując je z mechanizmami inicjacji pęknięcia zmęczeniowego, które opisano w pracach [57, 115] można jednoznacznie stwierdzić, że istnieje korelacja pomiędzy zmianą struktury materiału w strefie gięcia a prognozowaną wytrzymałością zmęczeniową gotowego wyrobu.

## ROZDZIAŁ III

# OMÓWIENIE METOD BADAWCZYCH ORAZ CELÓW NAUKOWYCH

Niniejszy rozdział przedstawia najważniejsze elementy metodologiczne i naukowe stanowiące podstawę przeprowadzonych badań. W pierwszej części omówiono wielkości wyjściowe oraz parametry wejściowe, które będą poddawane analizie, a także przedstawiono charakterystykę metod badawczych. Przedstawienie tych aspektów pozwala ocenić trafność oraz rzetelność wybranych procedur badawczych.

Kolejna część rozdziału przedstawia cele naukowe rozprawy, które wyznaczają kierunki prowadzonych analiz, a także stanowią odpowiedź na pytania badawcze. W tej części omówione zostaną główne założenia i intencje, stanowiące odpowiedź na problem zapewnienia optymalnej wytrzymałości zmęczeniowej i jakości technologicznej wyrobów giętych.

Ostatnia część rozdziału skupiona jest na przedstawieniu znaczenia poznawczego oraz aplikacyjnego wyników badań. Przedstawione zostanie w jaki sposób uzyskane rezultaty mogą przyczynić się do poszerzenia wiedzy teoretycznej, a także w jaki sposób mogą znaleźć potencjalne zastosowanie praktyczne.

### 3.1. Metody badawcze

W przypadku oceny wytrzymałości zmęczeniowej oraz jakości technologicznej wyrobów giętych za kluczowe wielkości wyjściowe należy uznać liczbę cykli obciążenia do zniszczenia –  $n$  oraz współczynnik sprężynowania –  $K$ . Na podstawie analizy literatury zawężono listę parametrów, które mają potencjalny wpływ na obie te wielkości, ich dokładny opis przedstawiono poniżej. Należy także zauważyć, że można je pogrupować na parametry technologiczne oraz materiałowe.

Do podstawowych parametrów technologicznych rzutujących na liczbę cykli obciążenia od zniszczenia –  $n$  oraz współczynnik sprężynowania –  $K$ , można zaliczyć:

Promień gięcia –  $R_g$  [mm] – jest to promień zawarty pomiędzy ramionami gotowego wyrobu mierzony od strony stempla. W przypadku wyginania swobodnego promień gięcia można regulować poprzez odpowiedni dobór narzędzi gnących,

w szczególności kąta rozwarcia matrycy –  $\gamma$  [°] oraz szerokości rowka matrycy –  $d$  [mm]. Zmiany wartości promienia gięcia przekładają się na rozkład naprężeń w materiale, co może rzutować na wytrzymałość zmęczeniową.

Promień zaokrąglenia stempla –  $R_s$  [mm] – wpływa na stopień odkształcenia materiału w strefie obróbki. Większe promienie sprzyjają równomiernemu rozkładowi naprężeń w materiale, co jest istotnie w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej. Z drugiej strony w praktyce przemysłowej często stosowane są stemple o małych promieniach zaokrąglenia, co pozwala na gięcie blach o różnej grubości oraz uzyskiwanie różnych kątów gięcia bez czasochłonnych przebrożeń maszyny.

Kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania –  $\theta$  [°] – jest istotny ze względu na kierunkowość struktury materiału oraz powiązane z tym zjawiska zachodzące podczas kształtowania. Dowiedziono, że ma wpływ na wartość współczynnika sprężynowania –  $K$ .

Kąt gięcia po odsprężynowaniu –  $\beta$  [°] – zakres zmienności tego parametru jest silnie powiązany z wymaganiami konstrukcyjnymi dla danego wyrobu. Niemniej jednak określenie jego wpływu na wytrzymałość zmęczeniową wyrobów giętych jest istotne z naukowego punktu widzenia. Zmniejszanie, bądź zwiększanie kąta gięcia ma wpływ na rozkład oraz wartość naprężeń w strefie obróbki, co nie jest obojętne w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej.

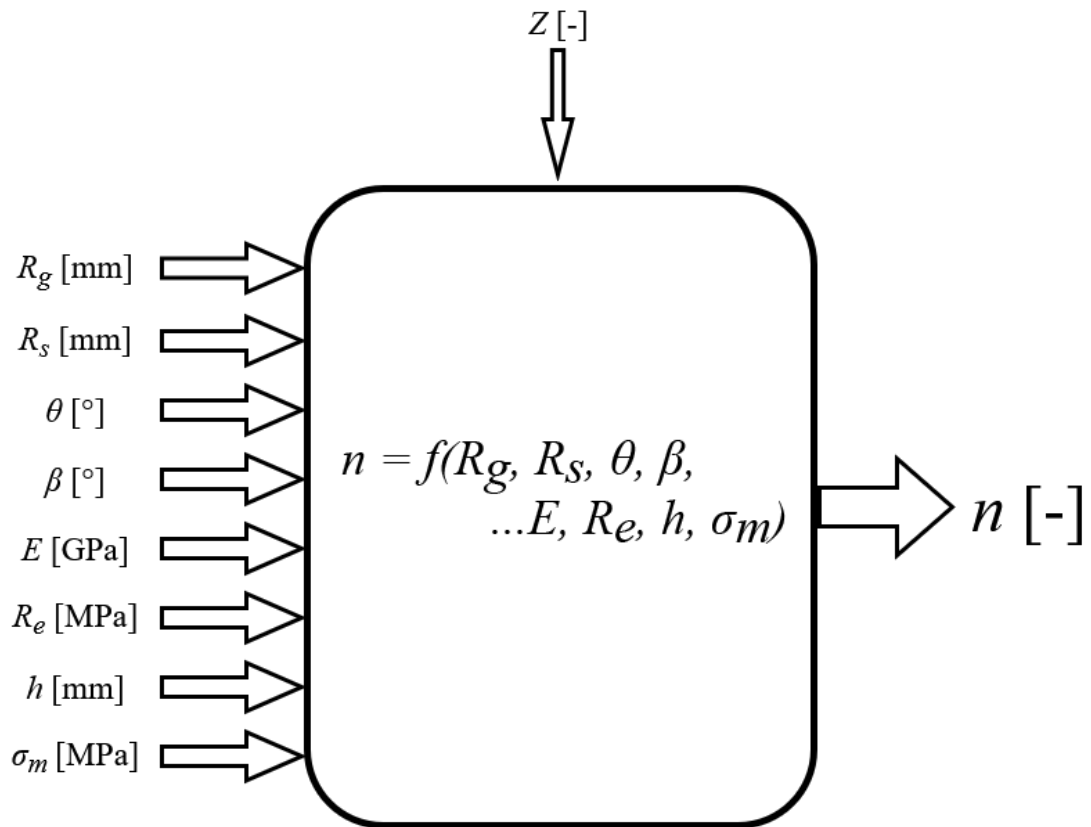
Grubość blachy –  $h$  [mm] ma bezpośredni wpływ na rozkład oraz wartości naprężeń oraz odkształceń zachodzących podczas procesu gięcia. W związku z tym jest to istotny parametr zarówno w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej jak i jakości technologicznej.

Kolejnym parametrem materiałowym jest stan naprężeń własnych materiału –  $\sigma_0$  [MPa]. Jest to rozkład oraz wartość naprężeń wprowadzonych do materiału na skutek obróbek poprzedzających, takich jak walcowanie, czy obróbka cieplna. Niekorzystny stan oraz wysokie wartości naprężeń własnych mogą negatywnie rzutować na przebieg procesu gięcia, a także na wytrzymałość zmęczeniową.

Innymi parametrami materiałowymi, które mają wpływ na wielkość wartości wyjściowych są moduł Younga –  $E$  [GPa] oraz granica plastyczności –  $R_e$  [MPa]. Moduł sprężystości określa odporność materiału na odkształcenia sprężyste, a tym samym może być powiązany z prognozowaną wartością współczynnika

sprężynowania. Granica plastyczności natomiast określa wielkość naprężeń, po przekroczeniu których materiał odkształca się plastycznie. Wpływa zarówno na wartość współczynnika sprężynowania, jak i może decydować o prognozowanej wytrzymałości zmęczeniowej, ponieważ wpływa na wartość maksymalnego dopuszczalnego obciążenia w trakcie cyklicznych deformacji. Należy zauważyć, że w przypadku, gdy analizie poddawany jest tylko jeden rodzaj materiału można uznać wartość modułu Younga oraz granicy plastyczności za stałe i wykluczyć je z rozważanego modelu procesu.

Bazując na powyższych informacjach można przedstawić wstępny model procesu (Rys. 26).



Rys. 26. Schemat modelu typu „czarna skrzynka” omawianego procesu:  $n$  – maksymalna liczba cykli obciążenia [-];  $R_g$  – promień gięcia [mm];  $R_s$  – promień zaokrąglenia krawędzi stempla [mm];  $\theta$  – kąt pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania blachy [°];  $\beta$  – kąt gięcia po odsprężynowaniu [°];  $E$  – moduł Younga [GPa];  $R_e$  – granica plastyczności [MPa];  $h$  – grubość blachy [mm];  $\sigma_m$  – naprężenie wstępne w materiale [MPa];  $Z$  – czynniki zakłócające [-]

Badania realizowane w ramach niniejszej rozprawy doktorskiej obejmowały zarówno analizę doświadczalną, jak i numeryczną z zastosowaniem metody elementów skończonych. Takie podejście pozwoliło na precyzyjne modelowanie zjawisk zachodzących w procesie gięcia, a także ich dokładną walidację oraz

weryfikację. Dla zapewnienia rzetelności oraz poprawności uzyskiwanych wyników zastosowane zostały metody planowania eksperymentu, co umożliwiło efektywne zarządzanie procesem badawczym, minimalizację liczby pomiarów, a także ich optymalizację w kontekście maksymalizacji informacji uzyskiwanych z eksperymentów. W interpretacji uzyskanych wyników istotną rolę odegrała analiza statystyczna. Zebrane dane zostały poddane obróbce z wykorzystaniem narzędzi takich jak testy istotności statystycznej oraz modelowanie regresyjne, co pozwoliło na wyciągnięcie wniosków z wysoką wiarygodnością oraz dało mocne podstawy do optymalizacji procesów.

W ramach badań eksperymentalnych doświadczenia przeprowadzono w dwóch obszarach. Pierwszy z nich obejmował badania wykonane w warunkach przemysłowych, które pozwoliły na ocenę jakości technologicznej oraz wytrzymałości zmęczeniowej w rzeczywistych warunkach eksploatacyjnych. Drugi obszar dotyczył badań na stanowiskach laboratoryjnych, co umożliwiło ścisłą kontrolę parametrów procesu oraz dokładną rejestrację wyników. Takie podejście pozwoliło na identyfikację mechanizmów odpowiedzialnych za obserwowane zjawiska oraz walidację modeli numerycznych.

### **3.2. Cele badawcze i problemy naukowe**

Na podstawie dotychczasowych analiz określono trzy główne cele badawcze poruszane w przedstawionej rozprawie doktorskiej. Mają one na celu poszerzenie wiedzy w zakresie gięcia blach. Pierwszym celem jest opracowanie ujednoczonych wytycznych doboru parametrów procesu gięcia, które pozwolą na osiągnięcie wysokiej jakości technologicznej wyrobu. Wytyczne te powinny uwzględniać minimalne promienie gięcia, dostosowane do zadanych kątów oraz struktury materiału. Przedstawione podejście wykazuje cechy interdyscyplinarności i wymaga szczegółowego zrozumienia mechaniki gięcia oraz właściwości materiałów, co wymaga uwzględnienia właściwości wytrzymałościowych, oceny wpływu anizotropii a także uwzględnienia parametrów procesu. Wyniki badań mogą zostać wykorzystane w przemyśle, gdzie optymalizacja procesu przekłada się na jakość oraz trwałość gotowych wyrobów.

Kolejnym celem badawczym jest przeprowadzenie szczegółowej analizy zjawisk występujących w strefie kontaktu pomiędzy narzędziem a materiałem. Ta część badań

ma pozwolić na lepsze zrozumienie interakcji powierzchni narzędzi z powierzchniami kształtowanego elementu w warunkach obciążeń powiązanych z procesem gięcia. Badania zostaną przeprowadzone z wykorzystaniem zaawansowanych narzędzi symulacyjnych, pozwalających na analizę skomplikowanych zjawisk fizycznych zachodzących w obszarach kontaktu narzędzia z przedmiotem kształtowanym z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Wyniki takich analiz mogą znaleźć zastosowanie przy projektowaniu osprzętu ukierunkowanego na minimalizację defektów powierzchniowych oraz optymalizację sił nacisku w trakcie procesu.

Trzecim celem jest opracowanie modeli matematycznych oraz przeprowadzenie analiz numerycznych, które pozwolą na prognozowanie zjawisk zachodzących w strefie obróbki oraz w materiale w trakcie i po zakończeniu procesu. Modele takie powinny uwzględniać szereg parametrów, takich jak anizotropia materiału, naprężenia własne, zjawiska sprężysto-plastyczne oraz mechanika pękania. Integracja danych symulacyjnych z wynikami doświadczeń pozwoli na stworzenie narzędzi predykcyjnych, które będą mogły zostać zastosowane w praktyce przemysłowej do optymalizacji procesów produkcyjnych.

Realizacja tak zdefiniowanych celów wymaga rozwiązania szeregu problemów naukowych. Jednym z kluczowych jest wyznaczenie granicznego promienia gięcia blach w kontekście ich właściwości mechanicznych, jakości technologicznej oraz wytrzymałości zmęczeniowej. Proces gięcia materiałów mogących wykazywać się anizotropią, takich jak blachy walcowane na zimno, wymaga uwzględnienia kierunkowości ich właściwości, która wpływa choćby na równomierność odkształceń oraz ryzyko pękania. Wyznaczenie wspomnianych parametrów zostanie oparte na analizach doświadczalnych oraz numerycznych, które uwzględnią różne scenariusze obciążeń.

Kolejnym istotnym problemem jest opracowanie symulacji MES procesu gięcia materiałów anizotropowych. W modelach numerycznych należy uwzględnić stan naprężeń w materiale oraz jego wpływ na zużycie zmęczeniowe. Symulacje te powinny pozwolić na dokładne odwzorowanie rzeczywistego procesu oraz na identyfikację obszarów ryzyka. Dodatkowo uwzględnienie geometrii narzędzi oraz właściwości powierzchni będzie istotne dla optymalizacji procesu gięcia.

Ostatnim zidentyfikowanym problemem jest zapewnienie odpowiedniej wytrzymałości zmęczeniowej wyrobu przy jednoczesnej minimalizacji zjawiska powrotu sprężystego. Powrót sprężysty, a właściwie jego prognozowanie i minimalizacja są jednym z głównych wyzwań technologicznych w procesach gięcia. Jego występowanie może mieć wpływ na odchyłki wymiarów wyrobu, co negatywnie rzutuje na jakość technologiczną. W pracy zostaną przedstawione metody symulacyjne służące modelowaniu tego zjawiska, z uwzględnieniem geometrii narzędzi, a także parametrów procesu. Przedstawiona problematyka stanowi podstawę hipotezy badawczej, omówionej w rozdziale V.

### **3.3. Znaczenie poznawcze oraz aplikacyjne**

Podsumowując, praca doktorska podejmuje interdyscyplinarne podejście do zagadnienia optymalizacji procesu gięcia blach, łącząc zaawansowane badania doświadczalne, modelowanie matematyczne oraz symulacje numeryczne, a także metody statystyczne oraz planowania eksperymentu. Realizacja przedstawionych celów badawczych oraz rozwiązanie problemów naukowych przyczyni się do rozwoju wiedzy w tej dziedzinie, a także może dostarczyć praktycznych narzędzi możliwych do zastosowania w przemyśle.

Planowane jest próbne wdrożenie uzyskanych wyników w przedsiębiorstwie produkcyjnym zajmującym się obróbką metali. Opracowane wytyczne mogą posłużyć do optymalizacji projektowania procesów gięcia. Określenie zależności pomiędzy parametrami procesu, jakością technologiczną oraz wytrzymałością zmęczeniową wyrobów pozwoli na standaryzację wytycznych doboru parametrów gięcia dla różnych materiałów. Może to wpłynąć na skrócenie czasu przygotowawczego, a także zredukować konieczność kosztownych prób wdrożeniowych przed uruchomieniem produkcji seryjnej. Istnieje także szansa na zaproponowanie innowacyjnej konstrukcji narzędzi, która pozwoli na przykład na minimalizację defektów powierzchniowych wyrobu w strefie obróbki.

W zakresie aplikacyjnym można wskazać, że rozwiązanie problemów poruszanych w niniejszej pracy może doprowadzić do ograniczenia problemu pękających zmęczeniowo elementów maszyn i pojazdów, co jest istotnym problemem w przemyśle [17, 25]. Wiele elementów wykonywanych w procesie gięcia jest poddawanych cyklicznym obciążeniom w trakcie eksploatacji maszyn i pojazdów – są

to wszelkiego rodzaju mocowania osłon termicznych, przeciwrozbryzgowych i innych oraz innego typu osprzętu. Należy też mieć na uwadze, że zużycie zmęczeniowe jest jedną z głównych przyczyn awarii urządzeń przemysłowych [69].

Innowacyjność zaproponowanej tematyki badawczej polega na ocenie wpływu kształtu elementów oraz rodzaju obciążeń na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu, podczas, gdy aktualne opracowania skupiają się głównie na ocenie wpływu struktury materiału. Mając na uwadze jak niewiele publikacji porusza temat wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów kształtowanych plastycznie z wykorzystaniem procesu gięcia można stwierdzić, że proponowany temat wykazuje wysoki potencjał publikacyjny.

# ROZDZIAŁ IV

## BADANIA WSTĘPNE

Celem niniejszego rozdziału jest przedstawienie oraz omówienie wyników badań wstępnych, stanowiących podstawę do dalszych analiz oraz wyboru odpowiedniego materiału doświadczalnego. Badania te miały na celu ocenę właściwości mechanicznych oraz strukturalnych wybranych materiałów powszechnie stosowanych w praktyce przemysłowej, a także określenie ich przydatności w kontekście planowanych badań właściwych.

W pierwszej części rozdziału przedstawiono wstępną selekcję materiałów poddanych analizie. Wyboru dokonano na podstawie dostępności oraz zastosowania w przemyśle, a także dopasowania do założonych kryteriów badawczych. Następnie przeprowadzono statyczną próbę rozciągania dla określenia podstawowych parametrów wytrzymałościowych.

Kolejnym etapem były badania metalograficzne, konieczne do uzyskania szczegółowych informacji na temat struktury wybranych materiałów. Wiedza ta pozwala na ocenę jednorodności oraz zidentyfikowanie czynników, które mogą mieć potencjalny wpływ na zachowanie materiału pod wpływem obciążeń mechanicznych oraz prognozowaną wytrzymałość zmęczeniową. W kolejnych krokach przeprowadzono dwuosiową próbę rozciągania w celu określenia zachowania elementów wykonanych ze stali PN-EN 10130 DC01 w złożonym stanie naprężenia.

W dalszej części omówiono procedurę wyznaczania współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01, jako istotnego parametru służącego do oceny właściwości plastycznych oraz możliwości kształtowania tego materiału. Na podstawie przeprowadzonych analiz sformułowano wnioski końcowe oraz uzasadniono wybór materiału do badań właściwych.

### **4.1. Wybór materiałów do badań wstępnych**

Do badań wstępnych wyselekcjonowano powszechnie stosowane w produkcji gatunki materiałów metalowych. Wyboru dokonano na podstawie konsultacji z pracownikami zakładu produkcyjnego zajmującego się przetwórstwem blach. Do badań wykorzystano następujące materiały:

1. stal konstrukcyjna z powłoką cynkową PN-EN 10346 DX52D+Z [150],
2. austenityczna stal nierdzewna PN-EN 10088 X5CrNi1810 [148],
3. stal konstrukcyjna gorącowalcowana PN-EN 10025 S235JR [147],
4. stal konstrukcyjna zimnowalcowana PN-EN 10130 DC01 [149],
5. stopy aluminium EN AW-1050A, EN AW-5754, EN AW-5052 [145].

Skład chemiczny poszczególnych materiałów przedstawiono w tabelach (Tabela 1 – Tabela 7).

Tabela 1. Skład chemiczny stali PN-EN 10346 DX52D+Z [150]

<b>C max. [%]</b>	<b>Mn max. [%]</b>	<b>P max. [%]</b>	<b>S max. [%]</b>	<b>Ti max. [%]</b>	<b>Si max. [%]</b>
0,120	0,500	0,600	0,100	0,300	0,045

Tabela 2. Skład chemiczny stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 [148]

<b>C max. [%]</b>	<b>Mn max. [%]</b>	<b>P max. [%]</b>	<b>S max. [%]</b>	<b>Si max. [%]</b>	<b>Cr [%]</b>	<b>Ni [%]</b>	<b>Fe [%]</b>
0,080	2,000	0,045	0,030	1,000	18,000 – 20,000	8,000 – 10,500	66,350 – 74,000

Tabela 3. Skład chemiczny stali PN-EN 10025 S235JR [147]

<b>C max. [%]</b>	<b>Mn max. [%]</b>	<b>P max. [%]</b>	<b>S max. [%]</b>	<b>N max. [%]</b>	<b>Cu max. [%]</b>
0,170	1,400	0,035	0,035	0,120	0,550

Tabela 4. Skład chemiczny stali PN-EN 10130 DC01 [149]

<b>C max. [%]</b>	<b>Mn max. [%]</b>	<b>P max. [%]</b>	<b>S max. [%]</b>	<b>Ti max. [%]</b>
0,120	0,600	0,045	0,045	-

Tabela 5. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-1050A [145]

<b>Fe max. [%]</b>	<b>Si max. [%]</b>	<b>Zn max. [%]</b>	<b>Ti max. [%]</b>	<b>Mg max. [%]</b>	<b>Mn max. [%]</b>	<b>Cu max. [%]</b>	<b>Inne max. [%]</b>	<b>Al min. [%]</b>
0,400	0,250	0,070	0,050	0,050	0,050	0,050	0,030	99,500

Tabela 6. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-5754 [145]

Fe min. [%]	Si max. [%]	Zn max. [%]	Ti max. [%]	Mg [%]	Mn max. [%]	Cu max. [%]	Cr max [%]	Inne max. [%]	Al [%]
0,400	0,400	0,200	0,150	2,600 – 3,600	0,500	0,100	0,300	0,150	reszta

Tabela 7. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-5052 [145]

Fe max. [%]	Si max. [%]	Zn max. [%]	Mg [%]	Mn [%]	Cu max. [%]	Cr [%]	Al [%]
0,400	0,400	0,100	2,200 – 2,800	0,400 – 1,000	0,100	0,050 – 0,250	reszta

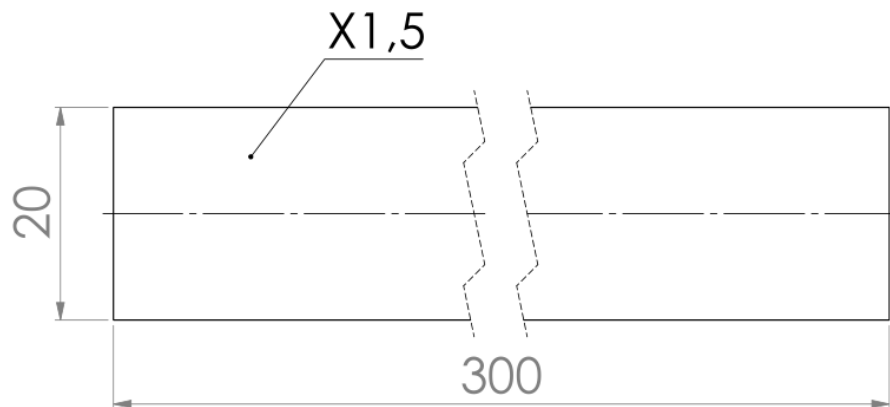
W aspekcie możliwych zastosowań wybranych materiałów należy zauważyć, że stal PN-EN 10346 DX52D+Z jest to stal konstrukcyjna przeznaczona do obróbki plastycznej na zimno, powlekana ogniowo, w sposób ciągły, cynkiem. Przez wysoką formowalność a także odporność na korozję znajduje ona powszechne zastosowanie w przemyśle motoryzacyjnym [22]. Podobne cechy decydują o szerokim zastosowaniu austenitycznej stali nierdzewnej PN-EN 10088 X5CrNi1810. Wysoka formowalność, skrawalność, bardzo dobre własności antykorozyjne oraz estetyczny wygląd zarówno w stanie surowym, a także polerowanym [134] decydują, że materiał ten wykorzystywany jest w wielu branżach – od produkcji elementów dekoracyjnych i elementów mebli, przez przemysł motoryzacyjny i spożywczy, aż do lotnictwa. Stal PN-EN 10025 S235JR jest to powszechnie wykorzystywana stal konstrukcyjna. Bardzo dobra spawalność, formowalność oraz skrawalność pozwala na szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu. Częstymi zastosowaniami jest produkcja elementów maszyn, ale też konstrukcji budowlanych, infrastruktury przemysłowej i drogowej. Podobne zastosowania oraz zalety charakteryzują stal PN-EN 10130 DC01, która często jest wykorzystywana w produkcji elementów maszyn, w przemyśle motoryzacyjnym, a także w budownictwie.

Szeroko stosowaną w przemyśle grupą materiałów są stopy aluminium. Wynika to z trendu dążenia do redukcji masy wyrobów, który szczególnie widoczny jest w branży motoryzacyjnej [26], lotniczej – [41, 74] oraz w budownictwie [84]. Przechodząc do charakterystyki stopów wybranych do badań wstępnych, można wskazać, że stop EN AW-1050A wykazuje bardzo dobrą formowalność na zimno oraz

odporność na korozję, jednak nie jest odpowiedni do obróbki skrawaniem. Zalety, takie jak dobra spawalność oraz przewodnictwo cieplne, pozwalają na wykorzystanie go przy wytwarzaniu elementów w sektorze motoryzacyjnym, energetycznym oraz budowlanym, w charakterze pojemników, zbiorników oraz wymienników ciepła. Stopy EN AW-5754 oraz EN AW-5052 charakteryzuje dodatek magnezu jako głównego dodatku stopowego. Cechą wspólną obu tych stopów jest bardzo wysoka odporność korozyjna, wysoka formowalność oraz dobre właściwości wytrzymałościowe [55, 89], co przekłada się na zastosowanie w przemyśle morskim, spożywczym, motoryzacyjnym (panele karoserii) oraz kolejowym (poszycia wagonów).

#### **4.2. Statyczna próba rozciągania próbek poszczególnych materiałów**

W ramach współpracy z zakładem produkcyjnym z wyselekcjonowanych materiałów wykonano próbki przeznaczone do przeprowadzenia próby statycznego rozciągania (Rys. 27). Elementy wycięto wykorzystując cięcie laserowe. W każdej serii rozciągano próbki zgodnie z kierunkiem walcowania oraz poprzecznie do niego (Tabela 8).



Rys. 27. Rysunek wykonawczy próbki wykorzystanej w badaniach wstępnych

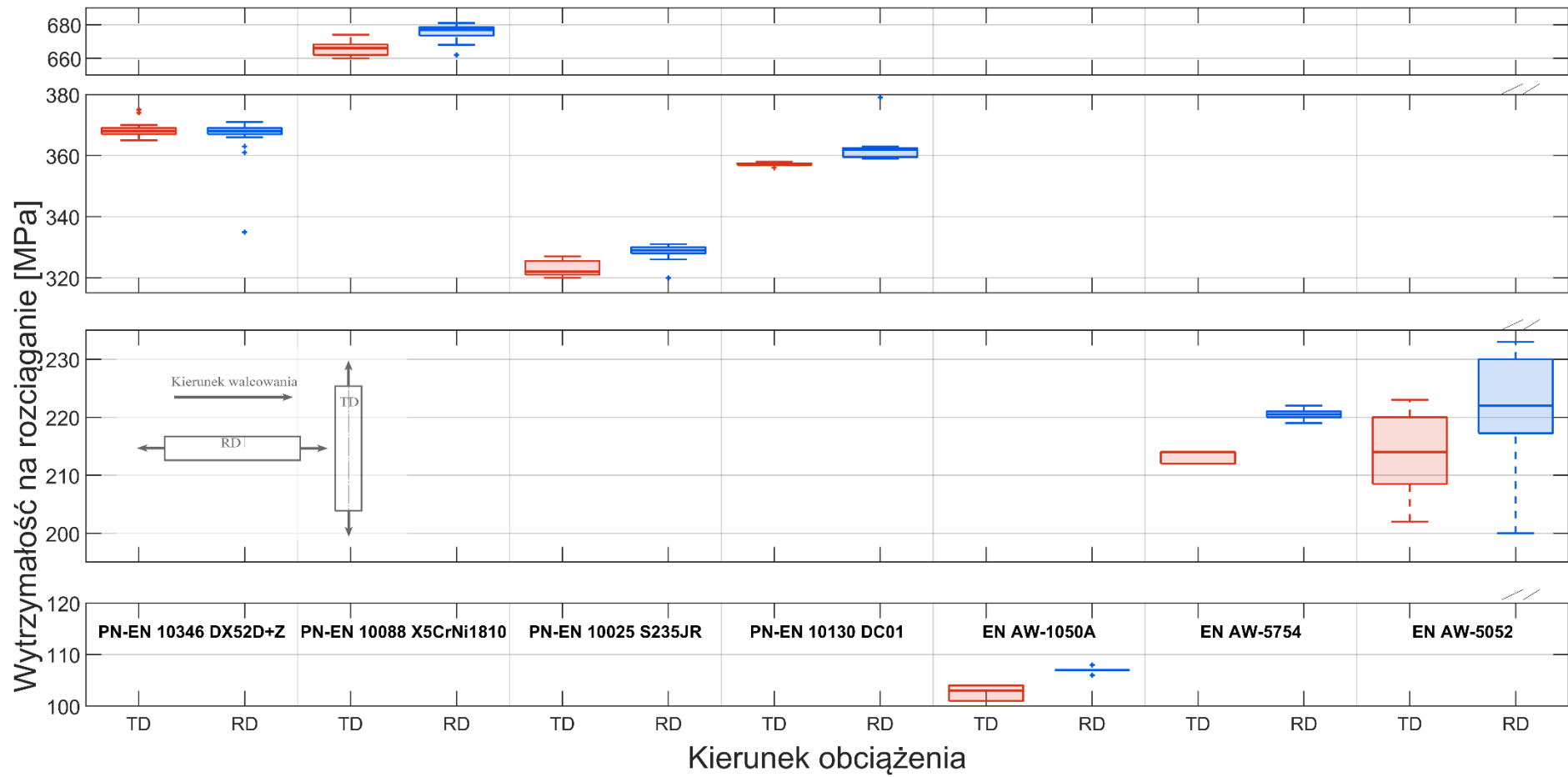
Tabela 8. Wyniki statycznej próby rozciągania próbek

Material	Kierunek obciążenia	$R_m$ [MPa]	Liczebność próby	Odchylenie standardowe próby $\sigma$ [MPa]	$\Delta R_m$ [%]
PN-EN 10346 DX52D+Z	poprzecznie	369,0	16	3,0	0,3
	wzdłużnie	368,0		2,0	
PN-EN 10088 X5CrNi1810	poprzecznie	666,0	20	4,0	-1,5
	wzdłużnie	676,0		5,0	
PN-EN 10025 S235JR	poprzecznie	323,0	18	2,0	-1,8
	wzdłużnie	329,0		3,0	
PN-EN 10130 DC01	poprzecznie	357,0	10	1,0	-1,7
	wzdłużnie	363,0		7,0	
EN AW-1050A	poprzecznie	103,0	10	1,0	-3,7
	wzdłużnie	107,0		1,0	
EN AW-5754	poprzecznie	213,0	10	1,0	-3,6
	wzdłużnie	221,0		1,0	
EN AW-5052	poprzecznie	213,0	19	6,0	-4,1
	wzdłużnie	222,0		8,0	

W celu oceny, czy wyniki są istotnie różne dokonano analizy statystycznej. W pierwszej kolejności należało określić, czy rozkład wartości jest rozkładem normalnym – dla każdej serii danych przeprowadzono test Kołmogorowa-Smirnowa [16]. Test wykonano przy użyciu oprogramowania Mathworks Matlab®. W każdym wypadku wynik testu wskazuje, że przedstawiony rozkład nie ma cech rozkładu normalnego. W związku z powyższym, do oceny, czy rozkłady poszczególnych zmiennych różnią się w sposób statystycznie istotny, wykorzystano analizę wariancji na podstawie testu Kruskala-Wallisa [16] (Tabela 9), a dla każdej pary próbek wykreślono wykres pudełkowy (Rys. 28).

Tabela 9. Wyniki testu Kruskala-Wallisa dla badanych serii próbek

Material	Liczebność próby	Wartość współczynnika $p$	Różnica istotna pod względem statystycznym
PN-EN 10346 DX52D+Z	16	0,67200000	nie
PN-EN 10088 X5CrNi1810	20	0,00000312	<b>tak</b>
PN-EN 10025 S235JR	18	0,00000782	<b>tak</b>
PN-EN 10130 DC01	10	0,00060000	<b>tak</b>
EN AW-1050A	10	0,00008710	<b>tak</b>
EN AW-5754	10	0,00010000	<b>tak</b>
EN AW-5052	19	0,00070000	<b>tak</b>



Rys. 28. Wykres pudełkowy przedstawiający wyniki statycznej próby rozciągania analizowanych materiałów



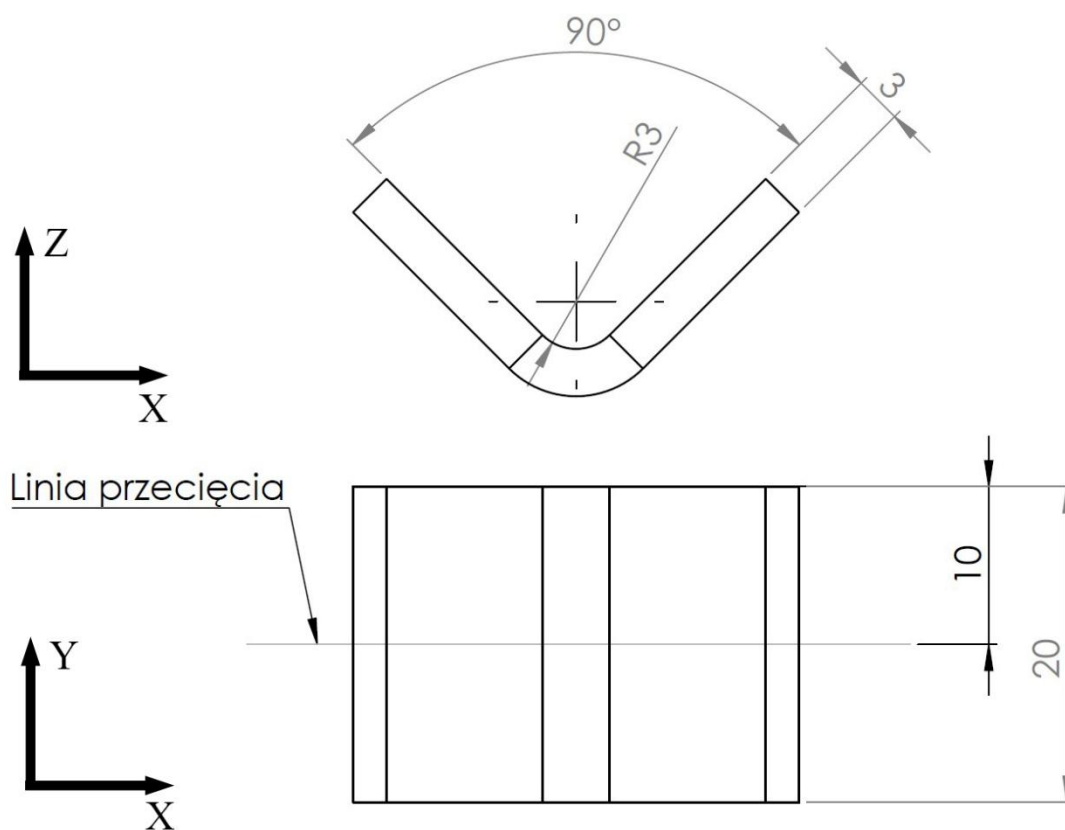
Analiza wykresów pudełkowych oraz wyników testu statystycznego Kruskala-Wallisa pozwala stwierdzić, że niemal każdy z badanych materiałów wykazuje statystycznie istotną zmianę wartości wytrzymałości na rozciąganie przy zmianie kierunku obciążania ze zgodnego z kierunkiem walcowania na poprzeczny do niego. Jedynym wyjątkiem jest blacha PN-EN 10346 DX52D+Z, dla której nie zauważono istotnej różnicy. Należy przeprowadzić dokładniejsze badania ukierunkowane na wpływ grubości oraz rodzaju powłoki na materiale źródłowym na właściwości wytrzymałościowe materiału, zwłaszcza, że potwierdzono wpływ obecności i grubości powłok na zjawisko powrotu sprężystego w przypadku gięcia stali powlekanych [29, 88]. Zatem można przypuszczać, że istnieje analogiczny związek dla wpływu powłok na wytrzymałość na rozciąganie.

### **4.3. Badania metalograficzne wybranych materiałów**

Jak wskazano w podrozdziale 2.5, struktura stopu ma istotne znaczenie na wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu. Jako czynniki istotne pod tym względem można wymienić między innymi: rozkład faz, kształt oraz wielkość ziaren, przebieg granic międzyziarnowych, obecność wtrąceń niemetalicznych, a także obecność mikrodefektów powstałych po procesach obróbki plastycznej [57, 104, 115, 120, 144]. Dlatego dla wybranych materiałów przeprowadzono badania metalograficzne w celu zobrazowania struktury stopu, a także dla przeprowadzenia jakościowej oceny zmian w niej zachodzących pod wpływem obróbki plastycznej. Do analizy wybrano stal nierdzewną PN-EN 10088 X5CrNi1810, stal gorącowalcowaną PN-EN 10025 S235JR, stal zimnowalcowaną PN-EN 10130 DC01 oraz stop aluminium EN AW-5754.

Próbki pobrano z elementu wykonanego z wykorzystaniem przemysłowej prasy krawędziowej oraz narzędzi gnących. Z każdego materiału pobrano po dwie próbki: jedną odzwierciedlającą powierzchnię walcowaną, a drugą wykonaną w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia (Rys. 29). Próbki wycięto z wykorzystaniem przecinarki metalograficznej Mecatome T 201 A, z wykorzystaniem chłodzenia wodą. Następnie, po wstępnym oszlifowaniu zatopiono je w żywicy fenolowej. W ramach przygotowania do polerowania próbki szlifowano na mokro, z wykorzystaniem szlifierki ręcznej papierami ściernymi o następującej gradacji – 240, 320, 400, 600, 800, 1000, 1200, a następnie wypolerowano je przy użyciu krążka filcowego oraz pasty polerskiej z zawartością diamentów monokrystalicznych o średnicy 1  $\mu\text{m}$ . Przed

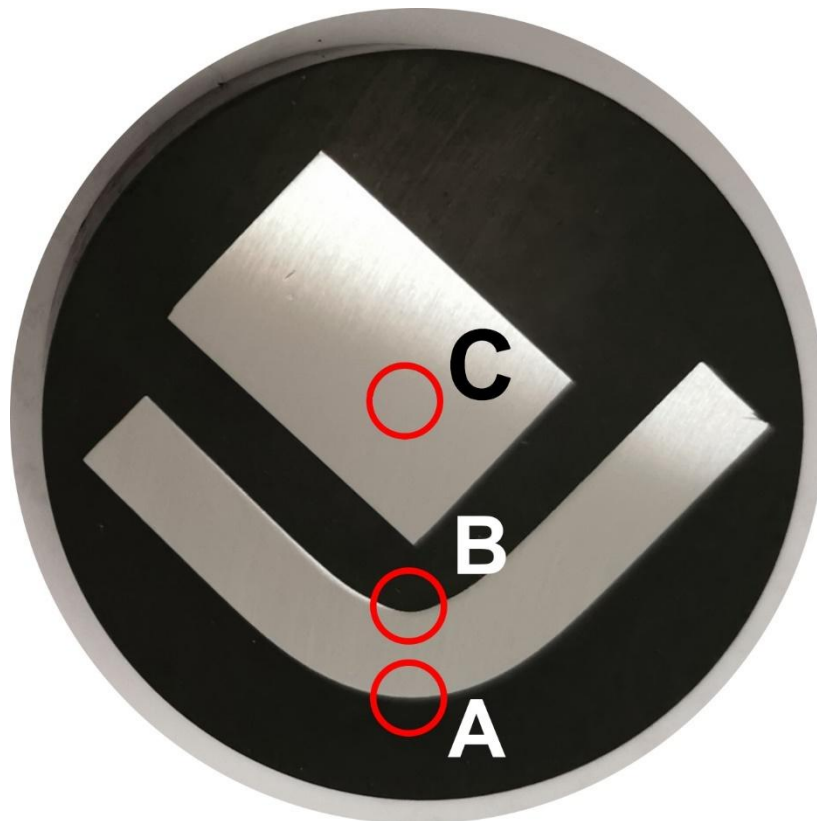
wykonaniem zdjęć mikroskopowych struktury próbki zostały wytrawione (Tabela 10). Strukturę próbki analizowano w trzech strefach (Rys. 30).



Rys. 29. Ilustracja sposobu przecięcia próbek wykorzystanych w badaniach metalograficznych

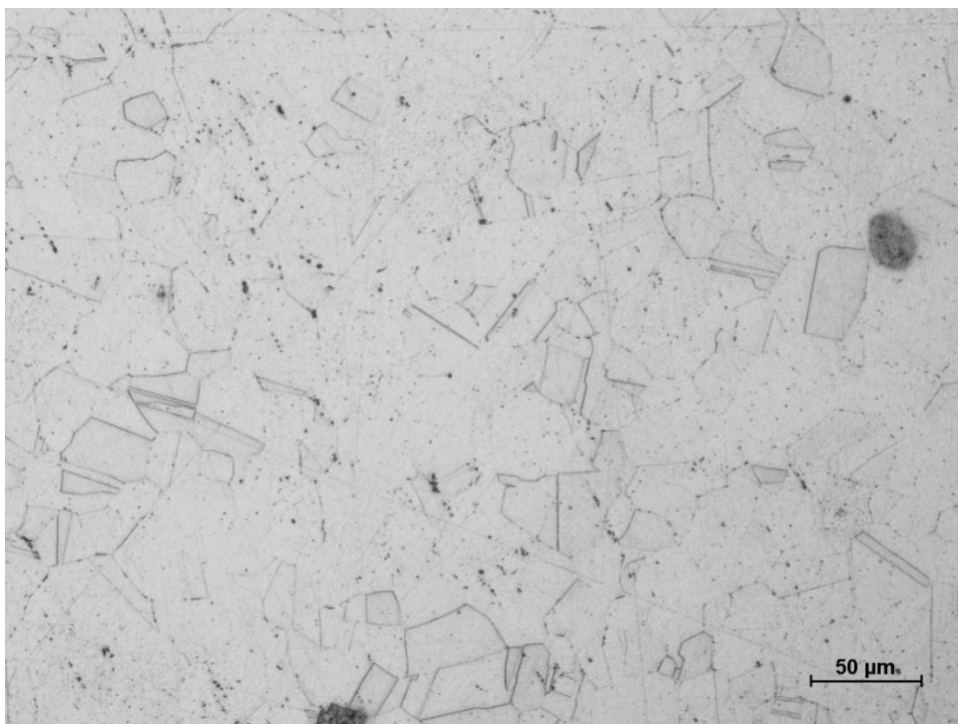
Tabela 10. Parametry trawienia próbek

Material	Odczynnik trawiący	Czas trawienia	Podgrzewanie
PN-EN 10088 X5CrNi1810	50% HCl + HNO <sub>3</sub> (3 : 1) / H <sub>2</sub> O (woda królewska)	10 min	brak
PN-EN 10025 S235JR	2% HNO <sub>3</sub> + C <sub>2</sub> H <sub>5</sub> OH (Nital)	2 min	brak
PN-EN 10130 DC01	2% HNO <sub>3</sub> + C <sub>2</sub> H <sub>5</sub> OH (Nital)	20 s	gorącym powietrzem
EN AW-5754	1% HF (kwas fluorowodorowy)	2 min	brak

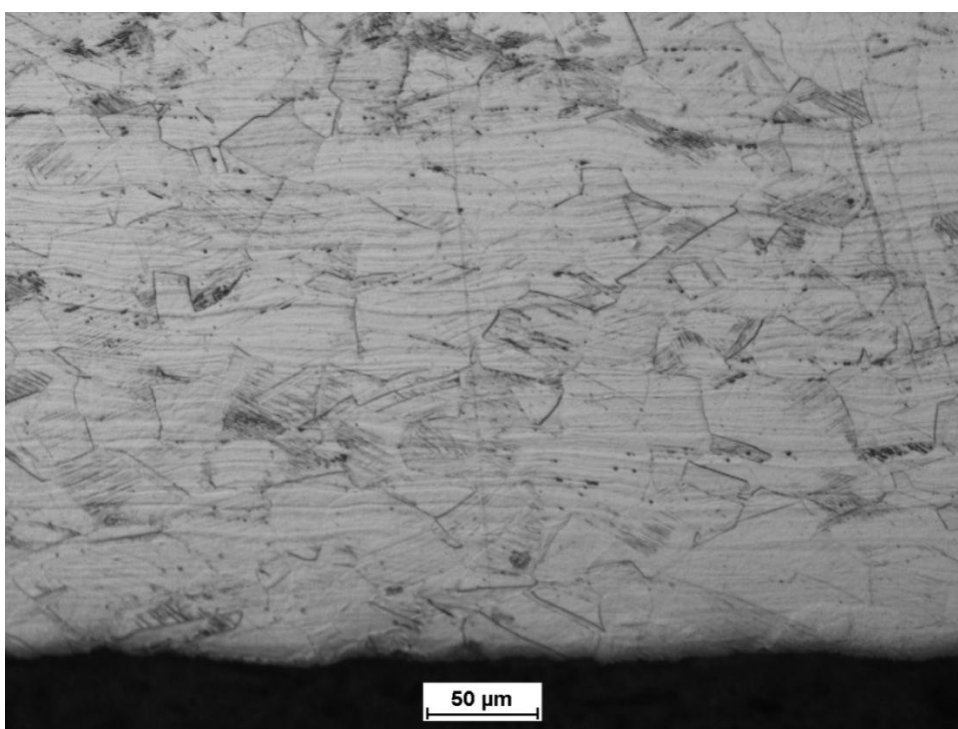


Rys. 30. Obraz próbki stali PN-EN 10025 S235JR przygotowanej do oględzin pod mikroskopem metalograficznym, A – strefa rozciągana (od strony matrycy), B – strefa ściskana (od strony stempla), C – powierzchnia walcowana

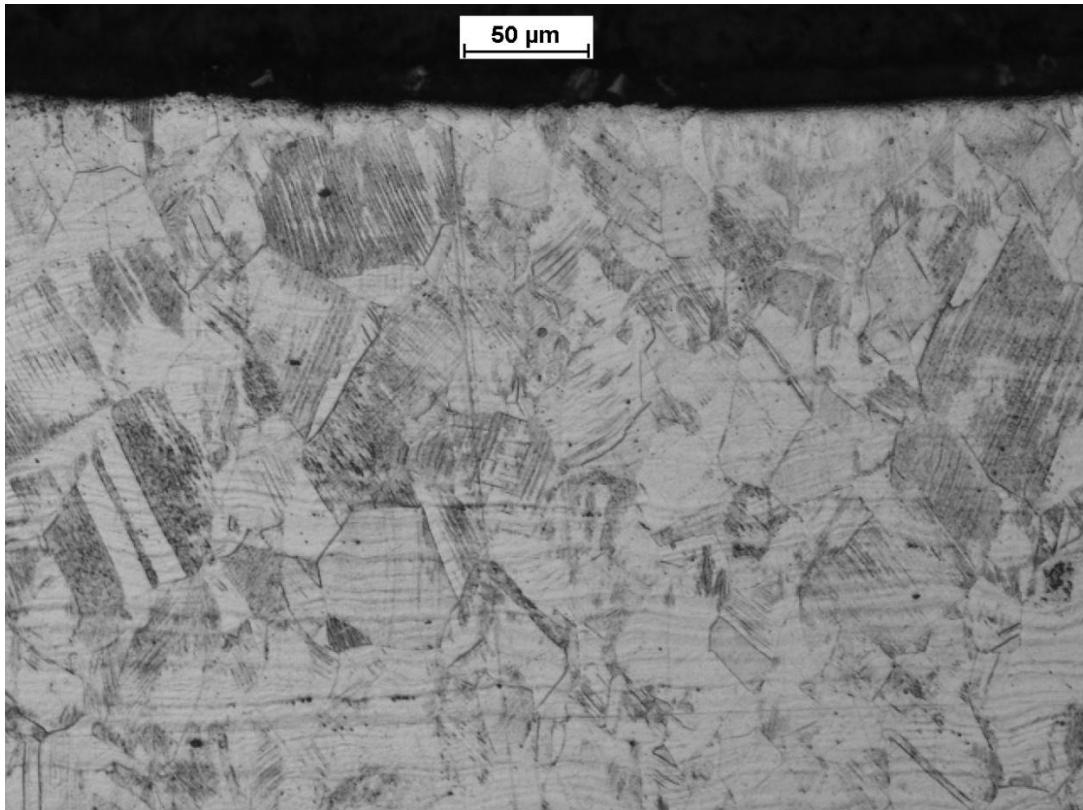
Po przygotowaniu próbki poddano analizie metalograficznej z wykorzystaniem mikroskopu Nikon MA 200. Struktura stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 ujawniona na powierzchni poddawanej walcowaniu – C (Rys. 31) charakteryzuje się wyraźnie widocznymi ziarnami o nieregularnym kształcie, z dobrze widocznymi granicami pomiędzy nimi, co jest cechą charakterystyczną austenitycznych stali nierdzewnych [133]. Przy czym główne osie ziaren są zbliżonej długości. Mikrostruktura nie wykazuje obecności obszarów ferrytu oraz perlitu, co również jest charakterystyczne dla stali o wysokiej zawartości niklu i chromu, zapewniających podwyższoną odporność korozyjną. Istotne zmiany w kształcie ziaren można zauważyć w strefie rozciąganej – A, gdzie uległy one wydłużeniu, a ich dłuższa oś skierowana jest horyzontalnie (Rys. 32). Odwrotna sytuacja ma miejsce w strefie ściskanej – B, gdzie można zauważyć wertykalną orientację dłuższej osi ziaren (Rys. 33).



Rys. 31. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie walcowania



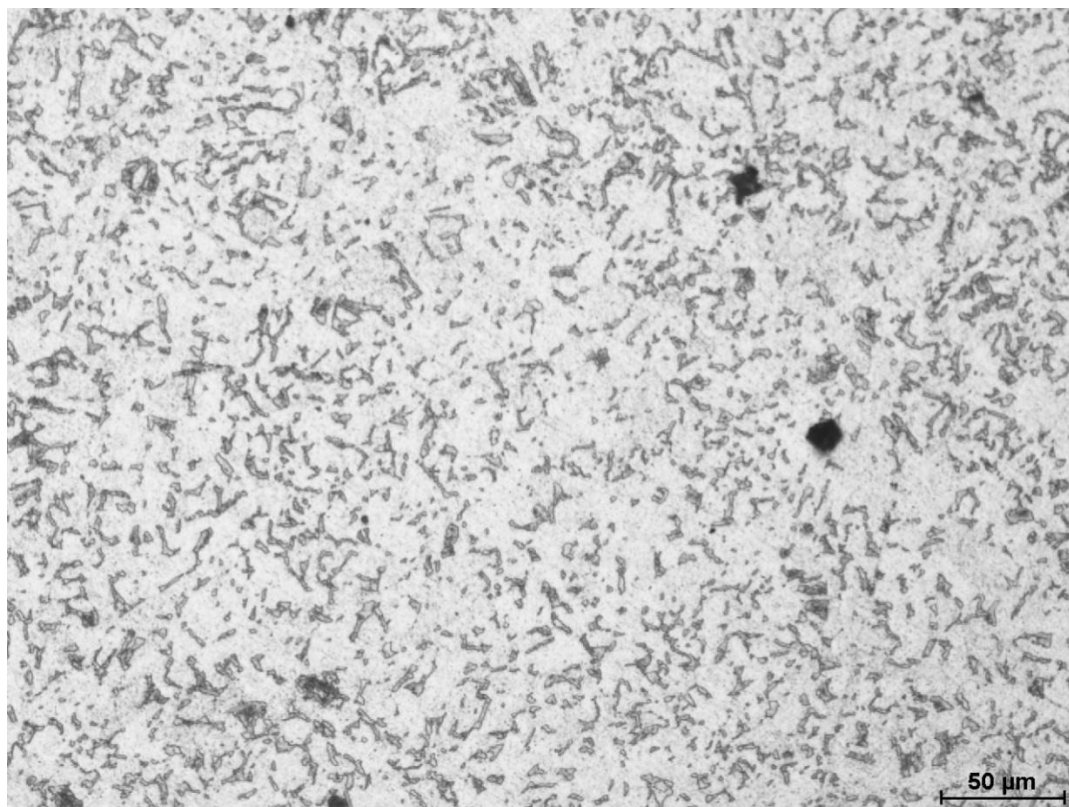
Rys. 32. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy



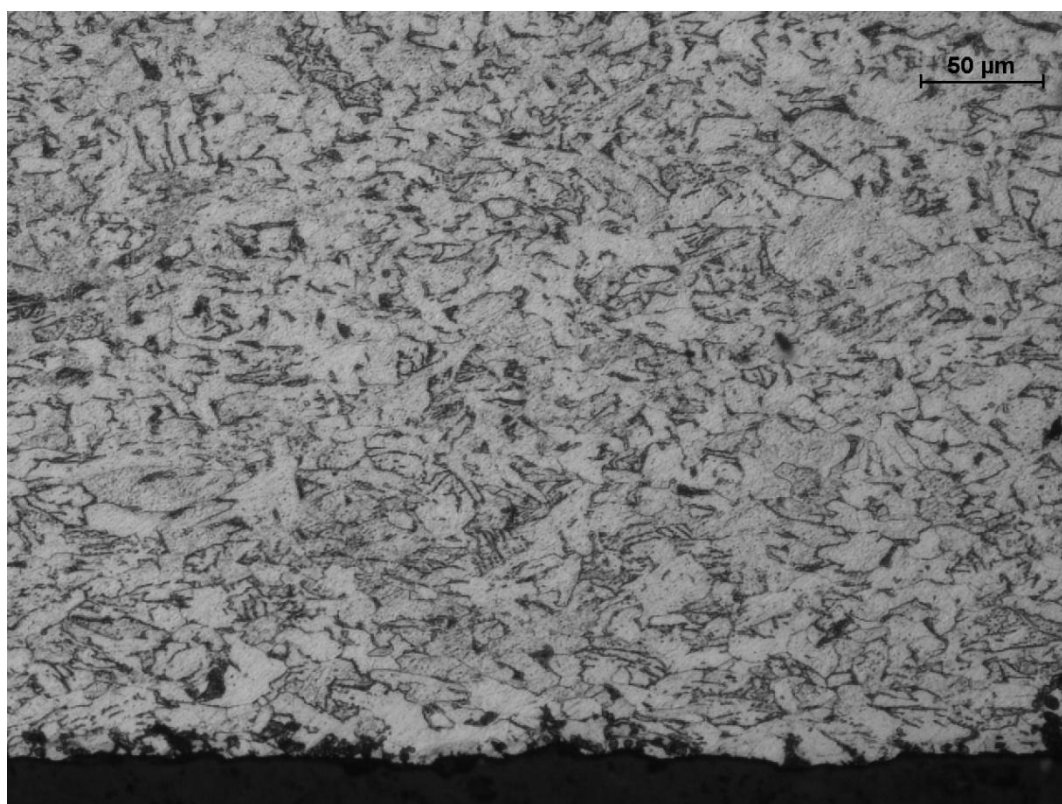
Rys. 33. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla

Odmienną strukturą charakteryzuje się stal PN-EN 10025 S235JR (Rys. 34). Przedstawiona struktura ma budowę ferrytyczno-perlityczną, charakterystyczną dla stali niskowęglowych [133]. Struktura jest wyraźnie drobnoziarnista, z równomiernym rozkładem perlitu. Taka struktura jest pożądana dla materiałów przeznaczonych do obróbki plastycznej, ponieważ zwiększa odporność materiału na zjawisko kruchego pęknięcia [39].

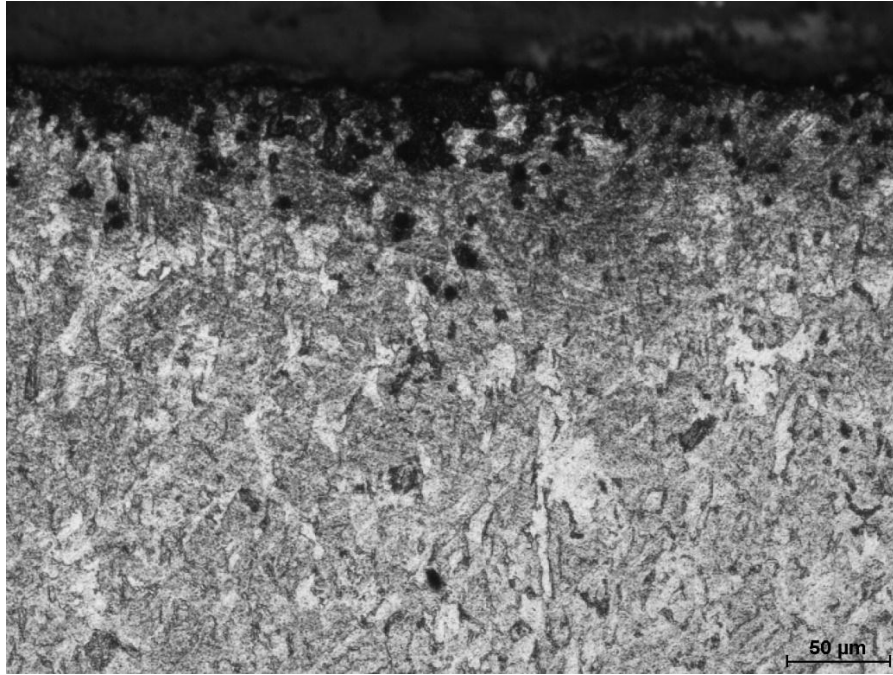
Porównanie zglądów od strony matrycy (Rys. 35) oraz od strony stempla (Rys. 36) pozwala zauważyć, że ułożenie ziaren jest jednorodne, natomiast ziarna są mniej zdeformowane niż ma to miejsce w strefie oddziaływania stempla. Stopień deformacji ziaren w poszczególnych strefach pozwala stwierdzić, że naprężenia zachodzące w strefie nacisku stempla są większe niż w strefie oddziaływania matrycy. Ziarna ferrytu w strefie stempla mają wydłużony kształt, a ich dłuższa oś jest umiejscowiona wertykalnie, podobnie jak miało to miejsce w przypadku stali PN-EN 10088 X5CrNi1810.



Rys. 34. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie walcowania

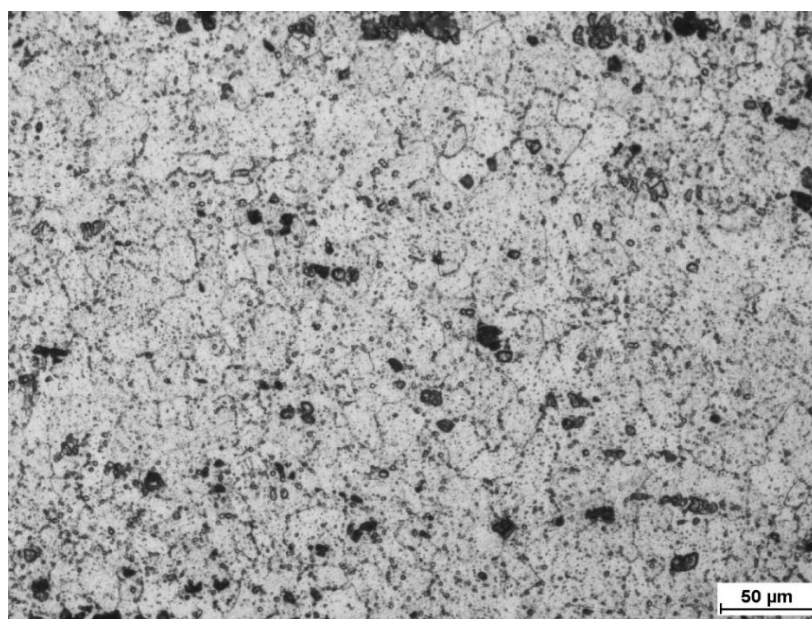


Rys. 35. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy



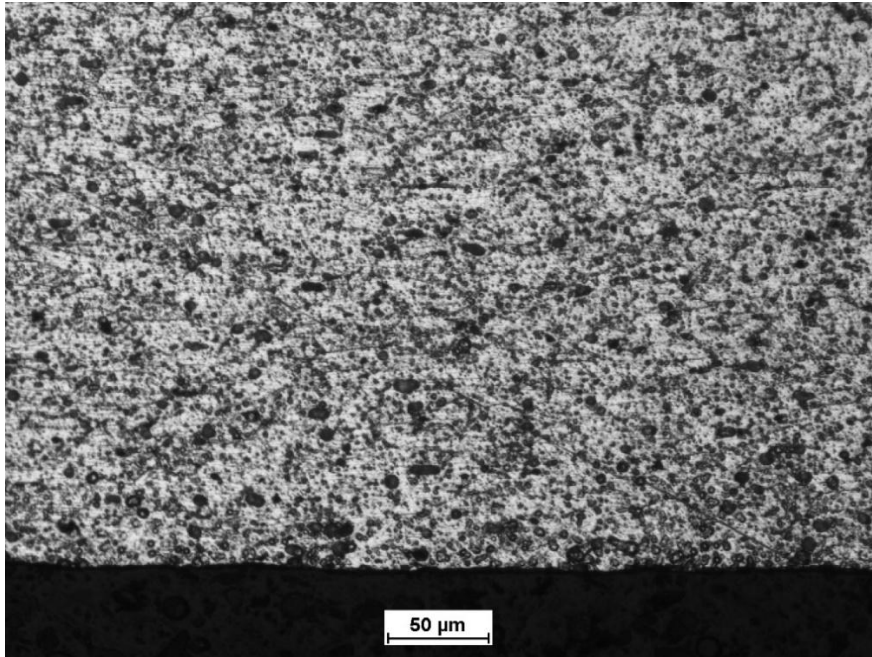
Rys. 36. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla

Kolejnym analizowanym materiałem był stop aluminium EN AW-5754 (Rys. 37). Materiał charakteryzuje się strukturą typową dla stopów Al-Mg, z obecnością drobnych wydzieleni wynikających z zawartości magnezu oraz innych dodatków stopowych [133]. Obecność wspomnianych struktur rzutuje na wytrzymałość oraz plastyczność materiału; wraz ze zwiększeniem ich liczby wzrasta podatność na kruche pękanie, co ogranicza możliwości kształtowania plastycznego [75].

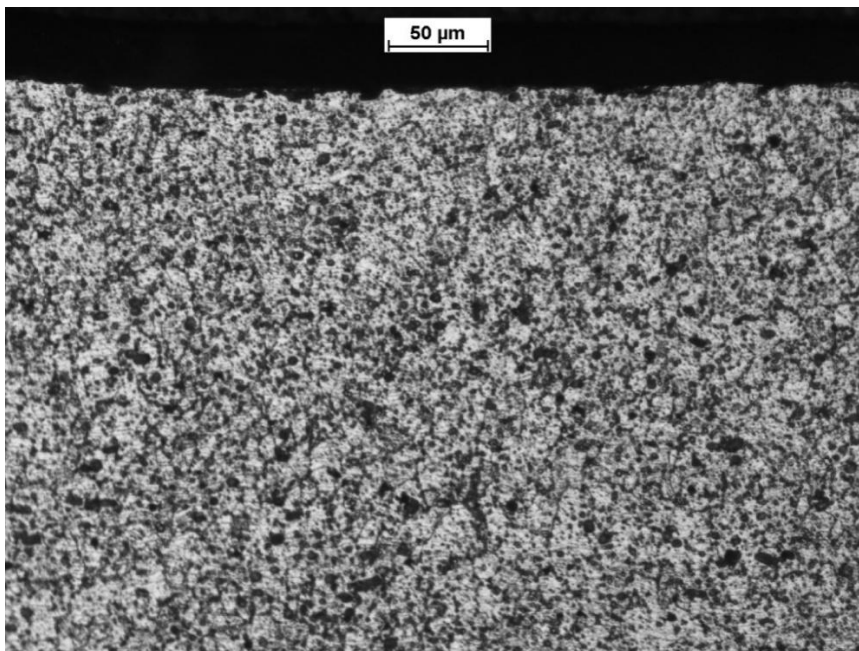


Rys. 37. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie walcowania

Podobnie jak w poprzednich przypadkach porównano strukturę stopu w strefie oddziaływania matrycy (Rys. 38) oraz stempla (Rys. 39). Mimo że analiza jakościowa jest w tym przypadku utrudniona ze względu na występowanie licznych wydzielań, możliwe jest stwierdzenie, że ziarna materiału poddawane są większym odkształceniom od strony oddziaływania stempla. Zauważalna jest także zmiana ich orientacji.



Rys. 38. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy



Rys. 39. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla

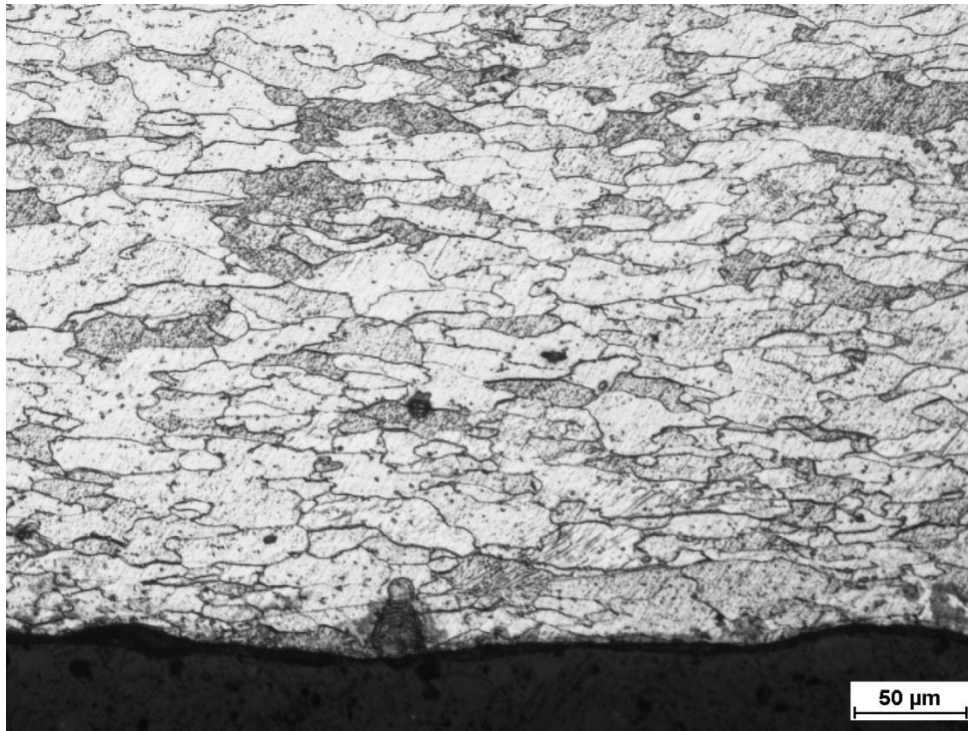
Dla stali PN-EN 10130 DC01 nie przeprowadzono oceny struktury w płaszczyźnie walcowania, natomiast przeprowadzono rozszerzoną analizę zglądów wykonanych w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, która obejmowała analizę próbek wygiętych pod kątem  $\alpha_1 = 90^\circ$  oraz  $\alpha_2 = 115^\circ$  (Rys. 40).



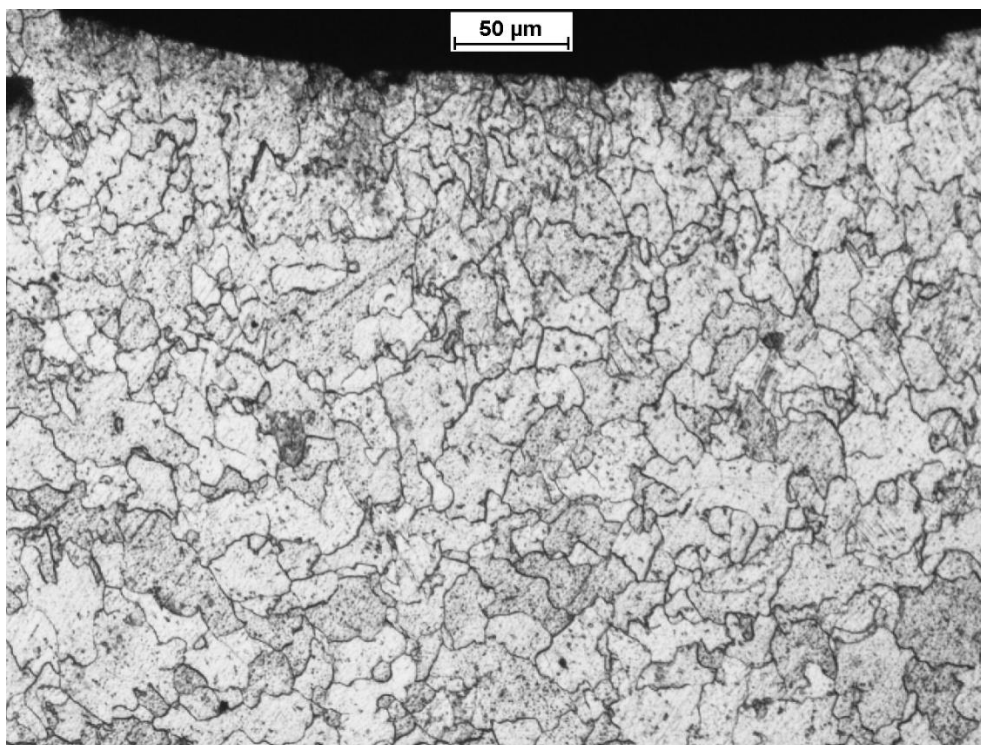
Rys. 40. Obraz próbki metalograficznej stali PN-EN 10130 DC01 przygotowanej do oceny pod mikroskopem, u góry - próbka wygięta pod kątem  $90^\circ$ , na dole - próbka wygięta pod kątem  $115^\circ$

Powyższe analizy wykazały, że struktura stopu podlega mniejszym odkształceniom w strefie oddziaływania matrycy, więc ogólna charakterystyka została przedstawiona na podstawie próbki wygiętej pod kątem  $90^\circ$  (Rys. 41), co odpowiada próbkom opisanym powyżej. Stal PN-EN 10130 DC01 jest stalą niskowęglową – podobnie jak w przypadku stali PN-EN 10025 S235JR, charakteryzuje ją struktura ferrytyczno-perlityczna, z tą różnicą, że granice ziaren są znacznie lepiej widoczne. Porównując strukturę obecną w strefie oddziaływania matrycy z obrazem struktury

w strefie oddziaływania stempla (Rys. 42), można zauważyć znaczne różnice w wielkości i orientacji ziaren.

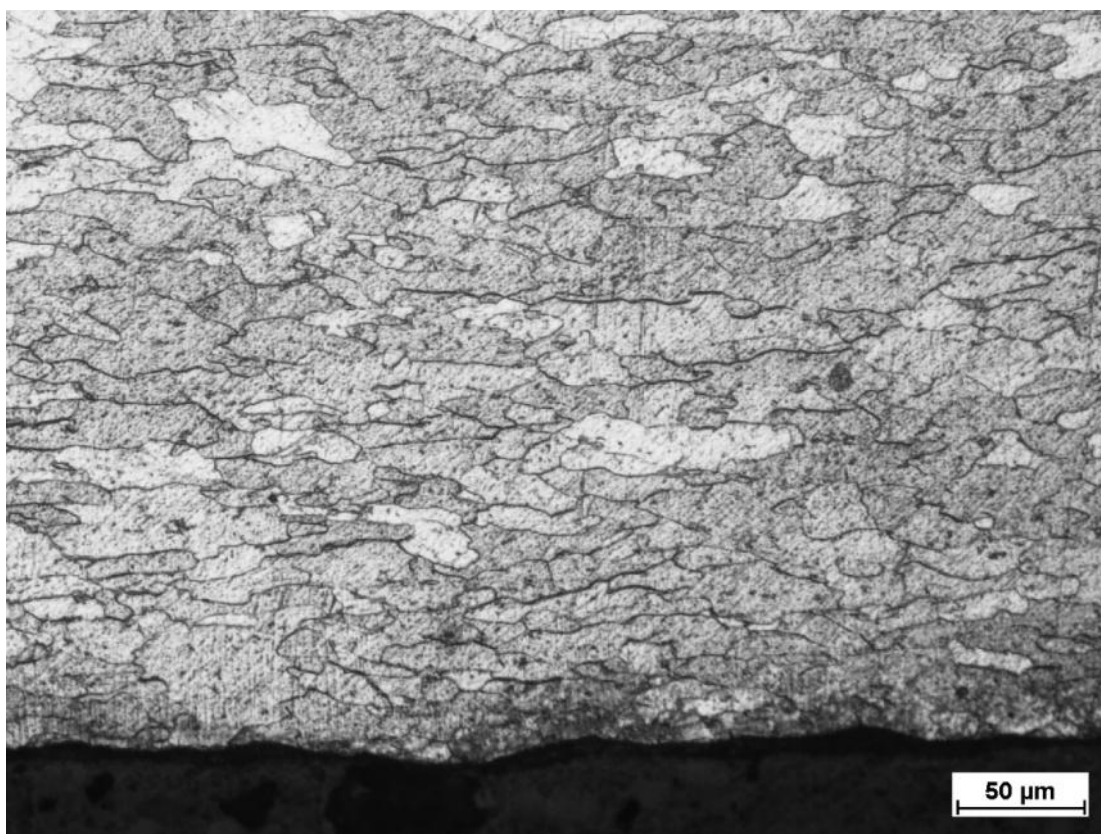


Rys. 41. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony matrycy, gięcie pod kątem 90°

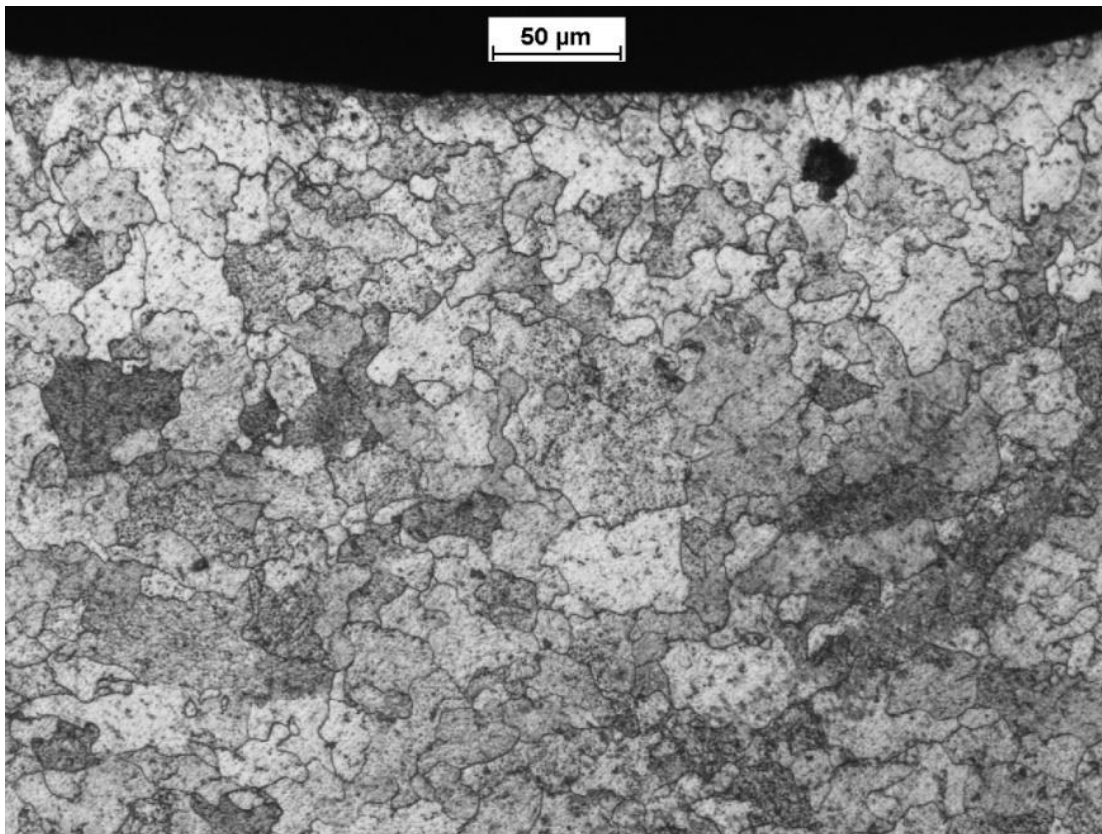


Rys. 42. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony stempla, gięcie pod kątem 90°

W strefie rozciąganej znajdującej się od strony matrycy widoczne jest zauważalne wydłużenie ziaren w kierunku zgodnym z kierunkiem płynięcia materiału w czasie obróbki plastycznej. Objawia się to niemal horyzontalnym ułożeniem dłuższej osi ziarna. W tej strefie widoczne są także linie poślizgu wewnątrz poszczególnych ziaren. Przeciwnie, w strefie oddziaływania stempla (ściskanej) obserwuje się wertykalne ułożenie dłuższej osi. Mniej widoczne są także linie poślizgu [61]. W przypadku próbki wygiętej pod kątem  $115^\circ$  od strony matrycy (Rys. 43) można zauważyć wysokie podobieństwo zarówno w kształcie, orientacji, jak i wielkości ziaren. W przypadku struktury obserwowanej od strony oddziaływania stempla w próbce o kącie wygięcia  $115^\circ$  (Rys. 44) można zauważyć pewne różnice, szczególnie w wielkości, orientacji oraz stopniu deformacji ziaren. Różnice te są tym większe, im bliżej powierzchni materiału, a tym samym stempla się znajdują.



Rys. 43. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony matrycy, gięcie pod kątem  $115^\circ$



Rys. 44. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony stempla, gięcie pod kątem  $115^\circ$

Pośród badanych materiałów stal PN-EN 10130 DC01 charakteryzuje się najbardziej wyraźnymi granicami ziaren; w związku z tym wybrano ten materiał do przeprowadzenia analizy ilościowej obrazu powierzchni. W tym celu wykorzystano oprogramowanie ImageJ (Fiji) [105] oraz autorską aplikację opartą o środowisko Mathworks Matlab<sup>®</sup> [87], przy czym ImageJ używano głównie do wstępnej segmentacji obrazu, a analizy i wizualizację wyników przeprowadzono we własnej aplikacji (Rys. 45). Ocenie poddano pole powierzchni ziaren, ich okrągłość, mimośrodowość, orientację oraz długości poszczególnych osi.

```

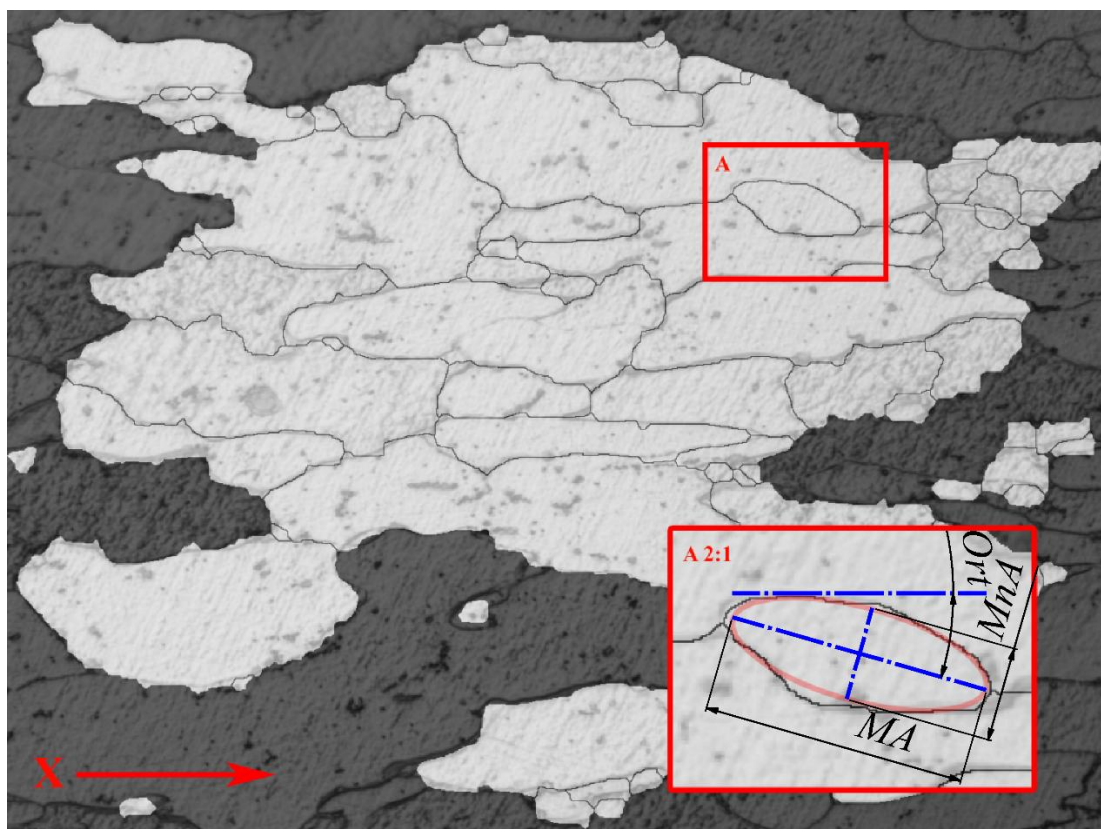
12     %% Skalowanie wyników
13     h4 = figure('WindowState','maximized');
14     imshow(Isc); %wyświetlenie obrazu z paskiem skali
15     d = drawline; %oczekiwanie na narysowanie linii na pasku skali przez użytkownika
16     pos = d.Position;
17     pixlenght = diff(pos); %obliczenie długości paska skali w pikselach
18     prompt = 'Please specify the scale bar lenght [um]'; %zapytanie do użytkownika jaką długość ma pasek skali
19     reallenght = input(prompt);
20     scalefactor_linear = reallenght/pixlenght(1,1); %obliczenie liniowego współczynnika skalowania
21     [xpix ypix] = size(I); %obliczenie powierzchniowego współczynnika skalowania
22     xreal = xpix*scalefactor_linear;
23     yreal = ypix*scalefactor_linear;
24     area_pix = xpix*ypix;
25     area_real = xreal*yreal;
26     scalefactor_area = area_real/area_pix;
27     %% Operacje morfologiczne
28     I0 = bwareaopen(I,100); %wstępne usuwanie szumu z obrazu
29     SE = strel('line',20,0); %definicja kształtu elementów strukturalnych
30     SE2 = strel('square',10);
31     SE3 = strel('square',5);
32     I2 = imdilate(I0,SE); %dylacja w celu zamknięcia granic obszarów
33     I3 = imerode(I2,SE); %erozja w celu powrotu do naturalnej grubości granic ziaren
34     W4 = bwareaopen(I2,500); %usuwanie szumu
35     W2 = imdilate(W4,SE2); %ponowna dylacja w celu domknięcia obszarów
36     W3 = imerode(W2,SE3); %erozja w celu zmniejszenia grubości granic
37     %% Segmentacja obrazu
38     WA = watershed(W3); %segmentacja metodą wododziału
39     BW = logical(WA); %konwersja obrazu do formy czarnobiałej (białe ziarna, czarne granice)
40     %% Usuwanie ziaren przecinających kadr
41     BW2 = imclearborder(BW); %usunięcie obszarów przeciętych krawędzią pola widzenia
42     %% Obliczanie parametrów
43     stats = regionprops('table',BW2,'Area','Circularity','Eccentricity','MajorAxisLength','MinorAxisLength', ...
44         'Orientation'); %definicja listy parametrów
45     MGApix = mean(stats.Area); %obliczenie średniego pola powierzchni ziaren w pikselach
46     STDpix = std(stats.Area); %obliczenie odchylenia standardowego pola powierzchni ziaren w pikselach
47     MGAreal = MGApix*scalefactor_area %obliczenie średniego pola powierzchni ziaren w um^2
48     STDreal = STDpix*scalefactor_area %obliczenie odchylenia standardowego pola powierzchni ziaren w um^2
49     MeanCircularity = mean(stats.Circularity) %obliczenie średniej kołowości ziaren
50     MeanEccentricity = mean(stats.Eccentricity) %obliczenie średniej mimośrodowości ziaren
51     MajorA = mean(stats.MajorAxisLength); %obliczenie średniej długości głównej osi ziaren w pikselach
52     MinorA = mean(stats.MinorAxisLength); %obliczenie średniej długości pobocznej osi ziaren w pikselach
53     MajorAreal = MajorA*scalefactor_linear %obliczenie średniej długości głównej osi ziaren w mikrometrach
54     MinorAreal = MinorA*scalefactor_linear %obliczenie średniej długości pobocznej osi ziaren w mikrometrach
55     MeanOrient = mean(stats.Orientation) %obliczanie średniej orientacji ziaren

```

Rys. 45. Fragment kodu aplikacji wykorzystanej do obliczania parametrów ziaren w środowisku Matlab

Okrągłość jest parametrem charakteryzującym podobieństwo danego obszaru do koła i przyjmuje wartości w przedziale  $<0;1>$ , gdzie parametr okrągłości idealnego koła wynosi 1. Mimośrodowość natomiast określa stosunek długości głównej osi elipsy, którą przybliżany jest dany obszar (z zachowaniem tożsamego momentu bezwładności), do odległości pomiędzy jej ogniskami. Wartość parametru zawiera się w przedziale  $<0;1>$ , gdzie 0 oznacza, że obszar jest kołem, a 1 – linią prostą. Orientacja odpowiada kątowi zawartemu pomiędzy główną (dłuższą) osią elipsy a osią X (Rys. 46).

Analizie poddano próbki wykonane ze stali PN-EN 10130 DC01 przedstawione na rysunkach (Rys. 41 – Rys. 44) oraz uśredniono wyniki badanych parametrów (Tabela 11).



Rys. 46. Porównanie wyników segmentacji z rzeczywistym zglądem metalograficznym oraz wizualizacja parametrów analizowanych w ocenie ilościowej,  $MA$  – długość głównej osi ziarna,  $Mna$  – długość pobocznej osi ziarna,  $Ort$  – orientacja ziarna

Tabela 11. Uśrednione wartości parametrów ziaren

Kąt wygięcia [°]	Strona obserwacji	Średnie pole powierzchni ziaren [ $\mu\text{m}^2$ ]	Średnia okrągłość ziaren [-]	Średnia mimośrodowość ziaren [-]	Średnia orientacja ziaren [°]
90	matryca	143,00	0,65	0,83	-1,90
115		117,00	0,70	0,76	2,30
90	stempel	115,00	0,71	0,73	-8,00
115		81,00	0,71	0,72	7,00

Analiza uśrednionych wartości, szczególnie w przypadku wyginania pod kątem  $90^\circ$ , potwierdza wnioski wyciągnięte na podstawie analizy jakościowej opisanej powyżej. Jednak, dla wyciągnięcia poprawnych wniosków konieczne jest przeprowadzenie pogłębionej analizy statystycznej. Zauważalna jest wyraźna odchyłka średniego pola powierzchni ziarna w przypadku obserwacji od strony stempla w próbce wygiętej pod kątem  $115^\circ$ . Najprawdopodobniej jest to spowodowane występowaniem wielu ciemniejszych obszarów na obrazie, które spowodowały zjawisko nadmiernej segmentacji (ang. *oversegmentation*) [87]. W związku z tym wykluczono tę próbę z dalszych analiz. Dla przypadku wyginania

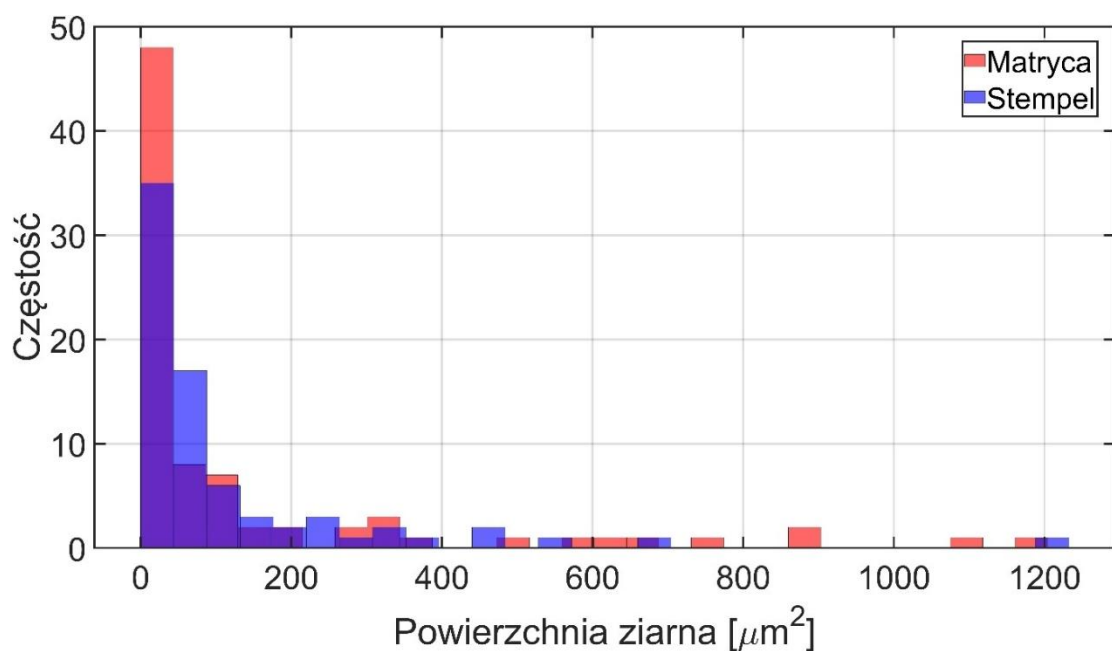
pod kątem 90° przeprowadzono pogłębioną analizę statystyczną, zaczynając od sprawdzenia, czy rozkład poszczególnych parametrów jest rozkładem normalnym, wykorzystując w tym celu test Kołmogorowa-Smirnowa. We wszystkich przypadkach test statystyczny odrzuca hipotezę zerową zakładającą normalność rozkładu. Dla ustalenia, czy pomiędzy parametrami ziaren w poszczególnych strefach występuje statystycznie istotna różnica, przeprowadzono test Kruskala-Wallisa (Tabela 12).

Tabela 12. Wyniki testu Kruskala-Wallisa dla parametrów ziaren

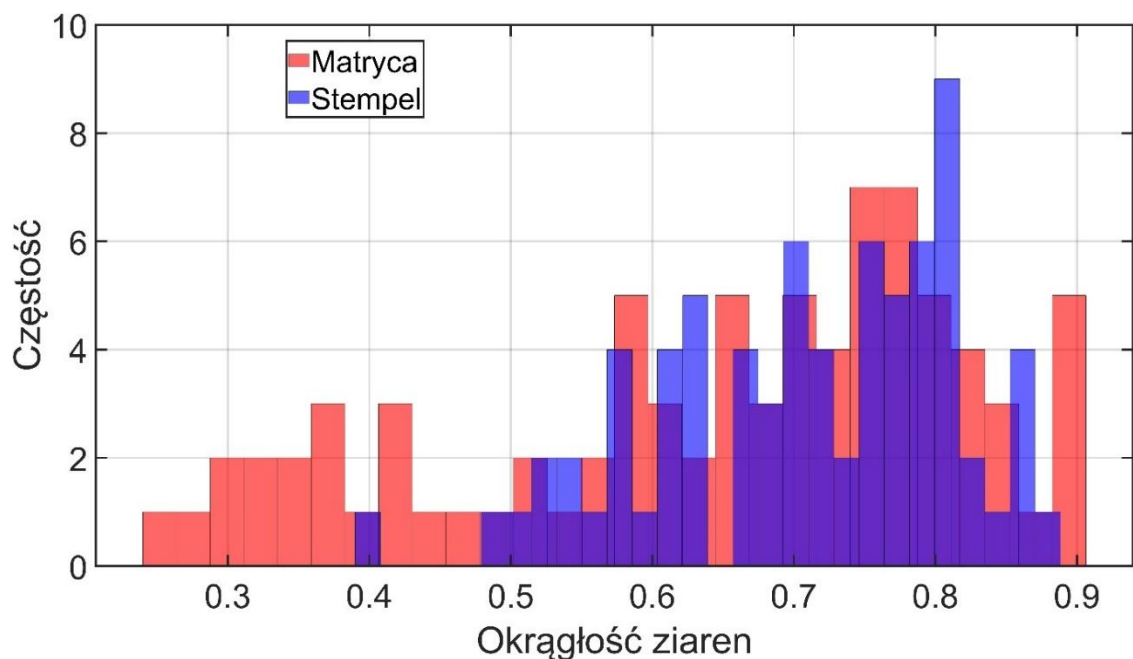
Parametr	Wartość współczynnika $p$	Różnica istotna pod względem statystycznym
Pole powierzchni	0,069200	nie
Okrągłość	0,060100	nie
Mimośrodowość	0,000003	<b>tak</b>
Orientacja	0,414900	nie

Wbrew analizie opartej na wartościach uśrednionych wyniki testu analizy wariancji dowodzą, że jedynym parametrem różnym pod względem statystycznym dla analizowanych przypadków jest mimośrodowość ziaren. Jest to parametr opisujący wydłużenie ziarna pod wpływem obróbki. Większa wartość, zbliżona do jedności oznacza, że ziarna są rozciągane, co odpowiada charakterowi odkształcenia. W strefie stempla, w której materiał podlega ścisłaniu zaobserwowano istotnie niższą wartość tego parametru. Różnice we wnioskowaniu na podstawie wartości uśrednionych względem analizy z wykorzystaniem testu Kruskala-Wallisa wynikają z faktu porównywania rozkładów, w których rozkład wartości nie odpowiada rozkładowi Gaussa. W celu lepszego zobrazowania różnic w analizowanych parametrach opracowano histogramy porównawcze. Analiza histogramu pola powierzchni ziaren (Rys. 47) udowadnia, że w analizowanych próbkach nie występuje istotna różnica. Można też zauważyć, że w obu przypadkach dominują ziarna o stosunkowo niewielkiej powierzchni. Jest to charakterystyczne dla stopów przeznaczonych do obróbki plastycznej.

W przypadku porównania rozkładu okrągłości ziaren (Rys. 48) można zauważyć pewne różnice. Dla strefy oddziaływania matrycy zauważalne jest występowanie krystalitów o okrągłości  $< 0,5$ , co nie występuje w strefie oddziaływania stempla. Występowanie takich obiektów częściowo potwierdza obserwacje jakościowe przeprowadzone we wcześniejszych rozważaniach.



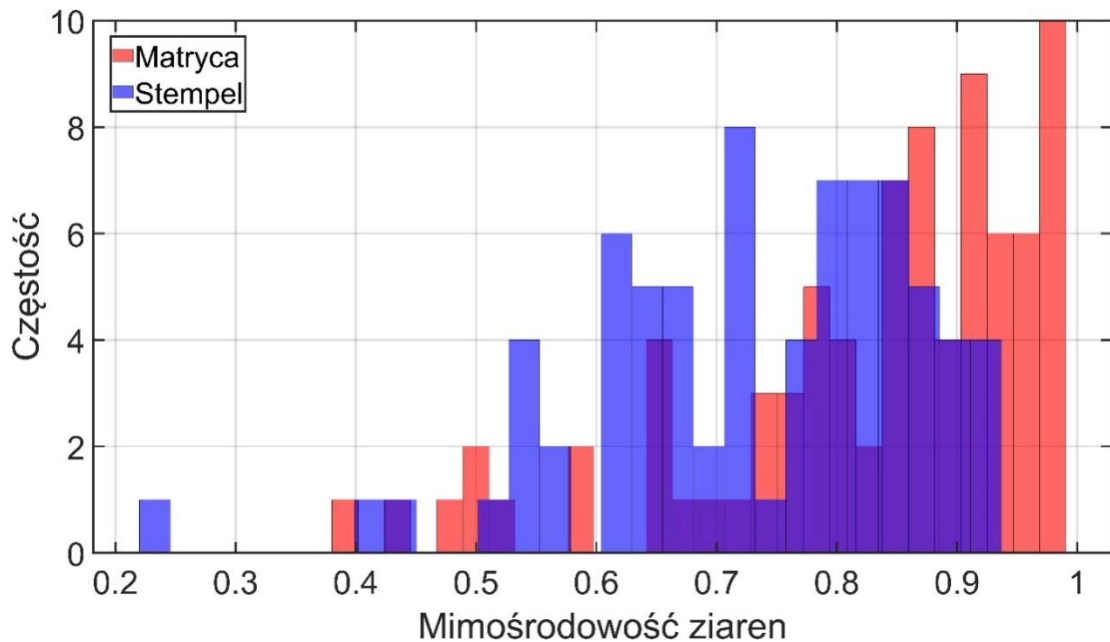
Rys. 47. Histogram porównawczy pola powierzchni ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90°



Rys. 48. Histogram porównawczy okrągłości ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90°

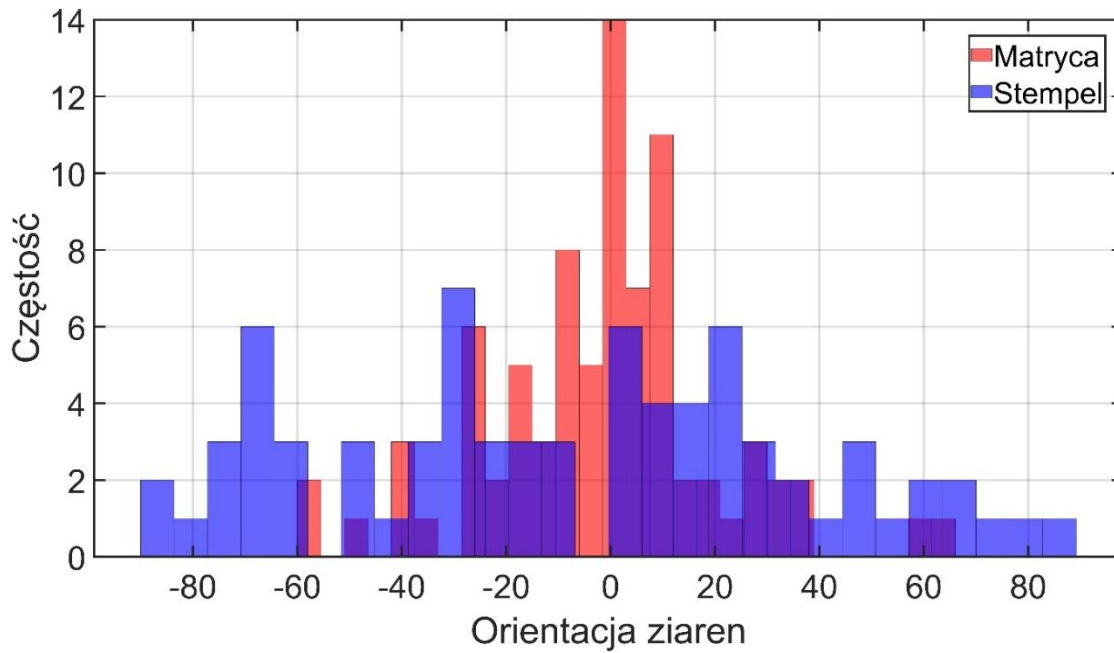
Istotne różnice w rozkładzie wartości wykazuje analiza parametru mimośrodowości, co potwierdzają zarówno obserwacje jakościowe, jak i wyniki testu statystycznego. Wykres częstości (Rys. 49) w przypadku strefy oddziaływania matrycy, jest wyraźnie przesunięty w kierunku jedności w stosunku do analogicznego rozkładu ze strefy oddziaływania stempla. Mając na uwadze, że mimośrodowość równa jedności oznacza linię prostą, można wywnioskować, że ziarna w strefie

matrycy są zauważalnie wydłużone w stosunku do krystalitów położonych w pobliżu obszaru oddziaływania stempla.

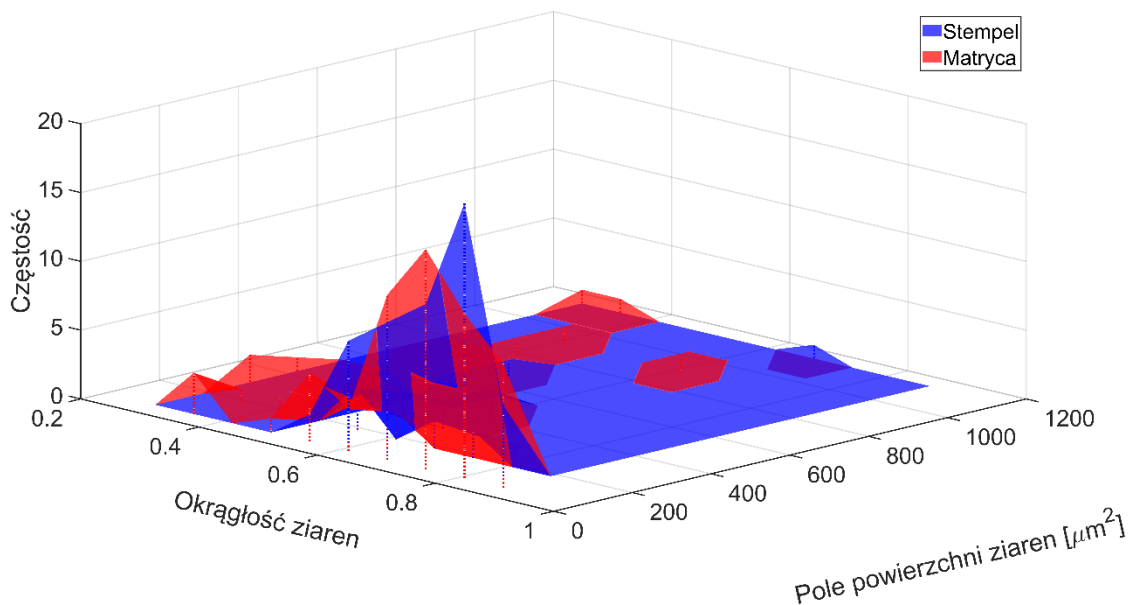


Rys. 49. Histogram porównawczy mimośrodkowości ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90°

Przypadkiem wymagającym szczególnej interpretacji jest rozkład wartości parametru orientacji ziaren (Rys. 50). Opisany wcześniej test statystyczny wykazuje, że ze statystycznego punktu widzenia nie występuje istotna różnica pomiędzy strefami oddziaływania poszczególnych narzędzi. Analizując oba rozkłady, można zauważyć, że w przypadku matrycy większość wartości zawarta jest w przedziale od  $-20^\circ$  do  $15^\circ$ , natomiast dla stempla obserwowany jest rozkład znacznie bardziej równomierny. Mając na uwadze rozkład parametru mimośrodkowości (Rys. 49) należy zauważyć, że wartość parametru orientacji może mieć znacznie większy wpływ w przypadku znacznego wydłużenia ziarna. Krystality o zarysie zbliżonym do kołowego nie mogą być skutecznie opisane z wykorzystaniem tego parametru. Wracając do rozkładu orientacji w przypadku strefy oddziaływania matrycy, należy zauważyć, że wartości w zakresie od  $-20^\circ$  do  $15^\circ$  odpowiadają, pod względem jakościowym, sytuacji obserwowanej na zdjęciach mikroskopowych struktury (Rys. 41, Rys. 43). Na podstawie analizy trójwymiarowego histogramu wiążącego parametr okrągłości z polem powierzchni ziaren (Rys. 51) można zauważyć, że następuje wyraźna korelacja pomiędzy tymi parametrami. Przekrój ziaren o małym polu powierzchni jest bardziej zbliżony kształtem do koła, natomiast ziarna o większym polu powierzchni są wyraźnie wydłużone.



Rys. 50. Histogram porównawczy orientacji ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90°



Rys. 51. Histogram trójwymiarowy łączący rozkład okrągłości oraz pola powierzchni ziaren

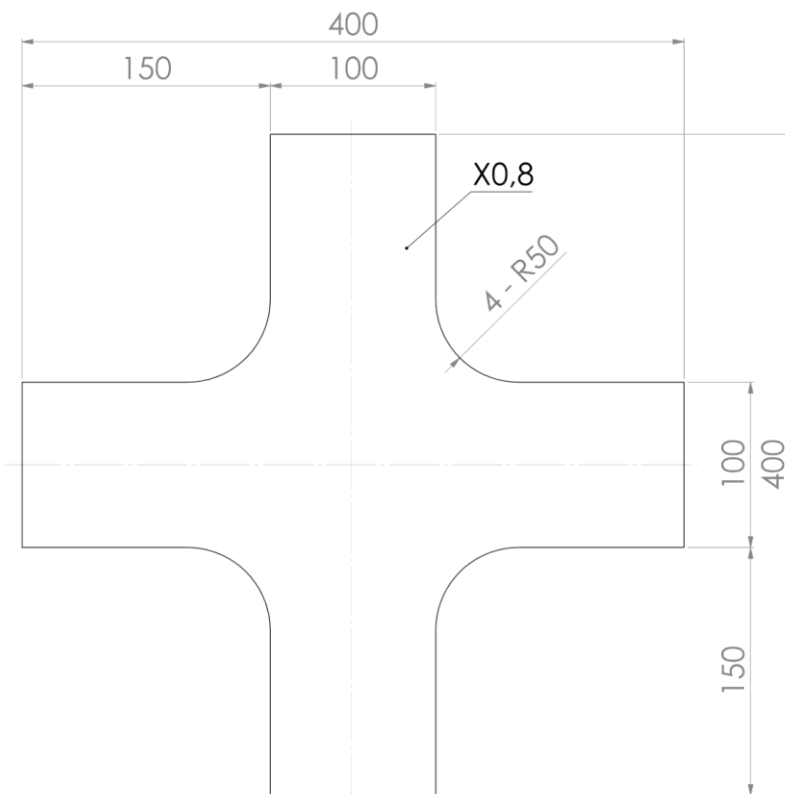
Podsumowując wyniki analiz metalograficznych, można zauważyć, że dla każdego z analizowanych materiałów odkształcenia struktury różnią się w zależności od strefy obróbki. Materiał znajdujący się w strefie matrycy podlega intensywnemu rozciąganiu, co przekłada się na zauważalne wydłużenie jego ziaren. Z drugiej strony, strefa oddziaływania stempla jest strefą występowania wysokich naprężeń ściskających. Ich oddziaływanie objawia się zauważalnym zmniejszeniem parametru mimośrodowości krystalitów.

Na podstawie przeprowadzonych analiz wytypowano stal PN-EN 10130 DC01 jako materiał do dalszych, bardziej szczegółowych badań rozpoznawczych.

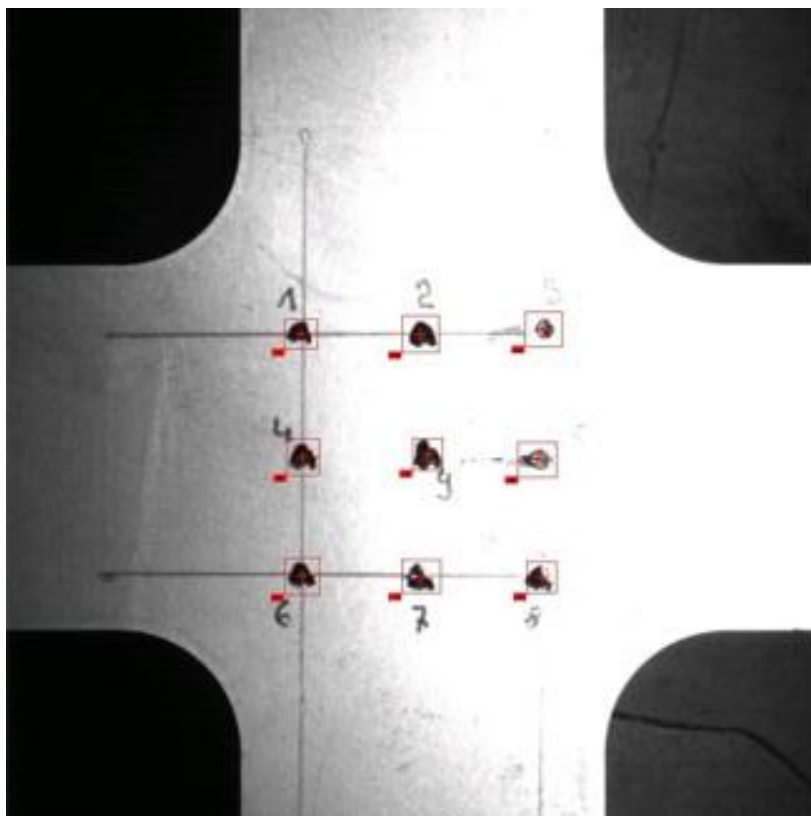
#### **4.4. Próba rozciągania dwuosiowego stali PN-EN 10130 DC01**

Próba rozciągania dwuosiowego stanowi użyteczne narzędzie badawcze, które pozwala na kompleksową ocenę właściwości mechanicznych materiału w warunkach złożonego stanu naprężeń. Badanie jest istotne w przypadku analizy materiałów konstrukcyjnych wykorzystywanych w procesach technologicznych, w których zachodzi skomplikowany, wielokierunkowy rozkład obciążeń, np. w tłoczeniu [139]. Na podstawie wyników próby można określić charakterystyki wytrzymałościowe stopu w zależności od kierunku obciążenia, co jest użyteczne w przypadku symulacji numerycznej procesów kształtowania plastycznego materiałów anizotropowych, w tym blach stalowych. Z wykorzystaniem statycznej próby rozciągania dwuosiowego możliwa jest także identyfikacja nieliniowych zależności pomiędzy odkształceniem i naprężeniem w strefie obciążenia, co przekłada się na opracowanie parametrów modeli materiałowych opisujących odkształcenie plastyczne [9, 10, 52, 53, 123, 143].

W celu przeprowadzenia analizy wykonano próbki krzyżowe ze stali PN-EN 10130 DC01 o grubości 0,8 mm (Rys. 52), co było podyktowane maksymalną siłą możliwą do uzyskania na stanowisku pomiarowym. Na próbki naniesiono siatkę dziewięciu punktów charakterystycznych (Rys. 53), których przemieszczenie rejestrowano z wykorzystaniem ekstensometru optycznego.

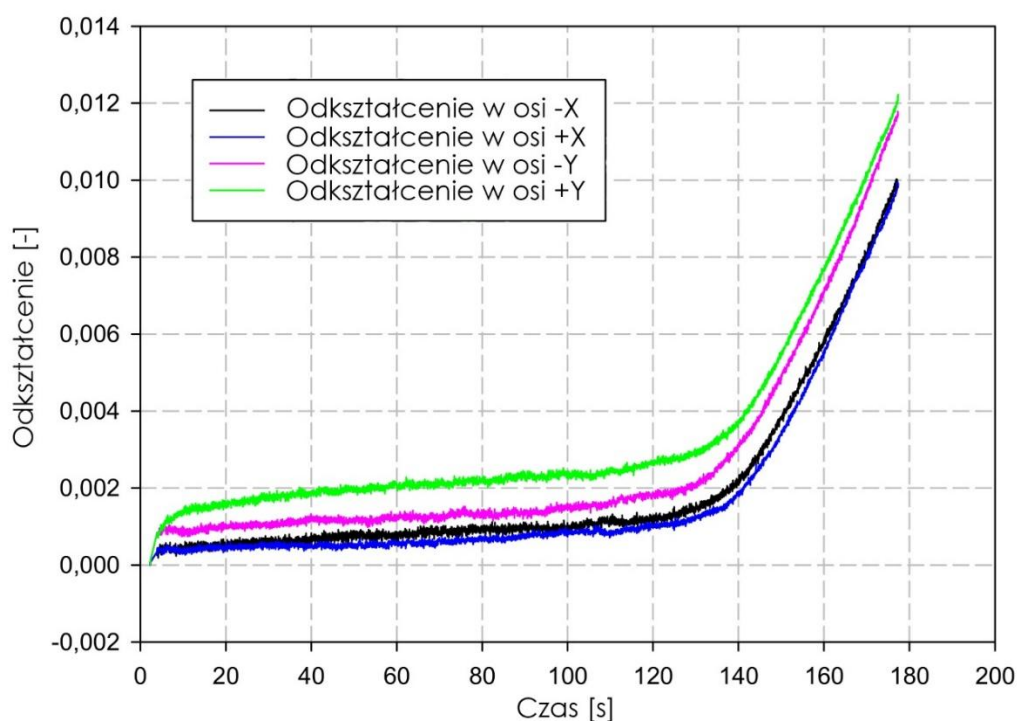


Rys. 52. Rysunek próbki krzyżowej wykorzystanej w próbie rozciągania dwuosiowego



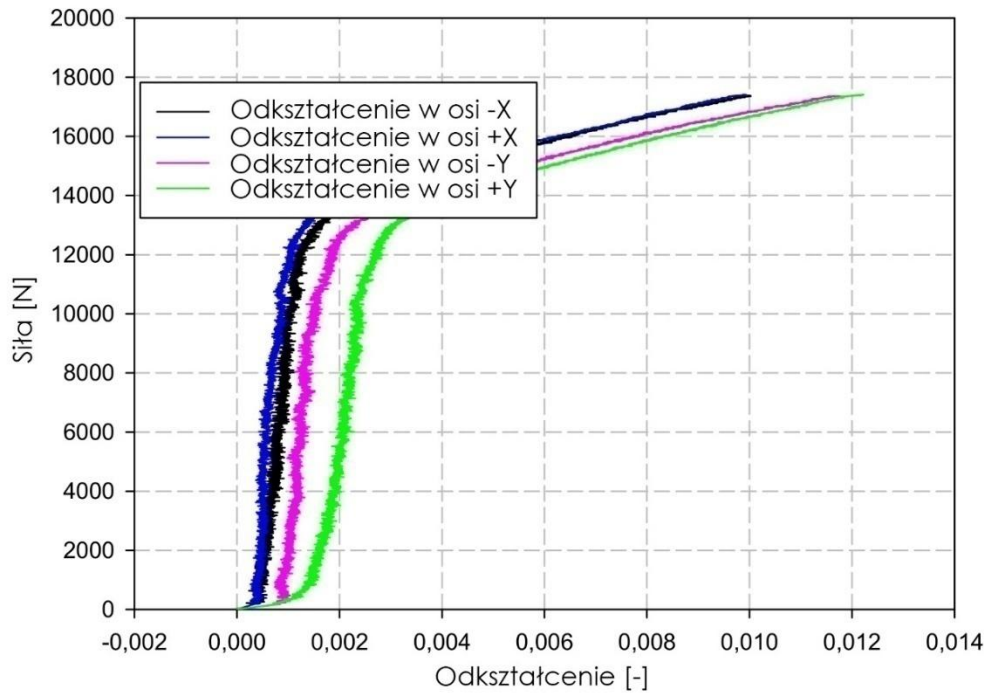
Rys. 53. Obraz siatki punktów charakterystycznych naniesionych na próbkę widoczny na ekranie podglądu ekstensometru optycznego

Analiza wykresów odkształcenia w funkcji czasu (Rys. 54) oraz siły w funkcji odkształcenia (Rys. 55) wskazuje, że stal PN-EN 10130 DC01 wykazuje pewne właściwości anizotropowe. Odkształcenie w kierunku osi X, czyli zgodnie z kierunkiem walcowania, jest mniejsze w całym zakresie niż analogiczne odkształcenie w osi Y (poprzecznie do kierunku walcowania). Podobnie maksymalna wartość odkształcenia występuje w rozciąganiu wzdłuż osi Y. Na wykresie widoczny jest gwałtowny wzrost odkształceń we wszystkich kierunkach, co związane jest z uplastycznieniem materiału. Na tej podstawie można przedstawić wniosek, że badany materiał wykazuje większą podatność na odkształcenie w kierunku poprzecznym niż w kierunku wzdłużnym do kierunku walcowania.



Rys. 54. Wykres odkształcenia w funkcji czasu dla próby rozciągania dwuosiowego próbki ze stali PN-EN 10130 DC01

W przypadku rozciągania zgodnie z kierunkiem walcowania (X), obserwuje się większą nośność materiału, czyli spowodowanie takiego samego odkształcenia wymaga przyłożenia większej siły. Materiał wykazuje większą podatność na odkształcenie w kierunku poprzecznym do kierunku walcowania (Y) niż w kierunku wzdłużnym. Dodatkowo, większy kąt nachylenia krzywej  $F - \varepsilon$  w zakresie sprężystym na kierunku X świadczy o większej sztywności materiału w kierunku walcowania.

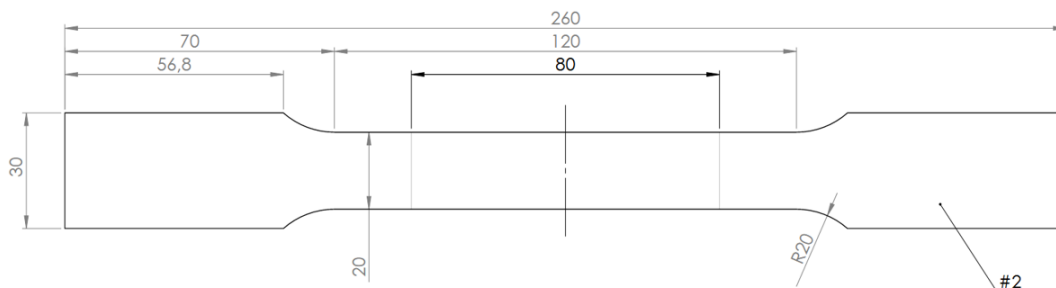


Rys. 55. Wykres siły w funkcji odkształcenia dla próby rozciągania dwuosiowego próbki ze stali PN-EN 10130 DC01

Analiza przedstawionych danych wskazuje na anizotropię materiału, która objawia się większym umocnieniem w kierunku walcowania, co przekłada się na większą sztywność w zakresie sprężystym, jak i na większą nośność. Z drugiej strony materiał wykazuje większą podatność na odkształcenie w kierunku poprzecznym do kierunku walcowania.

#### 4.5. Wyznaczenie współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01

W celu wstępnego wyznaczenia współczynnika anizotropii wykonano, zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2020-05 [151], próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 przeznaczone do statycznej próby rozciągania jednoosiowego (Rys. 56). Każdą serię próbek wykonano w innej orientacji względem kierunku walcowania, odpowiednio: 0°; 22,5°; 45°; 67,5° oraz 90°, a następnie przeprowadzono statyczną próbę rozciągania (Tabela 13).



Rys. 56. Rysunek próbki wykorzystanej w statycznej próbie rozciągania

Tabela 13. Wyniki statycznej próby rozciągania próbek ze stali PN-EN 10130 DC01

Orientacja	Granica plastyczności $R_e$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$ [MPa]	Wydłużenie względne $A$ [%]
0°	233,0	363,0	16,6
22,5°	236,0	370,0	15,8
45°	247,0	375,0	13,9
67,5°	241,0	370,0	14,7
90°	235,0	357,0	15,1

Podczas badań zauważono, że strefa pęknięcia przybiera różny kształt w zależności od orientacji próbki względem kierunku walcowania. W przypadku zerwania próbek o orientacji 0° (Rys. 57) oraz 90° (Rys. 58) obserwuje się pęknięcie usytuowane poprzecznie do kierunku rozciągania, z wyraźnie zarysowaną szyjką. W pozostałych przypadkach pęknięcie przebiega ukośnie do kierunku obciążenia, a szyjka nie jest tak wyraźna; dodatkowo jest zauważalnie asymetryczna (Rys. 59). Różnice te wynikają z orientacji ziaren względem kierunku obciążenia i powiązanej z tym podatności na odkształcenie plastyczne. W przypadku obciążenia pod kątem innym niż 0° lub 90° możliwe jest mieszanie różnych mechanizmów pęknięcia, podczas gdy w wymienionych przypadkach na ogół zachodzi pęknięcie ciągłe.



Rys. 57. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji  $0^\circ$

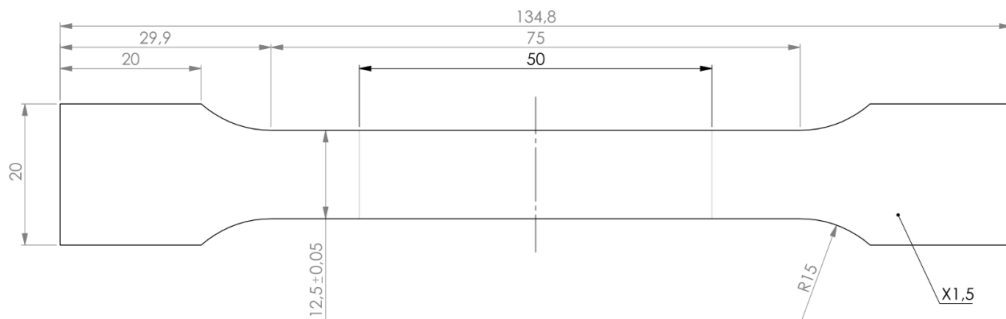


Rys. 58. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji  $90^\circ$



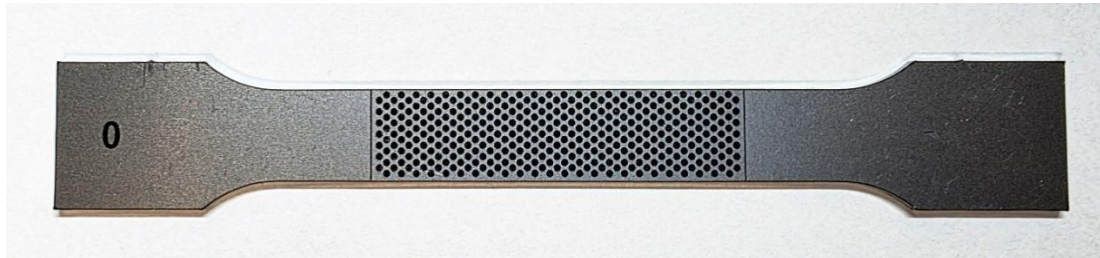
Rys. 59. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji 67,5°

Mając powyższe na uwadze przygotowano kolejną serię próbek zgodnych z normą PN-EN ISO 6892-1:2020-05 [151]. W czasie statycznej próby rozciągania zauważono, że zachodzi konieczność zastosowania precyzyjnych szczęk do mocowania próbki w celu zapewnienia odpowiedniej dokładności i powtarzalności wyników oraz zgodności wyznaczenia współczynnika anizotropii z normą PN-EN ISO 10113:2020-07E [152]. W związku z faktem, że wykorzystane szczęki charakteryzują się ograniczoną maksymalną siłą rozciągającą, należało zmienić geometrię próbek wykorzystanych w badaniu (Rys. 60).

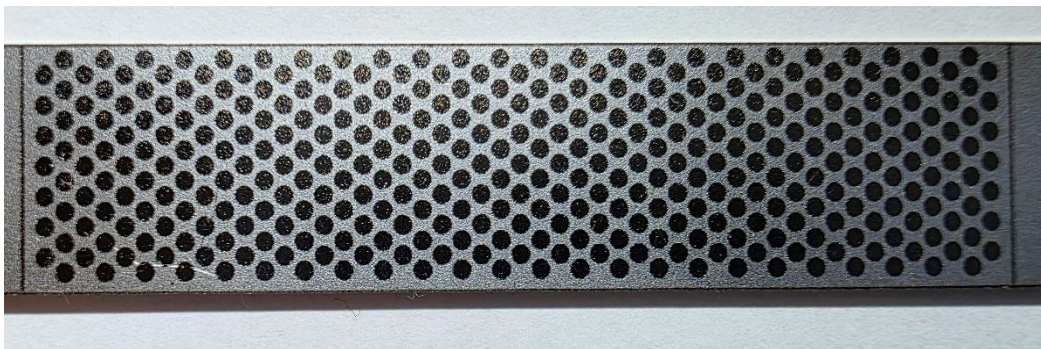


Rys. 60. Rysunek próbki wykorzystanej do wyznaczenia współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01

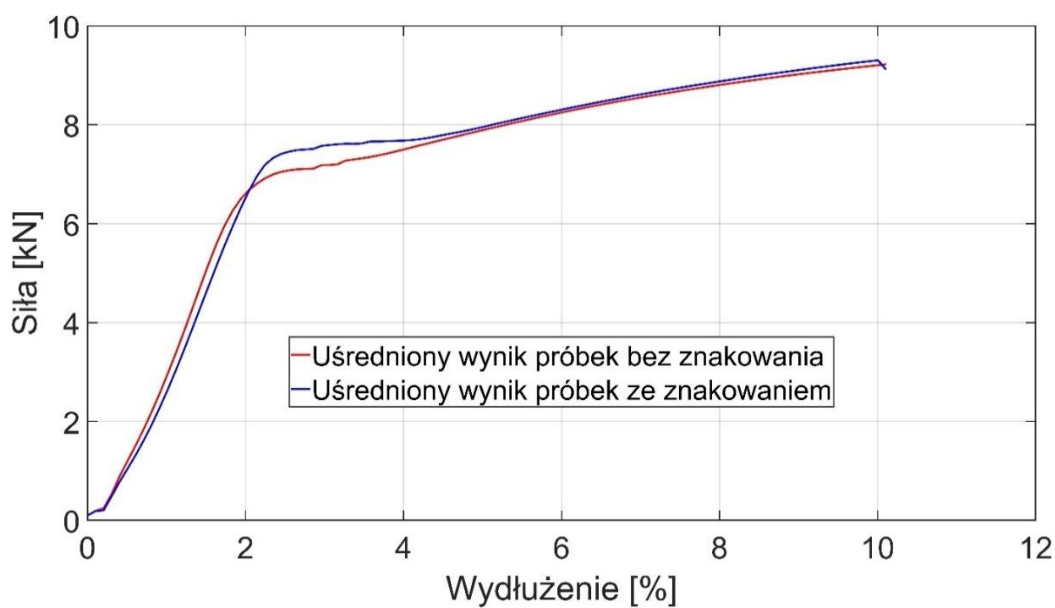
Dla ułatwienia jakościowej analizy odkształceń na próbkę, na całej długości odcinka pomiarowego  $L_0$ , naniesiono siatkę punktów charakterystycznych (Rys. 61, Rys. 62), wykorzystując metodę znakowania laserem światłowodowym. Doświadczalnie udowodniono, że znakowanie próbki nie ma istotnego wpływu na przebieg próby rozciągania (Rys. 63).



Rys. 61. Obraz próbki przeznaczonej do statycznej próby rozciągania z widoczną siatką wytworzonych punktów znakujących



Rys. 62. Zbliżenie na fragment próbki z naniesionymi punktami znakującymi



Rys. 63. Ilustracja uśrednionych wyników porównawczej próby rozciągania próbek znakowanych i bez oznaczeń

Współczynnik anizotropii wyznaczono zgodnie z przytoczoną normą PN-EN ISO 10113:2020-07E, korzystając z zależności (3). Procedura zakłada porównanie szerokości próbki oraz długości odcinka pomiarowego przed odkształceniem oraz po wydłużeniu o zadaną wartość (Tabela 14). W opisywanym przypadku analizę współczynnika anizotropii przeprowadzono przy wydłużeniu próbki wynoszącym 15%, które kontrolowane było z wykorzystaniem czujnika przemieszczeń wbudowanego w maszynę wytrzymałościową. Należy zauważyć, że kontrolowane przez maszynę wydłużenie 15% obejmuje zarówno odkształcenia plastyczne, jak i sprężyste, więc efektywne odkształcenie plastyczne będzie mniejsze na skutek powrotu sprężystego. Należy dodać, że w każdym wierszu tabeli przedstawiono wartości uśrednione dla dziesięciu pomiarów; dodatkowo wartości  $b_0$  oraz  $b$  dla każdej próbki wyznaczono na podstawie trzech pomiarów szerokości, zgodnie z cytowaną wyżej normą [152].

Tabela 14. Wyniki pomiarów i obliczeń współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01

<b>Orientacja [°]</b>	<b><math>b_0</math> [mm]</b>	<b><math>L_0</math> [mm]</b>	<b><math>b</math> [mm]</b>	<b><math>L</math> [mm]</b>	<b><math>R</math> [-]</b>
0	12,536	50,000	12,117	53,266	1,170
22,5	12,539	50,000	12,141	53,160	1,110
45	12,530	50,000	12,167	53,158	0,920
67,5	12,530	50,000	12,088	53,167	1,410
90	12,530	50,000	12,058	53,191	1,640

Wartości uzyskane dla kierunków 0°, 45° oraz 90° odpowiadają danym, które podawane są w innych publikacjach poruszających zagadnienie obróbki plastycznej stali PN-EN 10130 DC01 [66]. Należy jednak zauważyć, że w niektórych publikacjach wartości parametru  $R$  dla omawianej stali są istotnie wyższe [85]. Różnice prawdopodobnie wynikają z szeregu czynników, takich jak grubość analizowanych elementów, parametry obróbki cieplnej, a nawet metody pomiaru. Niemniej należy uznać otrzymane wyniki jako mieszczące się w typowym przedziale.

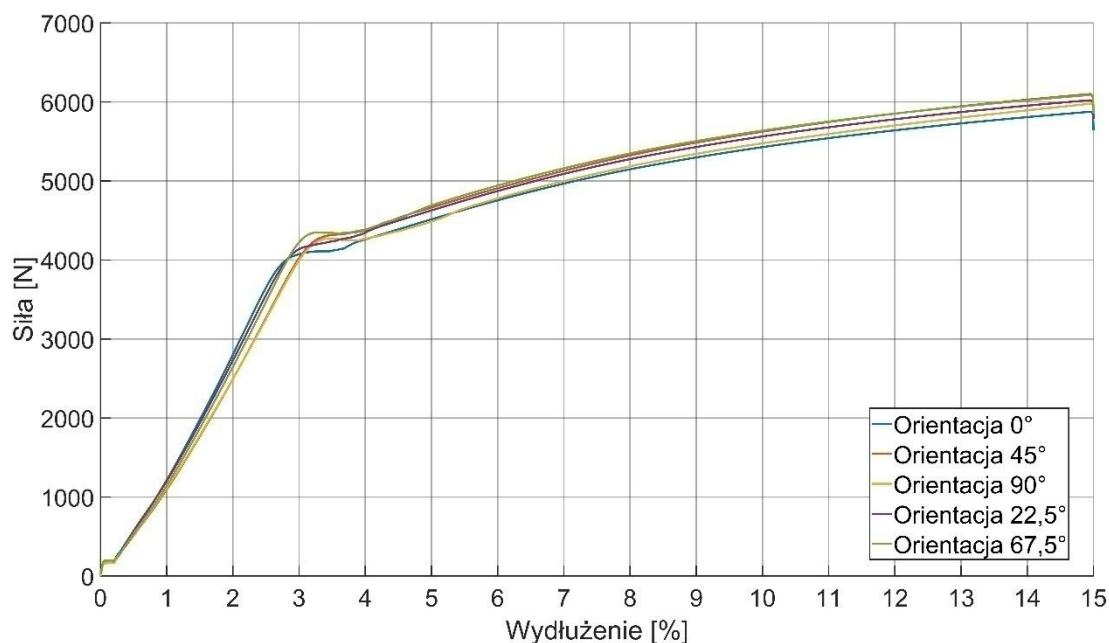
Na podstawie zależności (2) wyznaczono współczynnik anizotropii normalnej, który w opisywanym przypadku wynosi 1,16. Wartość ta oznacza, że materiał jest odpowiedni do wykorzystania w prostych procesach obróbki plastycznej, takich jak wyginanie swobodne, lecz w bardziej wymagających aplikacjach (np. w głębokim tłoczeniu) należy rozważyć zastosowanie materiału o korzystniejszym współczynniku

anizotropii normalnej ( $\bar{R} > 1,6$ ). Na podstawie wyznaczonych parametrów można obliczyć także współczynnik anizotropii planarnej, który opisany jest zależnością:

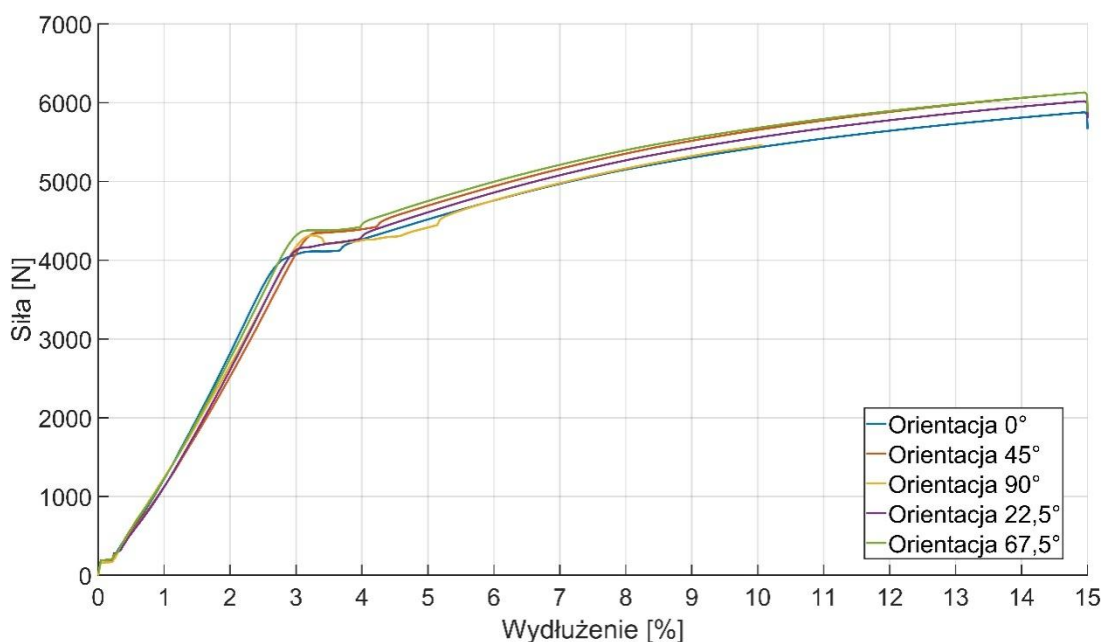
$$\Delta R = \frac{R_0 - 2R_{45} + R_{90}}{2} \quad (51)$$

gdzie  $R_i$  oznacza współczynniki anizotropii wyznaczone dla danej orientacji próbki. Korzystając z zależności (51), obliczono wartość współczynnika anizotropii planarnej dla badanego materiału,  $\Delta R = 0,485$ , co jest wartością typową dla stali gatunku PN-EN 10130 DC01. Współczynnik anizotropii planarnej, określa w jaki sposób materiał będzie odkształcał się podczas głębokiego tłoczenia. Wartość 0,485 oznacza tworzenie uszu w kierunkach  $0^\circ$  oraz  $90^\circ$  względem kierunku walcowania. W przypadku wyginania swobodnego jego analiza nie jest niezbędna.

Analiza porównawcza wykresów siła – wydłużenie dla badanych próbek, zarówno w wersji uśrednionej dla dziesięciu pomiarów (Rys. 64), jak i dla pojedynczego przypadku (Rys. 65) wykazuje odmienne zachowanie pod działaniem siły zależnie od orientacji próbki. Różnice są szczególnie widoczne w okolicy granicy plastyczności, a także w fazie plastycznego płynięcia.



Rys. 64. Porównanie uśrednionych przebiegów krzywej siła – wydłużenie dla analizowanych próbek



Rys. 65. Porównanie przebiegu krzywej siła – wydłużenie dla pojedynczej próbki

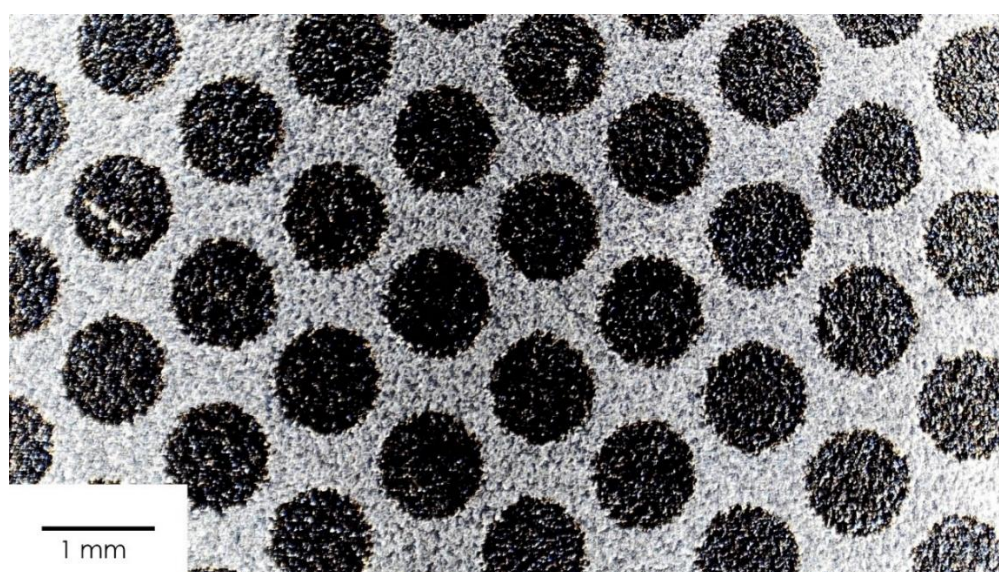
Ze względu na przydatność do obróbki plastycznej najkorzystniejszy przebieg ma krzywa dla próbek wyciętych w orientacji  $0^\circ$ . Wynika to z faktu, że przy tej orientacji krzywa odkształcenia charakteryzuje się płynnym przebiegiem i łagodnym przejściem przez granicę plastyczności. Obniża to ryzyko powstawania defektów powierzchniowych oraz mikropęknięć [6, 56, 81]. Jednocześnie należy zauważyć, że próbka o orientacji  $90^\circ$  wykazuje wyraźnie zaznaczony efekt Lüdersa [77], który objawia się lokalnym spadkiem siły potrzebnej do wywołania dalszych odkształceń, bezpośrednio po przekroczeniu granicy plastyczności. Wspomniane zjawisko powiązane jest z lokalną inicjacją intensywnego odkształcenia plastycznego oraz szybkim namnażaniem lokalnych dyslokacji mikrostruktury [47, 100]. Jego występowanie może wprowadzić nierównomierny rozkład deformacji, co może przekładać się na występowanie defektów powierzchniowych oraz strukturalnych, a także trudności w kontroli jakości procesu. Dodatkowo dostępne źródła wskazują, że gięcie blach wyciętych w orientacji  $90^\circ$  przysparza dodatkowych problemów technologicznych, takich jak zwiększenie współczynnika sprężynowania [130] czy lokalne defekty powierzchniowe [3].

W praktyce przemysłowej dominuje gięcie w orientacji  $0^\circ$ , co wynika zarówno z korzystnych parametrów technologicznych, jak i uwarunkowań ekonomicznych oraz logistycznych. Chociaż istnieją przypadki, gdzie nie można uniknąć gięcia w niekorzystnych orientacjach – szczególnie przy skomplikowanych wyrobach

o wielu zagięciach, jakich przykładem mogą być obudowy urządzeń bądź elementy dekoracyjne – to w praktyce dąży się do minimalizowania takich sytuacji.

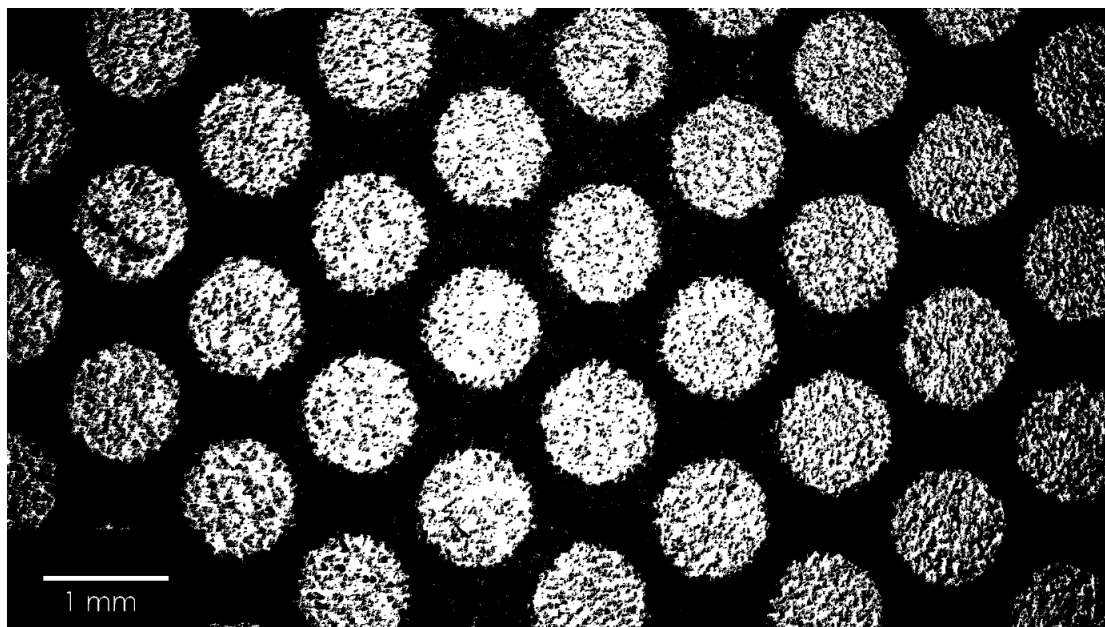
Jak wspomniano wcześniej, na próbki została naniesiona siatka punktów charakterystycznych, która miała pomóc w jakościowej analizie odkształceń. Jednak przez wzgląd na stosunkowo niewielkie odkształcenie plastyczne a także niewielki rozmiar markerów, okazało się to niemożliwe. Algorytm do analizy zmiany kształtu oraz przemieszczeń znaczników, przygotowany w środowisku Mathworks Matlab®, również nie wykrywa istotnej statystycznie różnicy pomiędzy parametrami poszczególnych punktów charakterystycznych przed i po próbie statycznego rozciągania. Mimo to opracowany algorytm okazał się przydatny do analizy przemieszczeń punktów, co otwiera możliwość wykorzystania go w przyszłości do szybkiej analizy współczynnika anizotropii na podstawie wizyjnych metod pomiarowych.

W dalszej części pracy przedstawiono zasadę działania opracowanego algorytmu, a także przykładowe wyniki. Podstawą analizy jest siatka punktów charakterystycznych naniesiona na próbkę z wykorzystaniem znakowania laserowego (Rys. 62). Przed wykonaniem statycznej próby rozciągania zarejestrowano mikroskopowy obraz centralnej sekcji odcinka pomiarowego (Rys. 66) z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego Delta Optical Smart 5MP PRO. Należy mieć na uwadze, że jest to urządzenie klasy konsumenckiej; jednak jakość przechwytywanych obrazów okazała się wystarczająca do wstępnej analizy.



Rys. 66. Nieprzetworzony obraz mikroskopowy centralnej sekcji odcinka pomiarowego z widocznymi znacznikami

W celu wstępnej obróbki ponownie wykorzystano oprogramowanie ImageJ (Fiji) [105], którego celem była konwersja obrazu kolorowego do postaci ośmiobitowej, a następnie binaryzacja z wykorzystaniem manualnie dobranych progów intensywności (Rys. 67). Tak przygotowane obrazy zostały wczytane w środowisku Matlab w celu dalszej analizy.

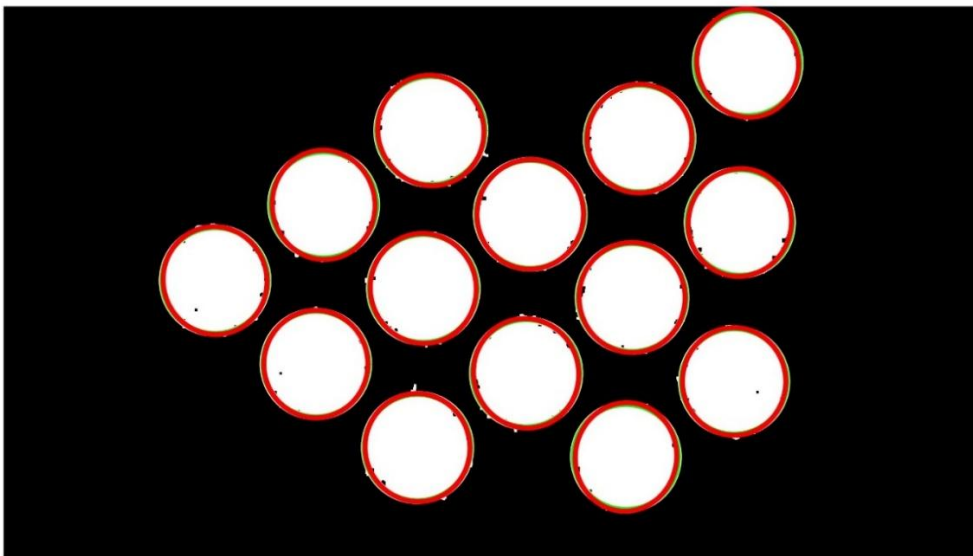


Rys. 67. Obraz mikroskopowy centralnej sekcji odcinka pomiarowego po wstępnej obróbce w środowisku ImageJ

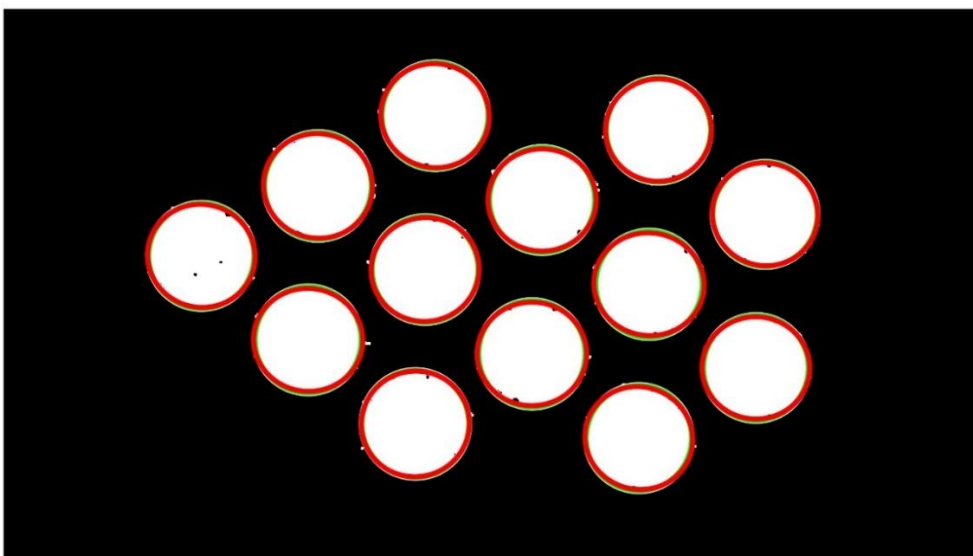
Kolejnym krokiem jest przetworzenie obrazu z wykorzystaniem metod morfologii matematycznej [87] w celu usunięcia szumu, wynikającego z niedoskonałości układu optycznego wykorzystanego mikroskopu, oraz wyznaczenia jednoznacznych obszarów w celu dalszej analizy, a także usunięcia obszarów przeciętych przez krawędzie pola widzenia. W dalszym etapie dokonano ekstrakcji cech geometrycznych uzyskanych obszarów z wykorzystaniem funkcji *regionprops* środowiska Matlab. Analizie poddano położenie środka ciężkości, pola powierzchni, orientacji, mimośrodowości oraz okrągłości poszczególnych obszarów. Następnie zestawiono wyniki uzyskane dla próbki nieodkształconej z analogicznym obrazem utrwalonym po zakończeniu statycznej próby rozciągania. Dla szybkiej oceny wzrokowej algorytm umożliwia wizualizację obszarów poddawanych analizie (Rys. 68) oraz statystyczne porównanie rozkładów wartości poszczególnych parametrów. W przedstawionym przypadku, to jest dla próbki o orientacji  $0^\circ$ , analiza jakościowa nie wykazuje istotnych różnic. Zastosowanie testów statystycznych Kołmogorowa-Smirnowa oraz Kruskala-Wallisa wykazało, że pomiędzy parametrami

takimi jak powierzchnia, długość głównej i krótszej osi oraz mimośrodowość nie ma istotnych różnic statystycznych. Analiza orientacji poszczególnych obszarów daje wynik niejednoznaczny. Test Kołmogorowa-Smirnowa zwraca wartość  $p = 0,0037$ , co oznacza, że różnica jest statystycznie istotna, natomiast test Kruskala-Wallisa na to nie wskazuje ( $p = 0,2071$ ). Oba testy wskazują jednoznacznie na istotne różnice w kołowości badanych obszarów, jednak wyciągnięcie daleko idących wniosków na tej podstawie wymaga dopracowania metody.

## Próbka nieodkształcona



## Próbka odkształcona



Rys. 68. Jakościowe porównanie punktów charakterystycznych na próbce przed oraz po odkształceniu

W celu dokonania ilościowej analizy przemieszczeń punktów charakterystycznych dokonano ich selekcji na rzędy oraz kolumny, tak aby możliwa była tylko analiza przemieszczenia punktów o wspólnej współrzędnej X lub Y. Przyjmując założenie, że lokalne odkształcenia siatki punktów charakterystycznych odpowiadają globalnym odkształceniom próbki, można na tej podstawie oszacować procentową oraz bezwzględną zmianę wymiarów bez stosowania konwencjonalnych metod pomiarowych. Dla sprawdzenia zasadności takiego założenia dokonano porównania wartości odkształcenia procentowego próbki, zmierzonego na podstawie metody tradycyjnej oraz wizyjnej (Tabela 15).

Tabela 15. Porównanie wartości odkształcenia próbki uzyskanego na podstawie metody wizyjnej oraz tradycyjnej

Kierunek	Zmiana długości [%] – metoda tradycyjna	Zmiana długości [%] – metoda wizyjna	Błąd względny metody wizyjnej [%]
X	6,40	7,25	13,28
Y	-3,41	-3,25	4,69

Błąd względny w kierunku X jest stosunkowo wysoki i wynosi 13,28%, natomiast w kierunku Y jest znacznie mniejszy i wynosi 4,69%. Mimo że zaproponowana metoda okazała się niedoskonała, wykazuje ona potencjał do dalszego rozwoju oraz dopracowania, co może stanowić obiecujący kierunek dalszych prac i publikacji naukowych.

Na podstawie powyżej opisanych badań wstępnych dokonano końcowej analizy przydatności stali PN-EN 10130 DC01 w kontekście dalszych badań. Wnioski oraz ich uzasadnienie przedstawiono w kolejnym podrozdziale.

#### **4.6. Wnioski oraz uzasadnienie wyboru materiału PN-EN 10130 DC01**

Na podstawie przeprowadzonych badań wstępnych zdecydowano, że materiałem wykorzystanym w badaniach zasadniczych będzie niskowęglowa stal zimnowalcowana PN-EN 10130 DC01. Wyboru dokonano na podstawie przesłanek zarówno merytorycznych, jak i praktycznych. Cechy charakteryzujące wybraną stal sprawiają, że jest to materiał odpowiedni do przeprowadzenia analiz związanych z formowaniem plastycznym oraz wpływem parametrów tego procesu na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu.

Pierwszym aspektem brany pod uwagę było występowanie wyraźnie zaznaczonej anizotropii właściwości mechanicznych ujawnionej w statycznej próbie rozciągania. Przeprowadzone próby wykazały różnicę we właściwościach wytrzymałościowych w zależności od kierunku obciążenia. Mimo że różnice nie są ekstremalne, są na tyle istotne, że mogą wpływać na końcowy efekt procesu wyginania, a tym samym na prognozowaną trwałość zmęczeniową.

Kolejną zaletą stali PN-EN 10130 DC01 w kontekście planowanych analiz jest jej dobrze widoczna struktura krystalograficzna. Granice ziaren są dobrze widoczne i łatwo identyfikowalne przy użyciu standardowych technik metalograficznych oraz mikroskopowych, co ułatwia przeprowadzenie ewentualnych analiz mikrostrukturalnych, na przykład obserwację lokalnych deformacji, inicjacji mikropęknięć oraz stref poślizgu. Otwiera to pole zarówno do jakościowej, jak i ilościowej analizy wpływu zmian struktury materiału indukowanych przez obróbkę plastyczną a, potencjalnie także do analizy ich wpływu na wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu.

Wstępne badania materiału wykazały także obecność niewielkiej, choć mierzalnej anizotropii, wykazanej w próbie rozciągania dwuosiowego. Obecność nawet niewielkich różnic powoduje, że w złożonych stanach naprężenia materiał może wykazywać niejednorodność rozkładu deformacji, co może mieć znaczenie w kontekście analiz zmęczeniowych.

Kolejnym argumentem za wyborem stali PN-EN 10130 DC01 do dalszych analiz jest wyznaczony doświadczalnie współczynnik anizotropii normalnej wynoszący  $R = 1,16$ . Wartość ta świadczy o bardzo wysokiej podatności materiału na kształtowanie plastyczne, takie jak tłoczenie oraz wyginanie swobodne. Materiał o takiej wartości współczynnika anizotropii ma mniejszą tendencję do ulegania mikrodefektom w czasie kształtowania oraz do formowania stref lokalnych koncentracji naprężeń, co pozwala na zmniejszenie liczby potencjalnych zakłóceń wpływających na docelową analizę wytrzymałości zmęczeniowej wyrobu.

Nie bez znaczenia jest fakt powszechnego wykorzystywania stali PN-EN 10130 DC01 w praktyce przemysłowej, szczególnie w przemyśle motoryzacyjnym oraz przy produkcji wyrobów metalowych, gdzie wymagane są dobre właściwości plastyczne, niska cena oraz przewidywalność i powtarzalność

procesów obróbki. Szeroka dostępność oraz rozpowszechnienie tego materiału w różnych gałęziach przemysłu sprawiają, że opracowane wyniki mogą znaleźć realne zastosowanie w przemyśle, co podnosi ich wartość aplikacyjną.

Ostatnim, choć równie istotnym czynnikiem wziętym pod uwagę, jest osobiste doświadczenie autora niniejszej rozprawy, związane z projektowaniem oraz wytwarzaniem części z wykorzystaniem stali PN-EN 10130 DC01. Praktyczna znajomość właściwości oraz zachowania materiału w rzeczywistych aplikacjach branży motoryzacyjnej pozwala na szybką weryfikację poprawności uzyskanych wyników oraz na prawidłowe formułowanie założeń technologicznych, eksperymentalnych i modelowych.

Wymienione argumenty pozwalają uznać wybór stali PN-EN 10130 DC01 do dalszych analiz za uzasadniony pod względem naukowym oraz praktycznym. Pozwala on na realizację celów pracy, czyli przeprowadzenie pogłębionej analizy wpływu warunków obróbki plastycznej na wytrzymałość zmęczeniową gotowych wyrobów, jednocześnie zachowując odniesienie do rzeczywistych warunków technologicznych i umożliwiając upowszechnienie oraz zastosowanie uzyskanych wyników w praktyce produkcyjnej.

## ROZDZIAŁ V

### SFORMUŁOWANIE HIPOTEZ

Celem niniejszego rozdziału jest podsumowanie dotychczasowych analiz oraz przedstawienie hipotez, które zostały sformułowane w oparciu o nie. Mając na uwadze, że celem pracy jest zapewnienie optymalnej wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów kształtowanych przez wyginanie, należy odnieść się do aktualnego stanu wiedzy dotyczącego tego zagadnienia. Wspomniana już korelacja pomiędzy mechanizmem pęknięcia materiału na skutek nadmiernej koncentracji naprężeń w trakcie procesu gięcia [83, 92] a mechanizmem inicjacji pęknięcia zmęczeniowego [57, 115] pozwala stwierdzić, że da się wyznaczyć istotną zależność pomiędzy parametrami procesu wyginania a prognozowaną wytrzymałością zmęczeniową wyrobu. Na tej podstawie sformułowano hipotezę o następującym brzmieniu:

***Promień krawędzi stempla ( $R_s$ ) ma istotny wpływ na wartość naprężeń w strefie gięcia po zakończeniu procesu ( $\sigma_{res}$ ) oraz na wytrzymałość zmęczeniową kształtowanych elementów. Stosowanie małych promieni ( $R_s$ ) przyczynia się do wzrostu naprężeń ( $\sigma_{res}$ ) oraz spadku wytrzymałości zmęczeniowej, przy czym stosowanie stempli o promieniu ( $R_s$ ) nie mniejszym niż 0,5 promienia gięcia ( $R_g$ ) pozwala ograniczyć zakres tych zmian.***

Jako uzasadnienie hipotezy należy zauważyć, że wiele publikacji wskazuje na obszar koncentracji naprężeń jako miejsce, w którym dochodzi do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego [110], a proces wyginania, zwłaszcza swobodnego, wprowadza stan wysokiego naprężenia w strefie oddziaływania stempla. Potwierdzenia wpływu naprężeń resztkowych indukowanych poprzez kształtowanie plastyczne na zimno dokonano w publikacji [95], gdzie autorzy oceniali wpływ naprężeń resztkowych na wytrzymałość zmęczeniową cienkościennych kątowników wykonanych ze stali nierdzewnej. Zaobserwowano, że inicjacja pęknięcia zachodzi w strefie oddziaływania stempla. Podobne wnioski dotyczące wpływu naprężeń resztkowych na wytrzymałość zmęczeniową przedstawiono w pracy [121], gdzie rozważano wpływ procesu formowania na wytrzymałość zmęczeniową stali o wysokiej wytrzymałości S700MC.

W aktualnej literaturze więcej uwagi poświęca się analizie wpływu stosunku promienia gięcia do grubości blachy ( $R_g/h$ ), wykazując, że ma on kluczowe znaczenie dla rozkładu naprężeń oraz odkształceń w strefie gięcia. W artykule [108] określono, że zachowanie stosunku  $R_g/h > 0,84$  powoduje, że naprężenia resztkowe powstają jedynie wewnątrz materiału, natomiast przy stosunku  $R_g/h < 0,84$  obserwuje się powstawanie dodatkowych stref odkształceń plastycznych na wewnętrznej powierzchni blachy, czyli od strony stempla. Ich występowanie zwiększa skalę zjawiska sprężynowania, jednak należy zauważyć, że te analizy koncentrują się głównie na zaawansowanych stalach wysokiej wytrzymałości – AHSS (ang. *Advanced High Strength Steels*) [113], w których wartości stosunku  $R_g/h$  są często większe niż w przypadku kształtowania stali konstrukcyjnych niskowęglowych. Zaawansowana analiza odkształceń przedstawiona w opracowaniu [97] pozwala stwierdzić, że w przypadku gięcia przy niskiej wartości  $R_g/h$  odkształcenia skupiają się na znacznie mniejszym obszarze, co prowadzi do lokalnego umocnienia plastycznego i może zaburzać kontakt stempla z materiałem.

Dostępne źródła [45, 132] wskazują na istotny wpływ promienia zaokrąglenia stempla na przebieg procesu kształtowania. Objawia się on poprzez intensyfikację lokalnego zgniotu materiału w strefie kontaktu. Mając powyższe na uwadze, można założyć, że wielkość promienia stempla –  $R_s$  oddziałuje na wytrzymałość zmęczeniową podobnie jak wartość stosunku  $R_g/h$ .

Wytrzymałość zmęczeniowa wyrobu zależy między innymi od występowania stref koncentracji naprężeń [76, 110, 116]. W literaturze wskazuje się, że wysoka lokalna koncentracja naprężeń może zwiększać ryzyko inicjacji pęknięcia, ale nie zawsze prowadzi do wzrostu tempa jego propagacji, ponieważ gradient odkształcenia może pełnić funkcję stabilizującą. W pracach [43] oraz [95] podjęto próbę scharakteryzowania wpływu stosunku  $R_g/h$  na wytrzymałość zmęczeniową elementów. Zważywszy na potencjalnie podobny charakter oddziaływania promienia zaokrąglenia krawędzi stempla –  $R_s$  można uznać, że tak sformułowana hipoteza jest uzasadniona.

Przedstawioną hipotezę można zweryfikować w sposób doświadczalny, wykonując próby wytrzymałości zmęczeniowej dla próbek o różnym rozkładzie naprężeń w strefie gięcia. Możliwość wykonania nieniszczących pomiarów wartości naprężeń, np. z wykorzystaniem metody szumu Barkhausena [36] lub metodą dyfrakcji rentgenowskiej (XRD – ang. *X-ray Diffraction*), jaką zastosowano w pracy

[95], pozwala na skorelowanie poziomu naprężeń z liczbą cykli obciążenia do zniszczenia próbki. Metoda polegająca na pełnej weryfikacji doświadczalnej jest dokładna, ponieważ bazuje na sprawdzonych i szeroko wykorzystywanych metodach pomiaru naprężeń, a także wynikach uzyskanych na drodze doświadczalnej. Z drugiej strony jest kosztowna i czasochłonna, co wynika z konieczności przeprowadzenia wielu prób wytrzymałościowych.

Innym sposobem weryfikacji hipotezy, który został wykorzystany w tej pracy, jest analiza numeryczna, w której poziom naprężeń w strefie gięcia został określony z wykorzystaniem symulacji MES, a następnie wprowadzony do symulacji zużycia zmęczeniowego. Cytowane wcześniej publikacje [43, 121] wskazują na wysoką skuteczność takiego podejścia. Wykorzystanie badań eksperymentalnych do walidacji wyników symulacji pozwoli na istotne zmniejszenie kosztów oraz skrócenie czasu prowadzenia badań.

# ROZDZIAŁ VI

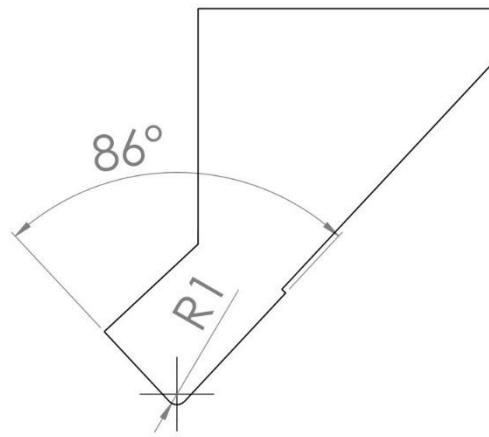
## PLAN EKSPERYMENTU I BADANIA ZASADNICZE

Niniejszy rozdział obejmuje zasadniczą część pracy badawczej. Opisano w nim symulacje numeryczne oraz eksperymenty mające na celu określenie wpływu wybranych parametrów procesu wyginania swobodnego na wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu. W pierwszej kolejności przedstawiono model numeryczny procesu wykorzystujący model anizotropii plastycznej Barlata oraz przeanalizowano wpływ wielokrotnego przeginania na rozkład naprężeń i kumulację odkształceń w strefie gięcia.

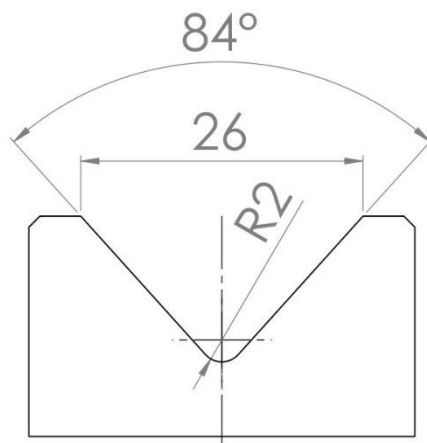
W dalszej części przedstawiono wstępne badania zmęczeniowe, opracowano plan eksperymentu oraz przeprowadzono symulację procesu wyginania i zużycia zmęczeniowego na podstawie danych uzyskanych w poprzednich etapach. Zakończeniem rozdziału jest sformułowanie praktycznych wytycznych technologicznych wspomagających projektowanie wyrobów giętych z uwzględnieniem ich wytrzymałości zmęczeniowej.

### **6.1. Symulacja procesu wyginania swobodnego z zastosowaniem modelu anizotropii plastycznej Barlata**

Na podstawie wyników otrzymanych w ramach badań wstępnych opracowano symulację MES procesu wyginania stali PN-EN 10130 DC01 [86], uwzględniającą model anizotropii plastycznej Barlata Yld-91 [9]. Prace rozpoczęto od stworzenia trójwymiarowego modelu rzeczywistych narzędzi gnących, korzystając z danych udostępnionych przez producenta. Narzędzia zostały dobrane pod kątem odzwierciedlenia procesu przeprowadzonego w warunkach przemysłowych. Wywiad technologiczny przeprowadzony w dwóch zakładach produkcyjnych dowodzi, że w przypadku wyginania swobodnego blach o grubości  $h \leq 4$  mm stosowany jest stempel o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm. Mając to na uwadze w symulacji numerycznej odwzorowano stempel TPR256.86.R1-A produkcji Rolleri S.p.A.<sup>®</sup> (Rys. 69) [128] oraz współpracującą z nim matrycę TMR100.24.84, tego samego producenta (Rys. 70) [126].



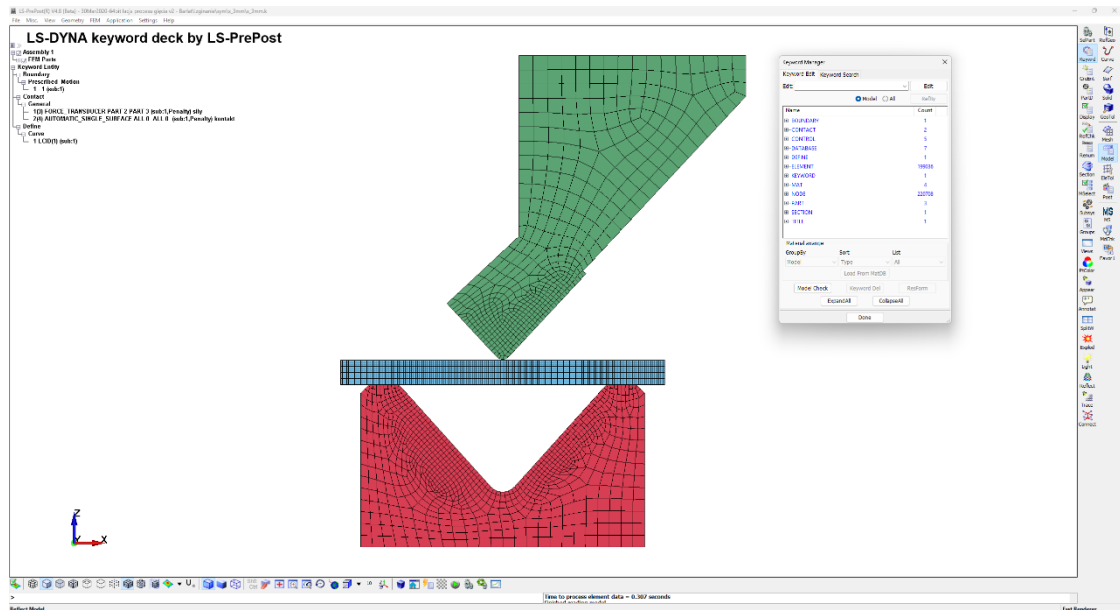
Rys. 69. Rysunek stempla wykorzystanego w symulacji procesu wyginania



Rys. 70. Rysunek matrycy wykorzystanej w symulacji procesu wyginania

Modele bryłowe narzędzi zostały wykonane w zewnętrznym oprogramowaniu CAD, a następnie zaimplementowane do środowiska Ansys LS-Dyna (Rys. 71), gdzie poddano je dyskretyzacji z wykorzystaniem elementów bryłowych o sześciu punktach całkowania. Przyjęto założenie, że narzędzia gnące są ciałami sztywnymi, więc zastosowano dla nich materiał nieodkształcany (ang. *rigid*), z parametrami typowymi dla stali konstrukcyjnej: moduł Younga –  $E = 210$  GPa; współczynnik Poissona –  $\nu = 0,33$  oraz gęstość –  $\rho = 7800$  kg/m<sup>3</sup>. Jako model materiałowy blachy poddawanej wyginaniu zastosowano model anizotropii plastycznej F. Barlata Yld-91, zintegrowany w oprogramowaniu LS-Dyna. Dla poprawnego odwzorowania naprężeń, a w szczególności odkształceń, kluczowy jest właściwy dobór współczynników anizotropii przedstawionych w równaniach (43) oraz (44). Doboru tych parametrów

dokonano na podstawie wyników badań wstępnych oraz źródeł literaturowych [62] (Tabela 16).



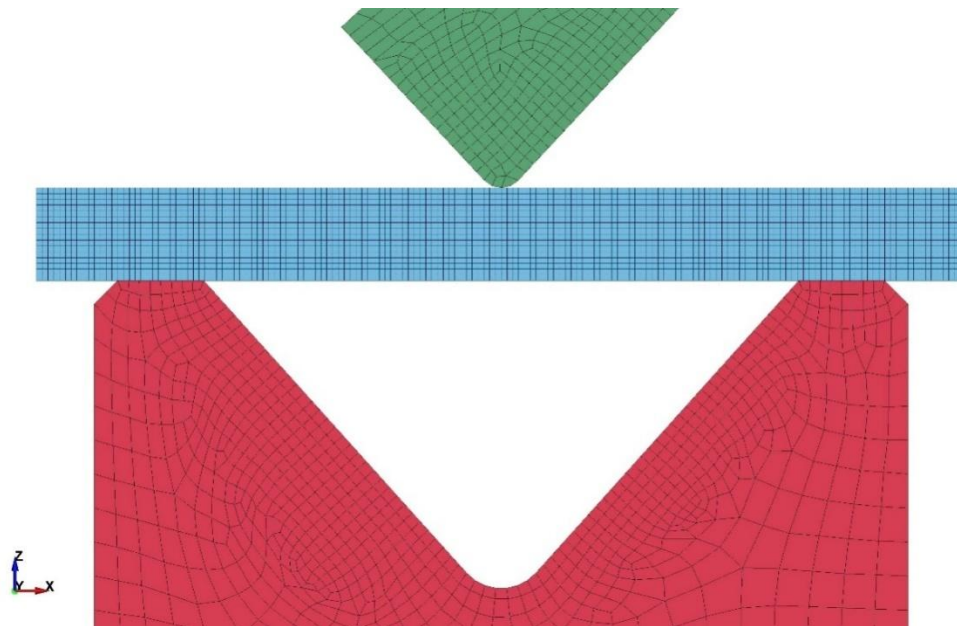
Rys. 71. Widok ekranu głównego preprocesora LS-Dyna, w którym przygotowano symulację

Tabela 16. Parametry modelu materiałowego

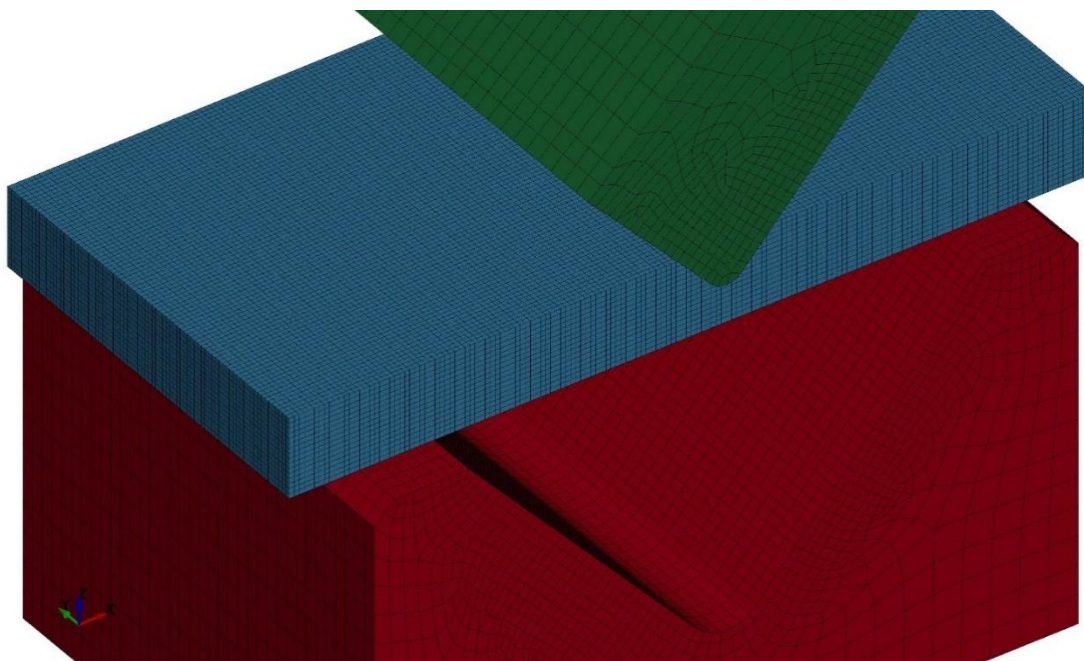
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$k$ [-]	$\varepsilon_0$ [-]	$n$ [-]	$m$ [-]	$a$ [-]	$b$ [-]	$c$ [-]	$f$ [-]	$g$ [-]	$h$ [-]
8000	210	0,30	573	0,01	0,30	2	0,70	0,88	1,20	1	1	1

Gdzie:  $\rho$  – gęstość [kg/m<sup>3</sup>],  $E$  – moduł sprężystości postaciowej [GPa],  $\nu$  – współczynnik Poissona [-],  $k$  – współczynnik umocnienia [-],  $\varepsilon_0$  – odkształcenie dla początkowej granicy plastyczności [-],  $n$  – wykładnik umocnienia [-],  $m$  – wykładnik potencjału płynięcia [-],  $a$  –  $h$  – współczynniki anizotropii [-].

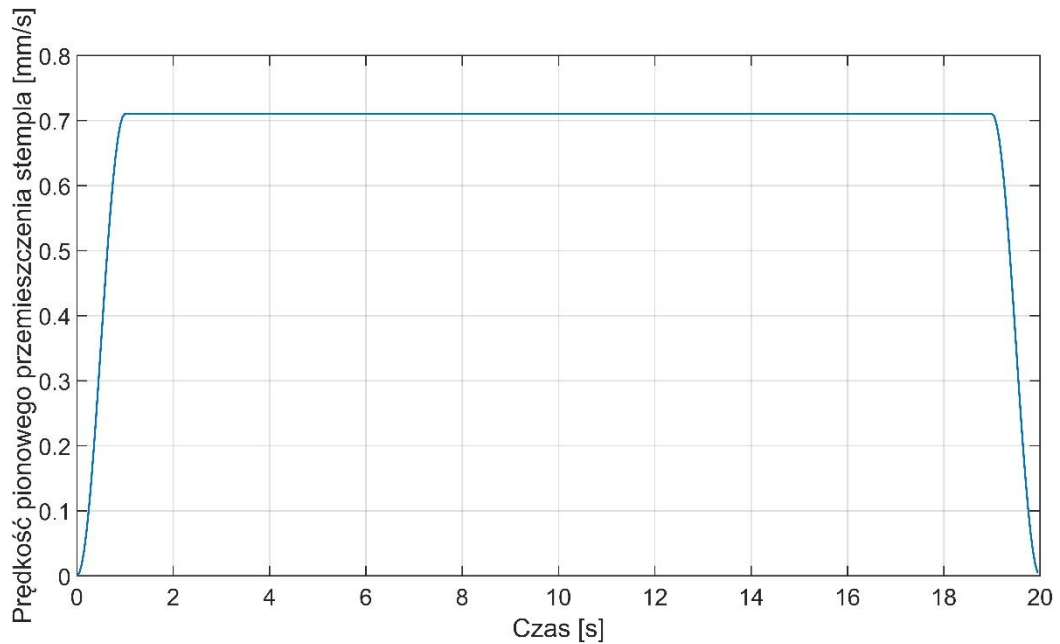
W symulacji (Rys. 72, Rys. 73) zastosowano automatyczne wykrywanie kontaktu pomiędzy ciałami. Sterowanie przemieszczeniem stempla w osi Z przeprowadzono wykorzystując krzywą prędkości (Rys. 74). W celu uzyskania oczekiwanych kątów gięcia symulację zatrzymywano po ich osiągnięciu, a plik wynikowy opisujący rozkład naprężeń i odkształceń wykorzystano do analizy zjawiska powrotu sprężystego. Do jego oceny wykorzystano moduł przejścia z analizy jawnej na niejawną (ang. *explicit to implicit*).



Rys. 72. Widok geometrii modelu przed procesem gięcia – rzut z boku



Rys. 73. Widok geometrii modelu przed procesem gięcia – rzut izometryczny



Rys. 74. Krzywa prędkości pionowego przemieszczenia stempla w osi Z

W symulacji przyjęto następujące wartości parametrów: grubość blachy –  $h$  (4 mm oraz 3 mm), kąt gięcia –  $\alpha$  ( $115^\circ$  oraz  $90^\circ$ ), a także kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania –  $\theta$  ( $90^\circ$  oraz  $0^\circ$ ), co łącznie dało osiem przypadków. Porównanie wartości maksymalnych naprężeń i odkształceń plastycznych oraz współczynnika sprężynowania rozszerzono o analizę dla przypadku grubości blachy –  $h = 2$  mm.

Przed przystąpieniem do analizy wyników rozkładu naprężeń i odkształceń przeprowadzono walidację symulacji. W tym celu wykonano próbki o analogicznym kształcie z wykorzystaniem przemysłowej prasy krawędziowej oraz zestawu narzędzi zastosowanego w symulacji, a następnie przeprowadzono jakościową i ilościową analizę porównawczą odkształceń oraz współczynnika sprężynowania. W czasie procesu szerokość próbki w strefie gięcia ulega zwiększeniu na skutek płynięcia materiału na boki, wzdłuż linii gięcia (Rys. 75). Obserwację tę wykorzystano do weryfikacji odkształceń plastycznych otrzymanych w symulacji. Zaznaczoną na rysunku odległość  $w$  zmierzono przy wykorzystaniu mikrometru cyfrowego o rozdzielczości pomiaru 0,001 mm, a wyniki porównano z tożsamym pomiarem wykonanym na modelu uzyskanym w wyniku symulacji (Tabela 17). Dokonano również pomiaru zmiany grubości próbki w strefie odkształconej, jednak stwierdzono, że jej ubytek wynosi około 1% wartości pierwotnej, co potwierdza obserwacje

dostępne w literaturze [81]. W związku z tym poprzestano na walidacji odkształceń na podstawie zmiany szerokości.



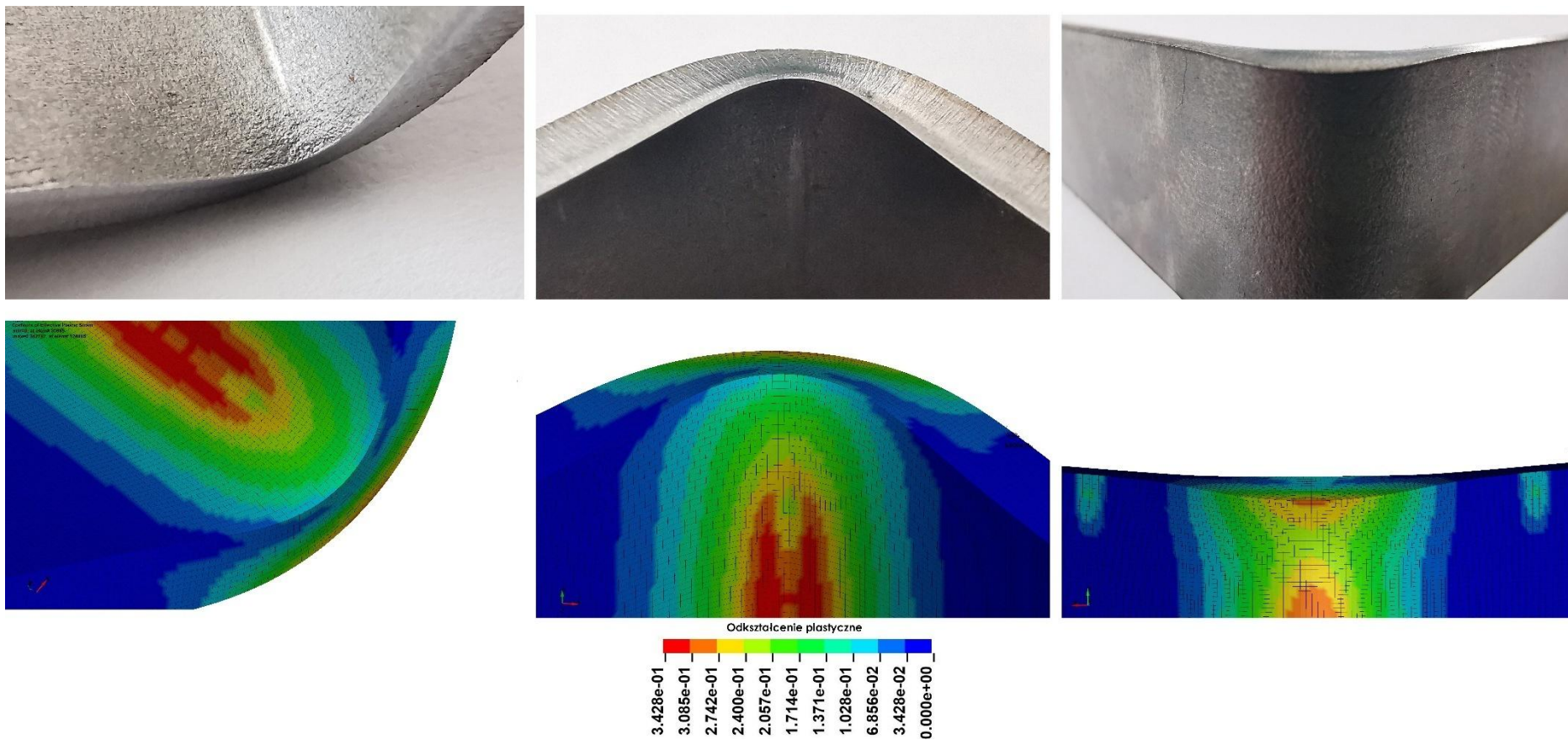
Rys. 75. Ilustracja szerokości próbki po procesie gięcia  $w$ , wykorzystanej do walidacji symulacji w zakresie odkształceń plastycznych

Tabela 17. Porównanie cech geometrycznych próbki rzeczywistej oraz uzyskanych w symulacji procesu gięcia

Kąt gięcia – $\alpha$ [°]	Kąt pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]	Szerokość próbki z symulacji – $w_s$ [mm]	Szerokość próbki z pomiaru – $w_p$ [mm]	Różnica pomiędzy symulacją a pomiarem – $\Delta w$ [mm]	Błąd względny [%]
90	0	20,728	20,575	0,153	0,74
	90	20,798	20,600	0,198	0,96
115	0	20,665	20,475	0,190	0,93
	90	20,727	20,366	0,361	1,77

Dodatkowo dokonano jakościowego porównania odkształceń zachodzących w strefie gięcia pomiędzy próbką uzyskaną na drodze eksperymentu oraz wynikami symulacji (Rys. 76). Zaobserwowano wysoką zbieżność wyników. Podobnie, analiza pomiarów próbki dostarcza informacji na temat wysokiej korelacji odkształceń. Maksymalny błąd względny wynosi 1,77%, natomiast pozostałe wartości są zauważalnie mniejsze, nie przekraczają 1%. Warto zauważyć, że wyniki otrzymane na podstawie symulacji przeszacowują skalę zjawiska. Prawdopodobnie jest to spowodowane sposobem wykonania próbek, które były wycinane wiązką lasera, co wiąże się z występowaniem strefy oddziaływania cieplnego w pobliżu krawędzi.

Lokalne utwardzenie materiału, którego nie uwzględnił model numeryczny jest prawdopodobną przyczyną rozbieżności wyników. Mimo to, zaobserwowane rozbieżności mieszczą się w 95% przedziale ufności, a wyniki symulacji można uznać za zgodne z rzeczywistością.



Rys. 76. Obrazy strefy gięcia oraz pól odkształceń próbki uzyskane w wyniku symulacji

Kolejnym krokiem walidacji było porównanie współczynnika sprężynowania, wyznaczonego na podstawie zależności (45), pomiędzy wartościami uzyskanymi w symulacji a wartościami eksperymentalnymi (Tabela 18). W odróżnieniu od wartości odkształceń plastycznych można zauważyć, że wartości współczynnika sprężynowania są niedoszacowane, jednak mieszczą się w 95% przedziale ufności, co pozwala stwierdzić, że również pod tym kątem symulacja odzwierciedla rzeczywistość.

Tabela 18. Porównanie współczynnika sprężynowania próbki rzeczywistej oraz wyznaczonego w symulacji

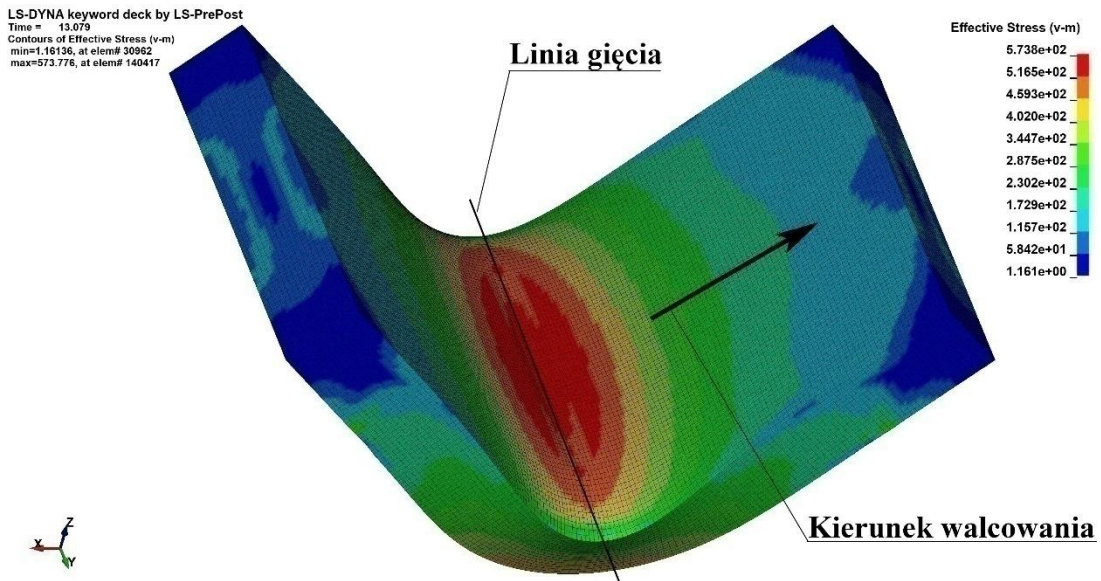
Kąt gięcia – $\alpha$ [°]	Kąt pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]	Współczynnik sprężynowania z symulacji – $K_s$ [-]	Współczynnik sprężynowania z pomiaru – $K_p$ [-]	Różnica pomiędzy symulacją a pomiarem – $\Delta K$ [-]	Błąd względny [%]
90	0	1,021	1,046	0,025	2,39
	90	1,018	1,039	0,021	2,02
115	0	1,014	1,051	0,037	3,50
	90	1,013	1,049	0,036	3,44

Kolejnym krokiem po walidacji symulacji była ocena naprężeń powstających w materiale podczas procesu. Pod uwagę wzięto zmiany naprężeń maksymalnych oraz mapy ich rozkładu w zależności od grubości próbki, orientacji linii gięcia i kąta wyginania. Analizy dokonano na podstawie rozkładu naprężeń zredukowanych według hipotezy Hubera–Misesa–Hencky’ego (HMH) [50, 60, 90]. Naprężenie zredukowane –  $\sigma_{vm}$  [MPa] jest to wartość zastępcza pozwalająca wyrazić trójosiowy stan naprężeń w postaci pojedynczej wartości skalarnej, zgodnie z zależnością:

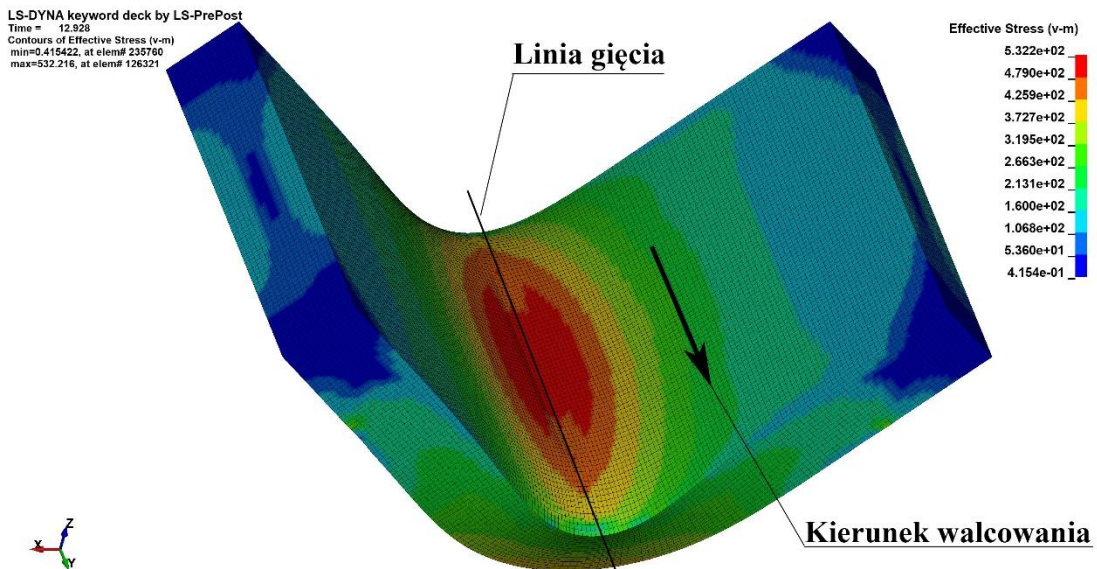
$$\sigma_{vm} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2} \quad (52)$$

gdzie:  $\sigma_{vm}$  – naprężenie zastępcze [MPa],  $\sigma_{ij}$  – naprężenia normalne w kierunku  $ij$  [MPa].

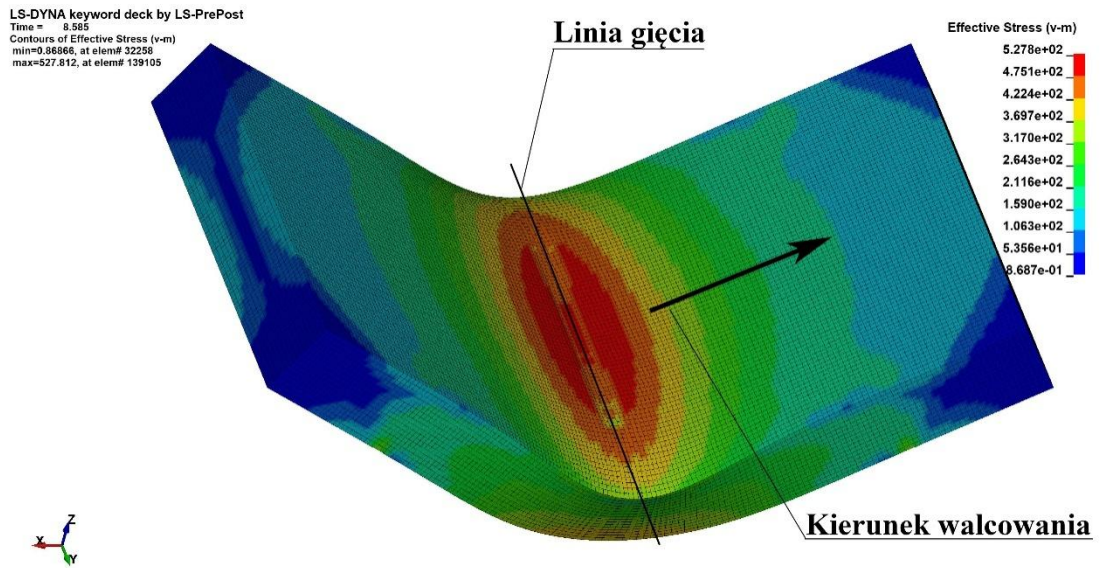
W przypadku wyginania przy usytuowaniu linii gięcia poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) – (Rys. 77, Rys. 79) obserwuje się wyższą wartość naprężeń maksymalnych niż przy pokryciu linii gięcia z kierunkiem walcowania ( $\theta = 0^\circ$ ) – (Rys. 78, Rys. 80). Zmiany wartości naprężeń maksymalnych (Tabela 19) są tym większe, im większy jest kąt wygięcia blachy  $\alpha$ .



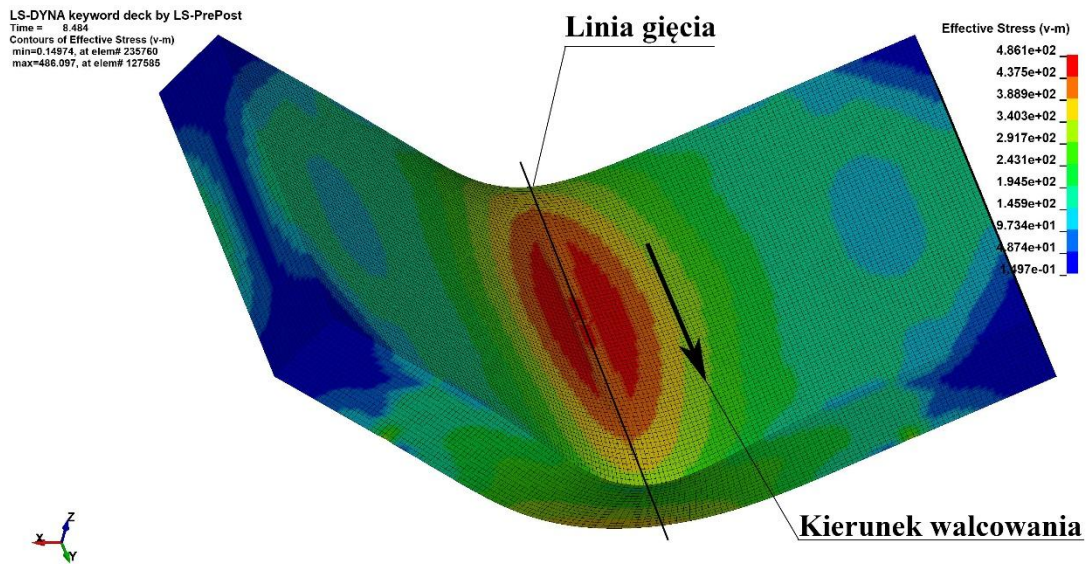
Rys. 77. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem  $90^\circ$



Rys. 78. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem  $90^\circ$



Rys. 79. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem  $115^\circ$



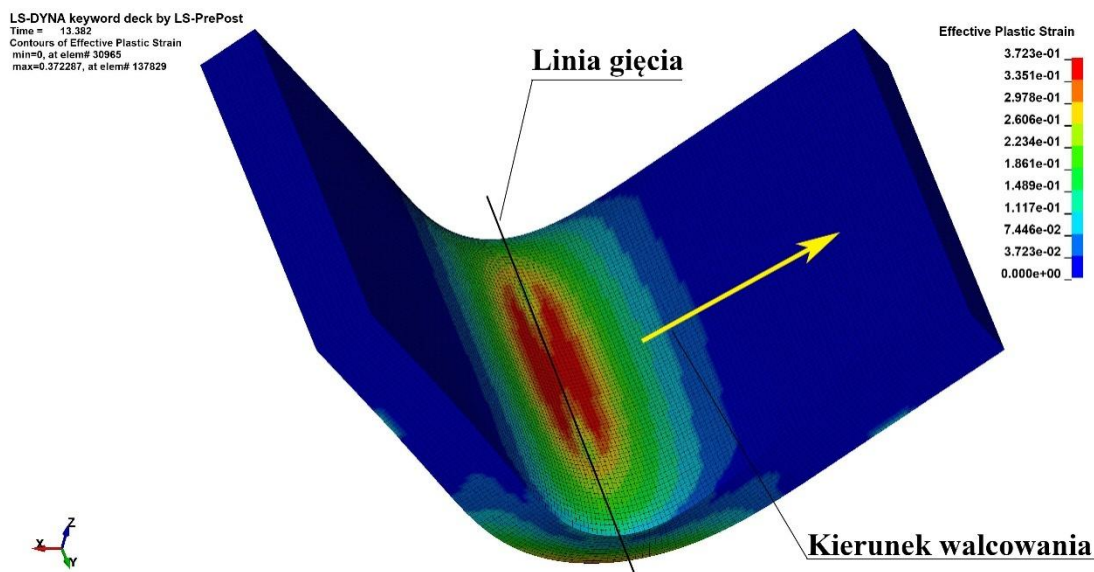
Rys. 80. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem  $115^\circ$

Tabela 19. Maksymalne wartości naprężeń zredukowanych zarejestrowane w symulacji wyginania

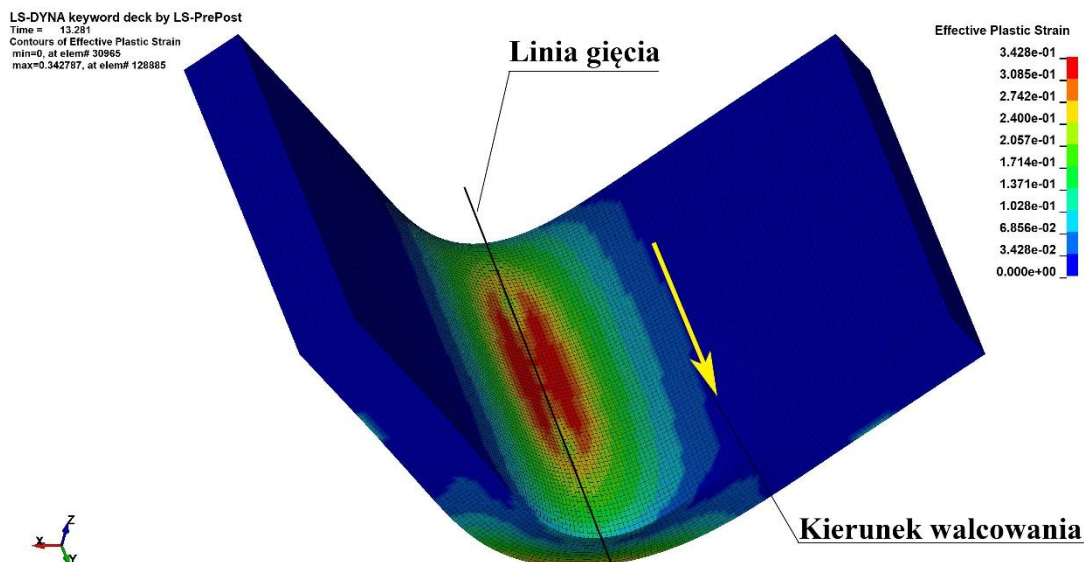
Grubość blachy – $h$ [mm]	Kąt wygięcia – $\alpha$ [°]	Kąt pomiędzy linią gięcia, a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]		Maksymalne naprężenie [MPa]	Zmiana wartości naprężenia $\left(\frac{\alpha_{90}-\alpha_0}{\alpha_0} \cdot 100\%\right)$ [%]
		$\alpha_0$	$\alpha_{90}$		
4	90	$\alpha_0$	0	532,20	7,82
		$\alpha_{90}$	90	573,80	
	115	$\alpha_0$	0	486,10	8,58
		$\alpha_{90}$	90	527,80	
3	90	$\alpha_0$	0	500,90	7,81
		$\alpha_{90}$	90	540,00	
	115	$\alpha_0$	0	463,50	8,49
		$\alpha_{90}$	90	502,80	
2	90	$\alpha_0$	0	429,90	4,65
		$\alpha_{90}$	90	449,90	
	115	$\alpha_0$	0	385,90	3,83
		$\alpha_{90}$	90	400,70	

Zgodnie z przewidywaniami zmniejszenie grubości blachy powoduje powstawanie naprężeń o niższej wartości. Podobnie, w przypadku wyginania pod kątem 115° rejestrowane są mniejsze wartości naprężeń, co wynika z mniejszej deformacji plastycznej materiału. Zwiększenie wartości naprężeń podczas wyginania prostopadle do kierunku walcowania wynika z konieczności pokonania większego oporu stawianego przez kierunkową strukturę stopu. W ujęciu jakościowym mapa naprężeń także odpowiada przewidywaniom. Strefą największego naprężenia jest strefa obróbki od strony stempla, gdzie materiał poddawany jest silnym naprężeniom ściskającym.

Przechodząc do analizy odkształceń plastycznych, można zauważyć, że zmiana orientacji linii gięcia również wpływa na ich rozkład w objętości materiału. Podobnie jak w przypadku naprężeń, większe odkształcenia występują wtedy, gdy linia gięcia przebiega prostopadle do kierunku walcowania (Rys. 81, Rys. 82).

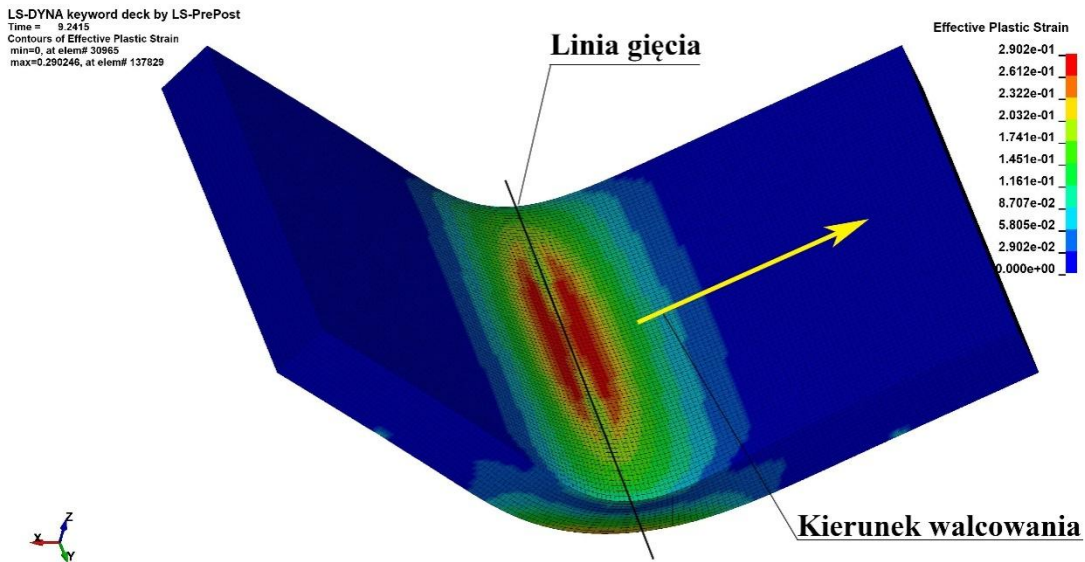


Rys. 81. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 90°

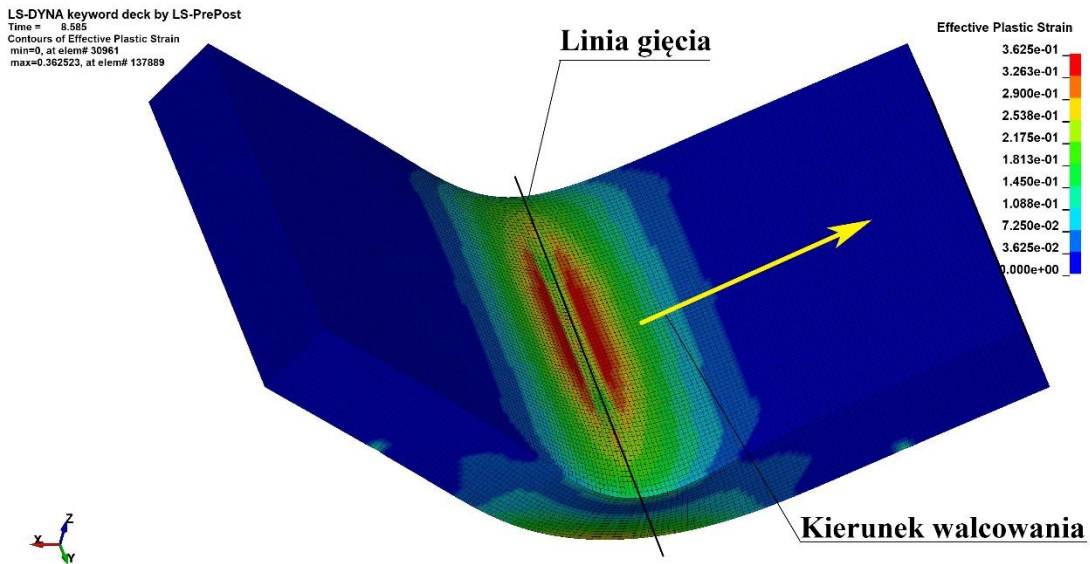


Rys. 82. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 90°

Zmiana kąta gięcia na 115° powoduje zmniejszenie wartości odkształceń (Rys. 83), podobnie jak w przypadku wartości naprężeń. Analogicznie, zwiększenie grubości blachy przyczynia się do powstawania odkształceń o wyższej wartości (Rys. 84). Zgodnie z przewidywaniami, jakościowa analiza mapy deformacji plastycznej wykazuje, że największą wartość przyjmuje ona w strefie obróbki od strony stempla, a dokładniej w rejonie bruzdy powstającej na skutek używania stempla o promieniu mniejszym niż promień gięcia elementu.



Rys. 83. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 115°



Rys. 84. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 4 mm pod kątem 115°

Zbiorcze porównanie wartości odkształceń plastycznych (Tabela 20) pozwala stwierdzić, że charakter zmian ich wartości w materiale w zależności od parametrów procesu jest tożsamy z charakterem zmian wartości naprężeń.

Tabela 20. Maksymalne wartości odkształceń plastycznych zarejestrowane w symulacji wyginania

Grubość blachy – $h$ [mm]	Kąt wygięcia – $\alpha$ [°]	Kąt pomiędzy linią gięcia, a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]		Maksymalne odkształcenie plastyczne [-]	Zmiana wartości odkształcenia $\left(\frac{\alpha_{90} - \alpha_0}{\alpha_0} \cdot 100\%\right)$ [%]
		$\alpha_0$	$\alpha_{90}$		
4	90	$\alpha_0$	0	0,4491	8,9700
		$\alpha_{90}$	90	0,4894	
	115	$\alpha_0$	0	0,3270	10,8600
		$\alpha_{90}$	90	0,3625	
3	90	$\alpha_0$	0	0,3428	8,6100
		$\alpha_{90}$	90	0,3723	
	115	$\alpha_0$	0	0,2627	10,4700
		$\alpha_{90}$	90	0,2902	
2	90	$\alpha_0$	0	0,2178	8,7200
		$\alpha_{90}$	90	0,2368	
	115	$\alpha_0$	0	0,1761	8,0100
		$\alpha_{90}$	90	0,1902	

Kolejnym analizowanym parametrem był współczynnik sprężynowania, który obliczono na podstawie pomiarów próbek odkształconych w wyniku symulacji, zgodnie z zależnością (45). Analiza wartości współczynnika  $K$  (Tabela 21) dowodzi, że materiał o większej grubości jest mniej podatny na zjawisko sprężynowania, podobnie jak materiał o większym stopniu odkształcenia plastycznego (wygięcie pod kątem  $90^\circ$  powoduje większe odkształcenie plastyczne w materiale niż wygięcie pod kątem rozwartym –  $115^\circ$ ). Dodatkowo można zauważyć, że korzystniejszą pod względem skali zjawiska powrotu sprężystego jest sytuacja, gdy linia gięcia przebiega prostopadle do kierunku walcowania. Obserwacje te pokrywają się z wynikami przedstawionymi przez innych autorów, na przykład [4, 15, 96, 130, 131].

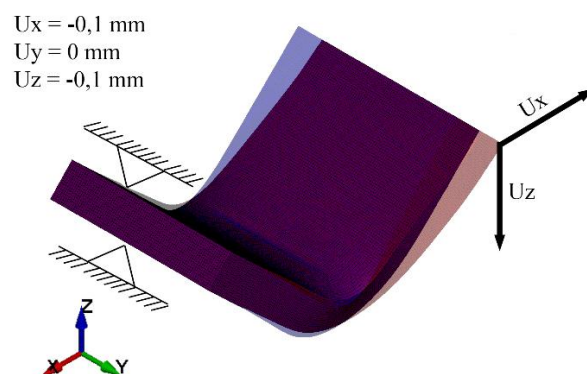
Tabela 21. Wartości współczynnika sprężynowania uzyskane z symulacji

Kąt wygięcia – $\alpha$ [°]	Grubość blachy – $h$ [mm]	Kąt pomiędzy linią gięcia, a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]	Współczynnik sprężynowania – $K$ [-]
90	2	0	1,0290
		90	1,0281
	3	0	1,0210
		90	1,0180
	4	0	1,0150
		90	1,0140
115	2	0	1,0180
		90	1,0201
	3	0	1,0142
		90	1,0129
	4	0	1,0099
		90	1,0093

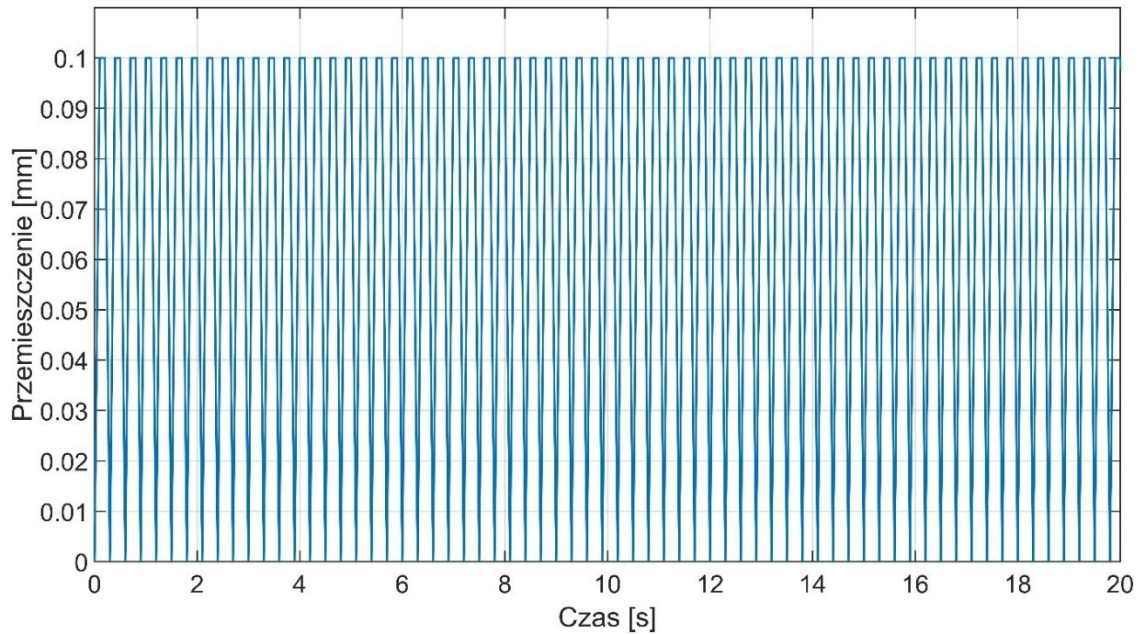
Mając na uwadze wyniki walidacji symulacji oraz fakt, że poczynione obserwacje odzwierciedlają wyniki osiągnięte przez innych autorów, postanowiono wykorzystać ją do dalszych analiz ukierunkowanych na prognozowanie wytrzymałości zmęczeniowej.

## 6.2. Symulacja wielokrotnego przeginania wyrobu giętego

W celu wstępnej oceny wpływu parametrów gięcia na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu wykorzystano wyniki poprzedniej symulacji. Jako plik wsadowy zastosowano próbkę odkształconą w wyniku symulacji procesu wyginania wraz z polami rozkładu naprężeń i odkształceń plastycznych po wystąpieniu zjawiska powrotu sprężystego. Próbkę poddawano cyklicznemu odginaniu o wartość 0,1 mm, zgodnie ze schematem (Rys. 85). Zastosowano obciążenie cykliczne, jednostronnie zmienne o częstotliwości –  $f = 3$  Hz (Rys. 86).



Rys. 85. Schemat obciążenia próbki o kącie wygięcia 90°, kolor niebieski – kształt pierwotny, kolor czerwony – kształt po odgięciu



Rys. 86. Przemieszczenie wybranego fragmentu próbki w funkcji czasu

W symulacji analizowano kumulację efektywnego odkształcenia plastycznego (EPS – ang. *effective plastic strain*) w wybranym elemencie skończonym. Dla każdego przypadku wybrano element o najwyższej wartości odkształcenia plastycznego, zarejestrowanego w poprzednich symulacjach. Następnie dokonano aproksymacji funkcją potęgową. Efektywne odkształcenie plastyczne (EPS) jest przyrastającą monotonicznie wielkością wyznaczaną inkrementalnie na podstawie składników tensora prędkości odkształcenia plastycznego, co można zapisać jako:

$$\varepsilon_p^{eq} = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{d}_p : \mathbf{d}_p} dt \quad (53)$$

gdzie:  $\varepsilon_p^{eq}$  – efektywne odkształcenie plastyczne [-],  $\mathbf{d}_p$  – tensor prędkości odkształcenia plastycznego [-]. Operator „:” oznacza iloczyn skalarny tensorów co można zapisać jako:

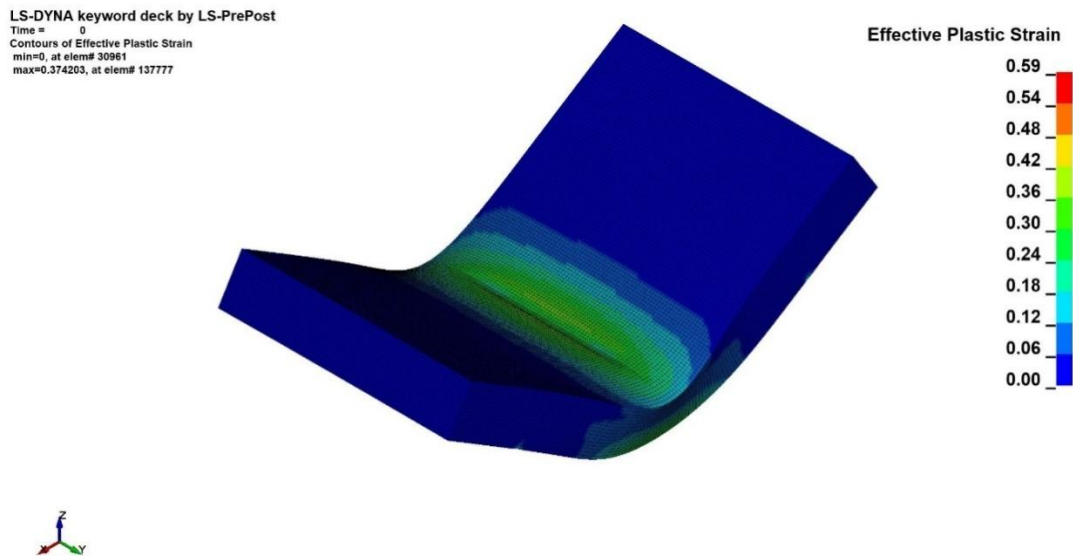
$$\mathbf{d}_p : \mathbf{d}_p = \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 (d_{p,ij})^2 \quad (54)$$

gdzie:  $\mathbf{d}_p$  – tensor prędkości odkształcenia plastycznego [-],  $d_{p,ij}$  – poszczególne składowe tensora prędkości odkształcenia plastycznego [-].

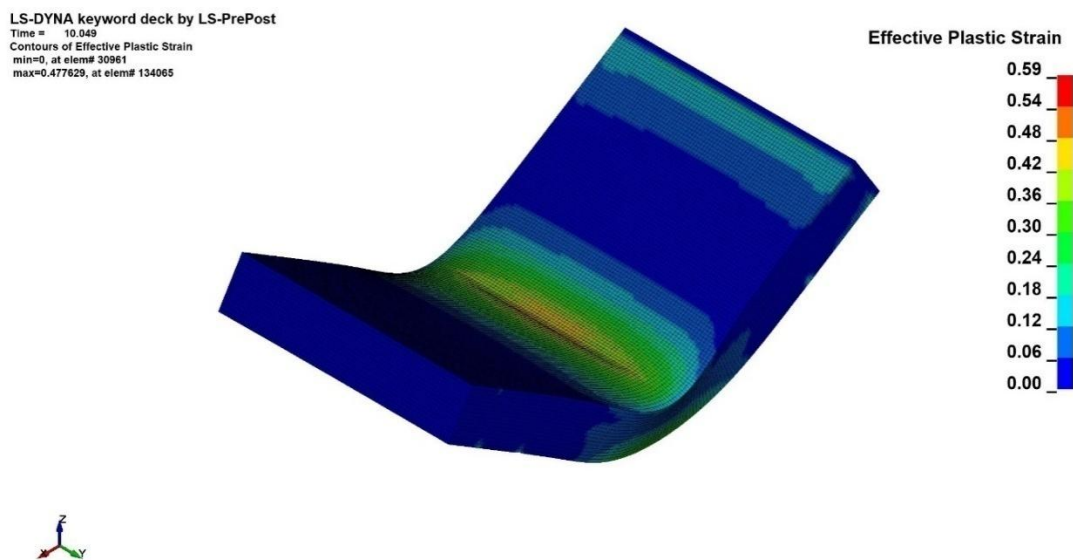
Wartość efektywnego odkształcenia plastycznego wzrasta, gdy materiał podlega aktywnemu odkształceniu plastycznemu, co oznacza, że stan naprężenia występuje na

powierzchni uplastycznienia [48]. Jest to wielkość stosowana jako kryterium zniszczenia w symulacjach MES [19, 20].

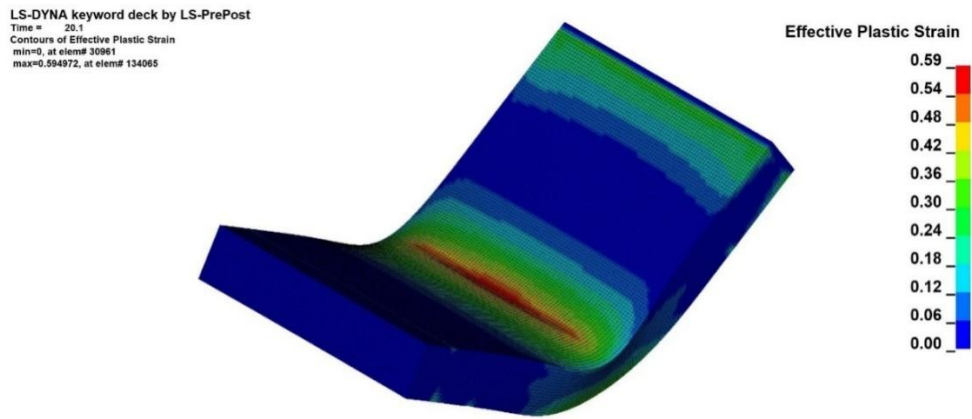
Wraz z kolejnymi iteracjami procesu obciążania rejestruje się zauważalny przyrost wartości efektywnego odkształcenia plastycznego – EPS, szczególnie w silnie odkształconej strefie oddziaływania stempla (Rys. 87 – Rys. 89).



Rys. 87. Rozkład wartości EPS w wyrobie przed rozpoczęciem cyklicznego obciążania

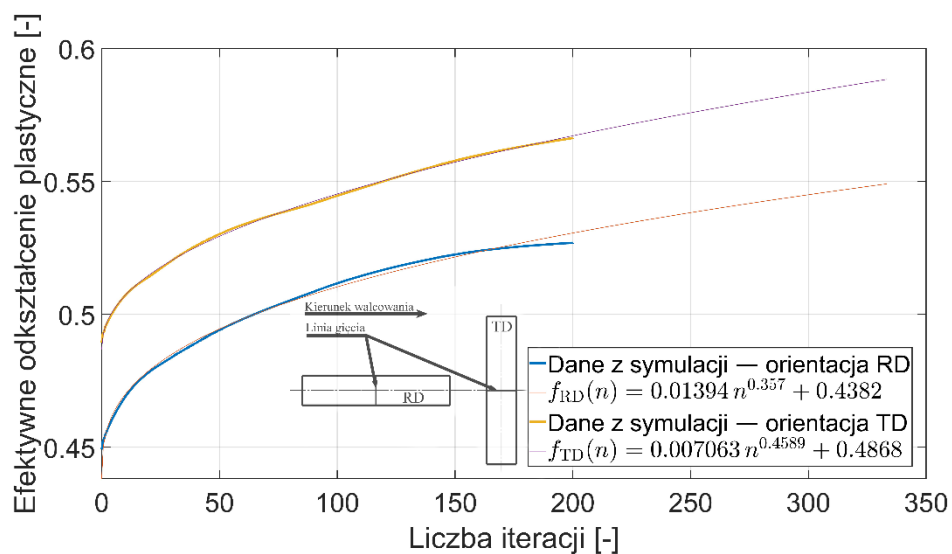


Rys. 88. Rozkład wartości EPS w wyrobie po upływie 50% cykli iteracyjnych



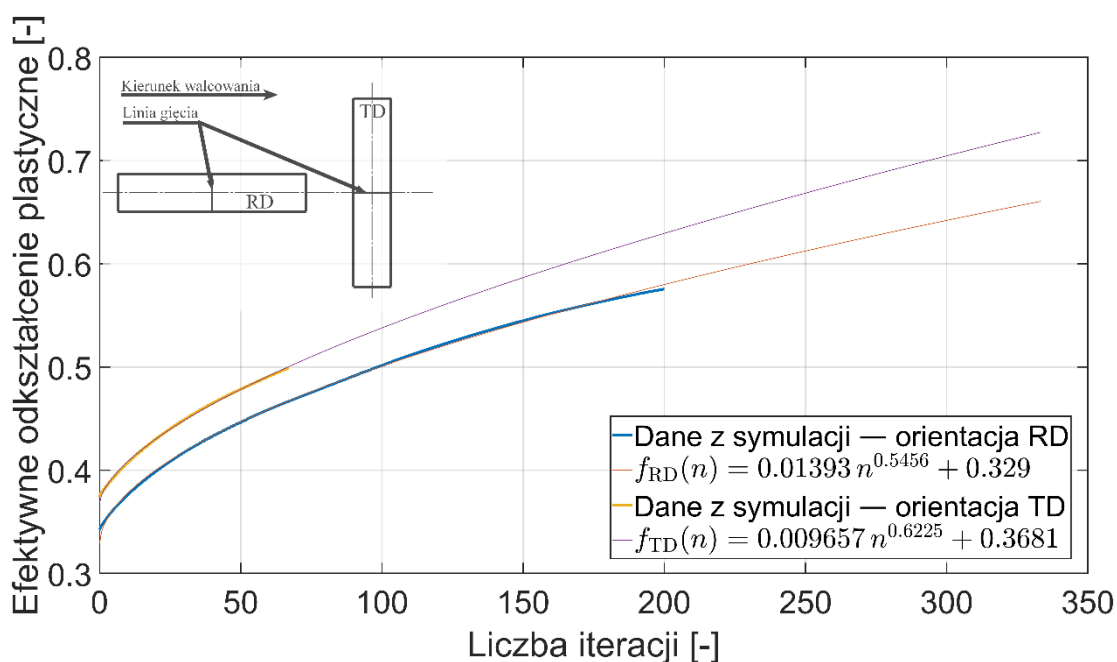
Rys. 89. Rozkład wartości EPS w wyrobie w ostatnim kroku symulacji

W przypadku analizy próbki o grubości  $h = 4$  mm, wygiętej pod kątem  $90^\circ$  (Rys. 90), można zauważyć wyraźną różnicę w początkowej wartości EPS, przy czym charakter przyrostu jest zbliżony. Początkowa wartość efektywnego odkształcenia plastycznego – EPS dla próbki z linią gięcia usytuowaną prostopadłe do kierunku walcowania (na wykresie oznaczona jako orientacja RD – ang. *rolling direction*), czyli  $\theta = 90^\circ$ , wynosi 0,45, podczas gdy dla przypadku  $\theta = 0^\circ$ , a więc dla linii gięcia równoległej do kierunku walcowania (orientacja TD – ang. *transverse direction*), wartość ta zbliżona jest do 0,5. Wstępna interpretacja tego wyniku wskazuje, że wyginanie poprzecznie do kierunku walcowania może być korzystniejsze pod względem wytrzymałości zmęczeniowej, choć wymaga potwierdzenia eksperymentalnego.



Rys. 90. Charakterystyka przyrostu wartości EPS dla próbki o grubości  $h = 4$  mm wygiętej pod kątem  $90^\circ$

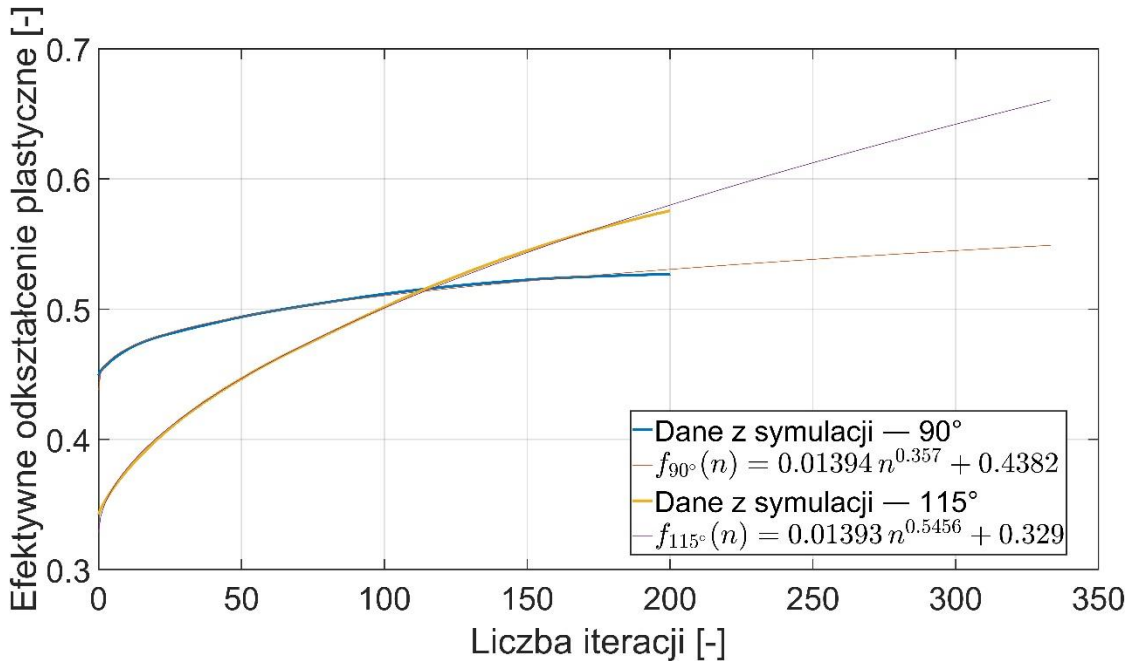
Podobne wnioski można wyciągnąć z analizy próbki o grubości  $h = 4$  mm, wygiętej pod kątem  $115^\circ$  (Rys. 91). Przy czym początkowe wartości efektywnego odkształcenia plastycznego – EPS są znacznie bardziej zbliżone, co prawdopodobnie wynika z mniejszej deformacji, a tym samym mniejszych naprężeń oraz odkształceń w objętości materiału. Porównanie wartości początkowej EPS dla przypadku wyginania pod kątem  $90^\circ$  oraz  $115^\circ$  (Rys. 92) pozwala zauważyć, że jest ona mniejsza dla kąta  $115^\circ$ , co można powiązać z mniejszym odkształceniem, a w konsekwencji z niższymi naprężeniami w materiale.



Rys. 91. Charakterystyka przyrostu wartości EPS dla próbki o grubości  $h = 4$  mm wygiętej pod kątem  $115^\circ$

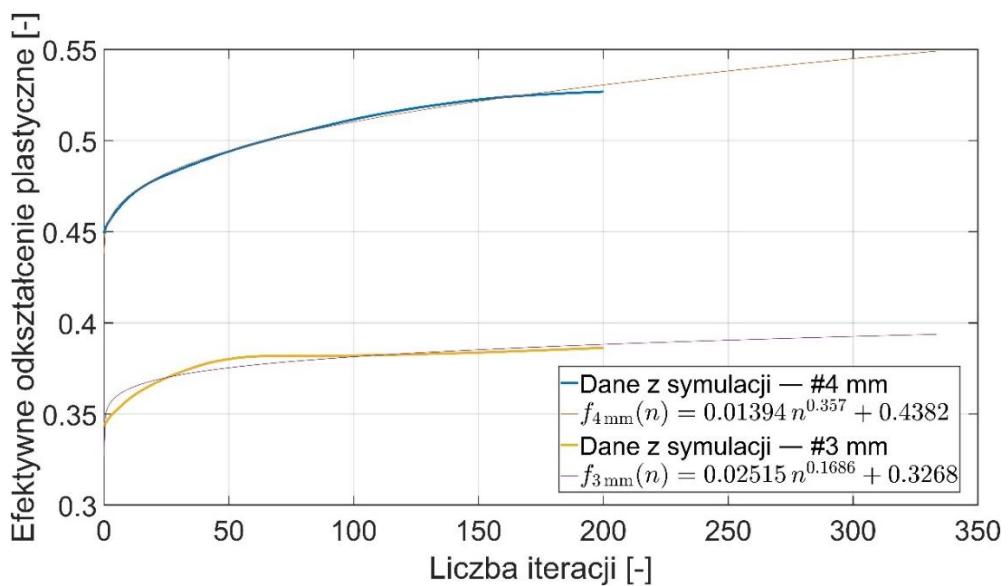
Porównanie tempa przyrostu efektywnego odkształcenia plastycznego – EPS pomiędzy próbkami wygiętymi pod kątem  $90^\circ$  oraz  $115^\circ$  (Rys. 92) prowadzi do interesującej obserwacji. Mimo istotnie większej wartości początkowej dla próbki wygiętej pod kątem prostym, tempo przyrostu odkształcenia równoważnego jest wyższe dla próbki o kącie gięcia  $115^\circ$ . Z dużym prawdopodobieństwem można stwierdzić, że taka sytuacja wynika ze sposobu obciążania wyrobu. Obie próbki obciążane są w kierunku przeciwnym do kierunku pierwotnego odkształcenia, w związku z tym dochodzi do relaksacji naprężeń reszkowych w strefie gięcia. Jak wykazały poprzednie analizy, naprężenia te są istotnie większe dla wyrobu o ramionach prostopadłych, co odpowiada też większemu umocnieniu, dlatego potrzeba więcej cykli obciążenia, aby wprowadzić odkształcenia plastyczne

powiązane z obciążaniem w przeciwnym kierunku. Na tej podstawie można wstępnie założyć, że w szczególnych przypadkach możliwe jest wpływanie na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu poprzez dobór odpowiedniego kąta gięcia, oczywiście przy uwzględnieniu ograniczeń geometrycznych, technologicznych oraz eksploatacyjnych.



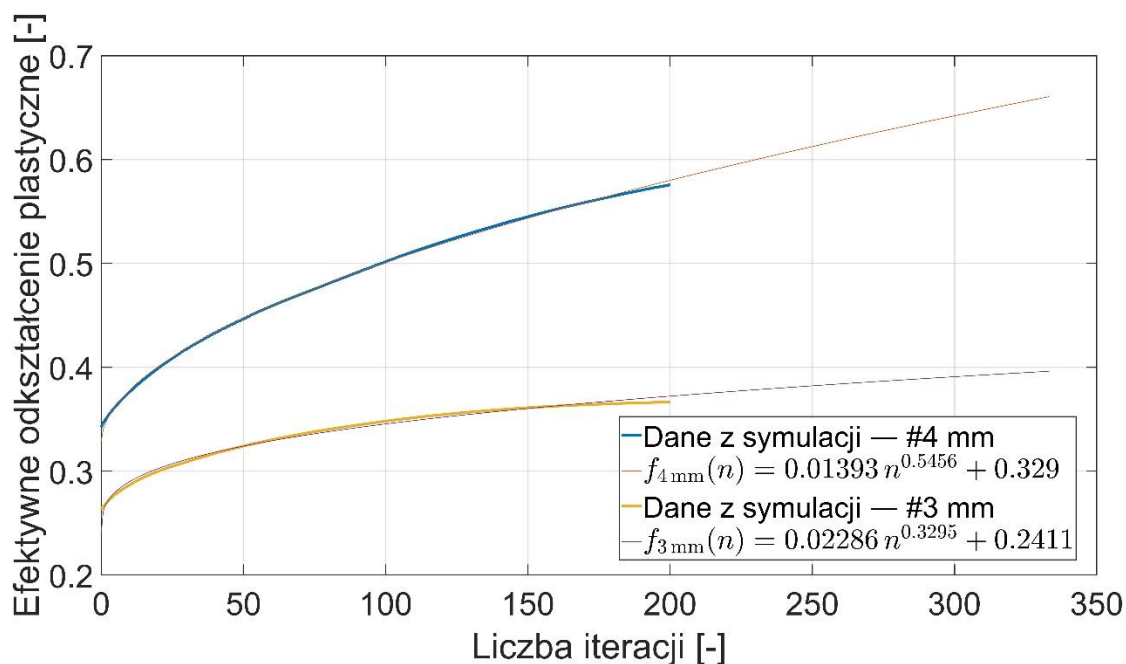
Rys. 92. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości  $h = 4$  mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) dla różnych kątów gięcia

W powyższych analizach zestawiono ze sobą różne warianty wykonania wyrobów z blachy o grubości  $h = 4$  mm. W kolejnej analizie zestawiono te dane z uzyskanymi z symulacji dla blachy o grubości  $h = 3$  mm (Rys. 93).



Rys. 93. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości  $h = 3$  mm oraz  $h = 4$  mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) pod kątem  $90^\circ$

Można zauważyć, że w przypadku wyrobu o grubości 3 mm początkowa wartość efektywnego odkształcenia plastycznego – EPS jest zauważalnie niższa, co także można powiązać z mniejszą wartością naprężeń oraz odkształceń spowodowanych przez proces wyginania. Podobnie, charakterystyka przyrostu ma bardziej płaski przebieg. Obserwacje te są właściwe również dla przypadku wyginania pod kątem  $115^\circ$  (Rys. 94). Można także zauważyć jakościowe podobieństwo pomiędzy przebiegiem charakterystyk przyrostu odpowiadającym poszczególnym kątom w przypadku obu analizowanych grubości.



Rys. 94. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości  $h = 3$  mm oraz  $h = 4$  mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) pod kątem  $115^\circ$

Wstępnym wnioskiem, który można wyciągnąć na tej podstawie, jest stwierdzenie, że zwiększanie grubości blachy nie zawsze musi mieć pozytywny wpływ na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu. Należy oczywiście brać pod uwagę zaplanowaną wytrzymałość statyczną i związane z tym grubości przekrojów, jednak w uzasadnionych przypadkach materiał o mniejszej grubości może być lepszym wyborem. Ma to również znaczenie w kontekście minimalizacji wagi oraz kosztów wytworzenia produktu.

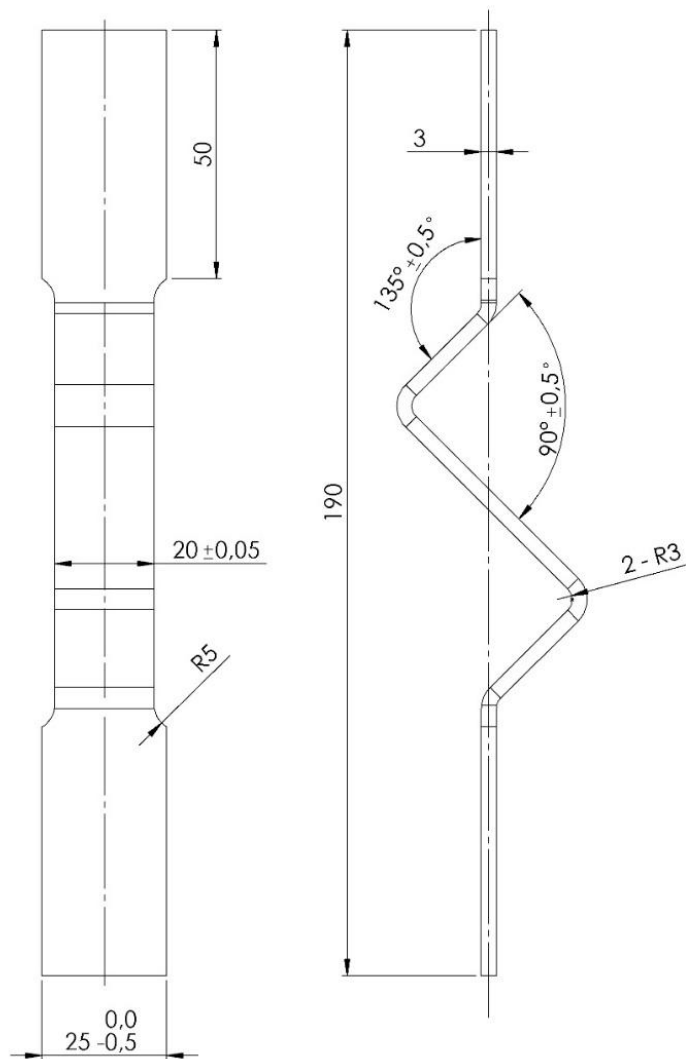
Opisane rozważania stanowią podstawę do dalszych badań uwzględniających wpływ wyżej opisanych parametrów na wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu, które zostaną przeprowadzone zarówno na drodze doświadczalnej, jak i symulacyjnej.

### 6.3. Wstępne badania wytrzymałości zmęczeniowej

Dla wstępnej oceny rzeczywistego wpływu parametrów procesu gięcia należało przeprowadzić badania eksperymentalne (Rys. 95). Dla uproszczenia mocowania próbek w maszynie wytrzymałościowej oraz zachowania możliwości skorzystania ze standardowych uchwytów, bez konieczności projektowania i wytwarzania specjalnego oprzyrządowania, wykorzystano geometrię podobną do zastosowanej przez innych badaczy [43], z tą różnicą, że wymiary dostosowano do specyfiki stali PN-EN 10130 DC01, a próbki wykonano w procesie wyginania swobodnego (Rys. 96, Rys. 97). W celu wykluczenia wpływu strefy oddziaływania cieplnego oraz plastycznej deformacji krawędzi wykorzystano metodę cięcia strugą wodno-ścierną, ponieważ jest to metoda, która nie wpływa w znaczący sposób na umocnienie cieplne ani plastyczne ciętej krawędzi [67, 119]. Próbki wykonano w orientacji RD – z linią gięcia usytuowaną poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) oraz TD – z linią gięcia pokrywającą się z kierunkiem walcowania ( $\theta = 0^\circ$ ).



Rys. 95. Obraz próbki umieszczonej w maszynie zmęczeniowej w czasie trwania eksperymentu

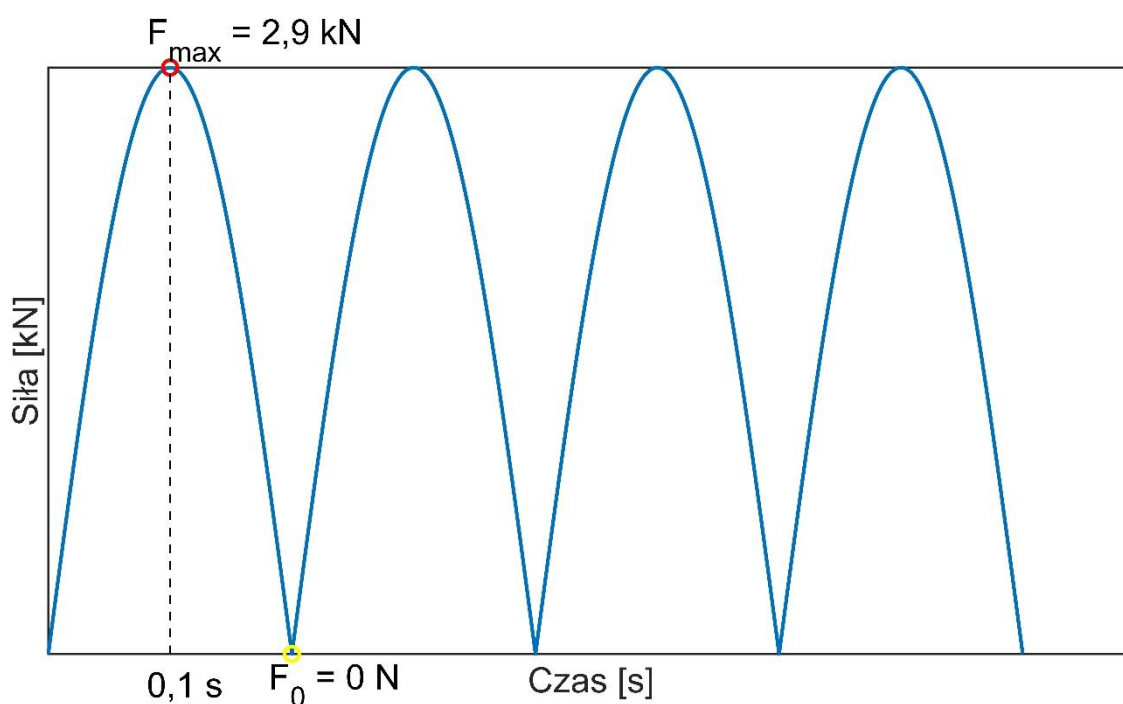


Rys. 96. Rysunek wykonawczy próbki wykorzystanej w badaniach zmęczeniowych



Rys. 97. Fotografia próbek wykorzystanych w badaniach zmęczeniowych

Schemat obciążenia próbki stanowi kompromis pomiędzy czasem trwania pojedynczej próby, możliwościami technologicznymi laboratorium badawczego oraz wstępnymi założeniami co do prognozowanej wytrzymałości zmęczeniowej wyrobu. Mając powyższe na uwadze, zdecydowano się na przeprowadzenie próby zmęczeniowej z sinusoidalnym przebiegiem obciążenia jednostronnie zmiennego (Rys. 98), zgodnie z osią Y próbki, przy częstotliwości wynoszącej  $f = 5$  Hz.



Rys. 98. Przebieg czasowy obciążenia próbki w czasie badań zmęczeniowych

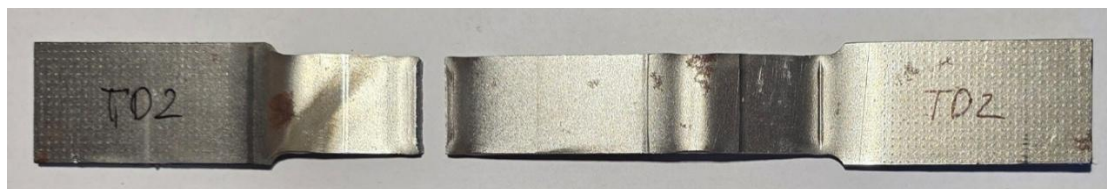
Maksymalną wartość siły, jaką przyłożono do próbki, ustalono na poziomie  $F_{max} = 2,9$  kN. Taka wartość zapewnia wystąpienie odkształceń plastycznych, co umożliwi analizę niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej.

W czasie badań doświadczalnych rejestrowano liczbę cykli obciążenia do pojawienia się widocznego pęknięcia zmęczeniowego na powierzchni próbki –  $n_0$  oraz liczbę cykli do całkowitego zniszczenia –  $n$  (Tabela 22). W przypadku stali PN-EN 10130 DC01 orientacja linii gięcia względem kierunku walcowania nie ma istotnego wpływu na wytrzymałość zmęczeniową. Obserwuje się pewne różnice w liczbie cykli do pojawienia się pęknięcia powierzchniowego, jednak w porównaniu z całkowitą liczbą cykli obciążenia są one pomijalnie małe. W związku z tym orientacja linii gięcia –  $\theta$  nie będzie uwzględniana w dalszych rozważaniach jako parametr istotny w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej.

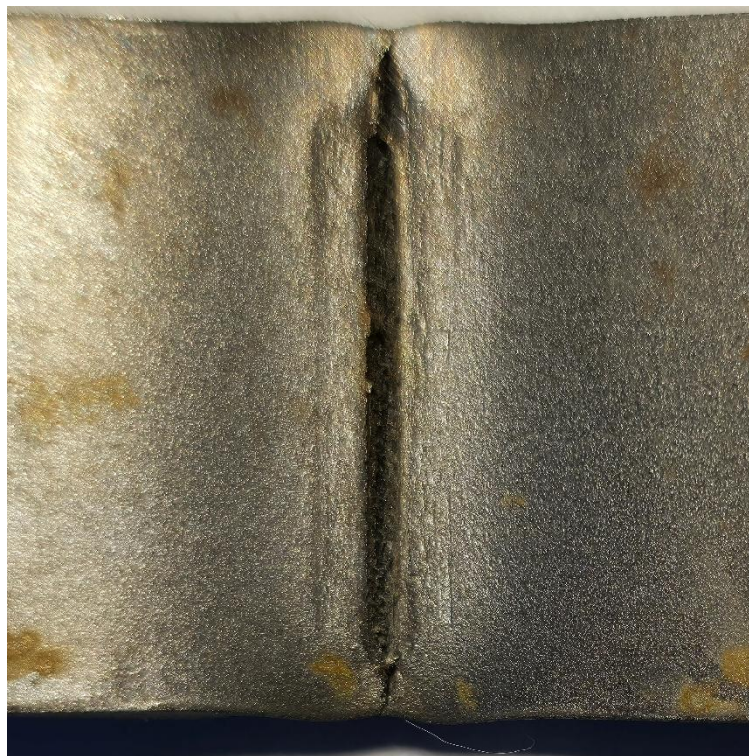
Tabela 22. Wyniki wstępnego badania wytrzymałości zmęczeniowej

Kąt pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]	Numer próbki	Liczba cykli do zaobserwowania pęknięcia – $n_0$	Średnia liczba cykli do zaobserwowania pęknięcia	Liczba cykli do zniszczenia – $n$	Średnia liczba cykli do zniszczenia
90	RD6	7800	7365	12060	11419
	RD7	6500		11716	
	RD8	7800		10483	
0	TD1	6500	6732	11890	11845
	TD2	7500		11715	
	TD3	6200		11932	

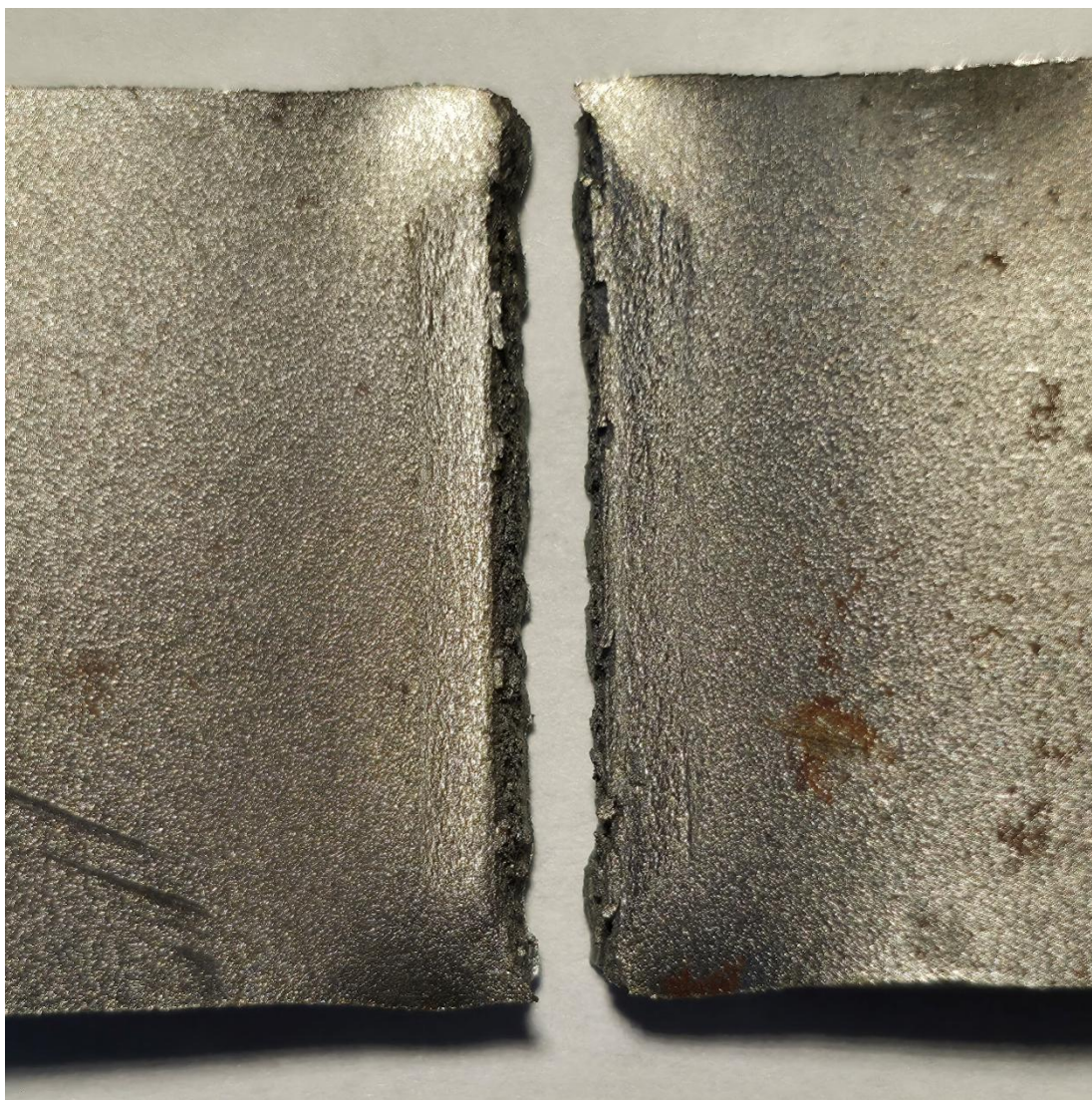
Analiza makroskopowa próbek po zerwaniu pozwala stwierdzić, że zgodnie z przewidywaniami inicjacja pęknięcia zmęczeniowego zachodzi w strefie oddziaływania stempla na powierzchnię blachy (Rys. 99 – Rys. 101).



Rys. 99. Widok próbki po zakończeniu badania wytrzymałości zmęczeniowej



Rys. 100. Zbliżenie na strefę pęknięcia zmęczeniowego w zaawansowanym stadium bez separacji części próbki



Rys. 101. Zbliżenie na strefę pęknięcia zmęczeniowego z widoczną całkowitą separacją obu części próbki

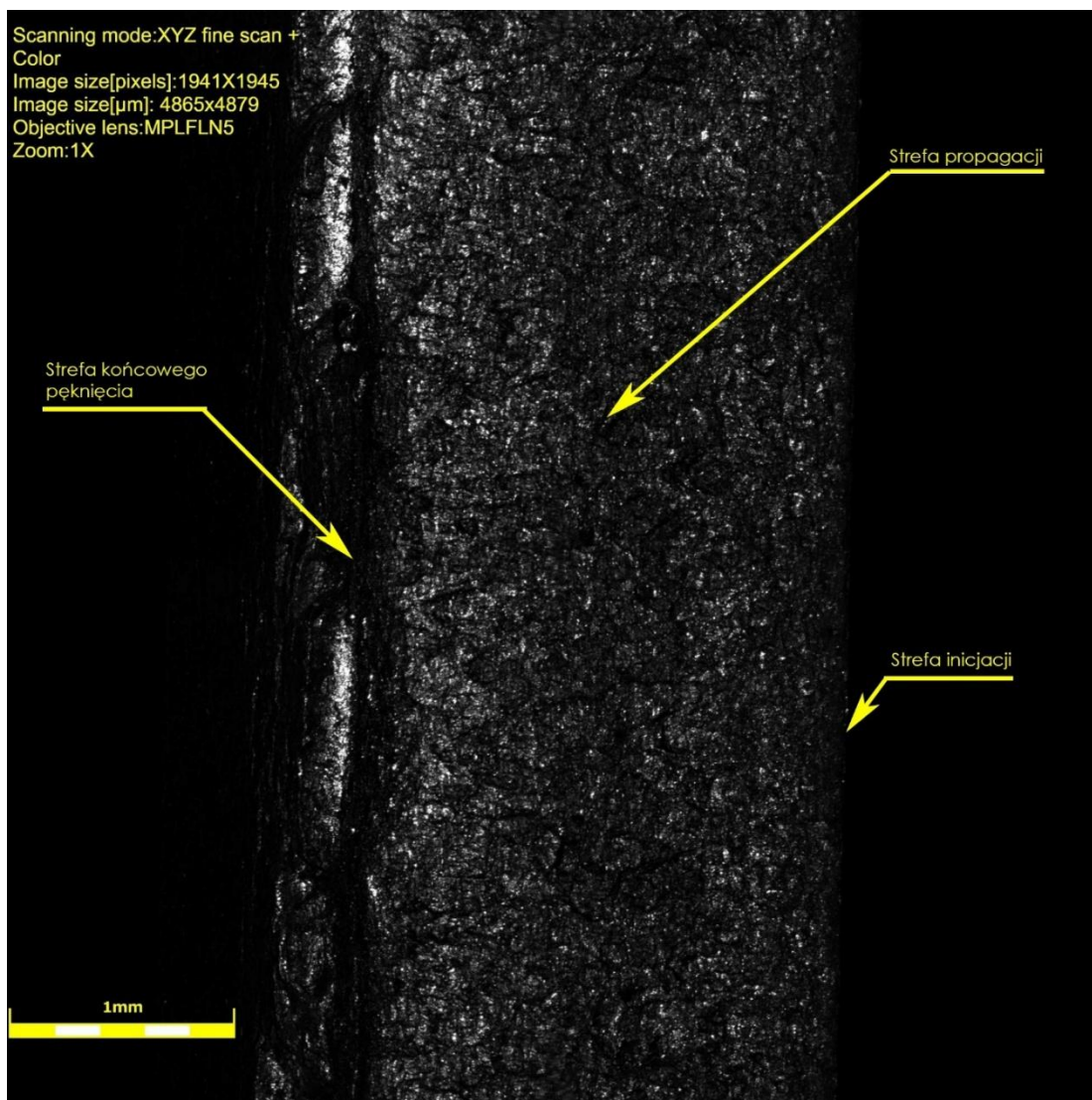
W celu dokładniejszej analizy próbki poddano obserwacjom mikroskopowym przy użyciu mikroskopu konfokalnego. W celu przygotowania próbek do oględzin pod mikroskopem należało odciąć z każdej próbki fragment o długości około 20 mm, zawierający strefę przełomu (Rys. 102). Dla zapewnienia wysokiej precyzji i uniknięcia wpływu temperatury próbki przecinano z wykorzystaniem precyzyjnej przecinarki metalograficznej Presi Mecatome T 201 A z wykorzystaniem chłodzenia wodnego. Po cięciu próbki ogratowano poprzez szlifowanie na mokro papierem ściernym o gradacji 120, a następnie wysuszono strumieniem sprężonego powietrza, aby zapobiec rozwojowi korozji, zwłaszcza w strefie przełomu.



Rys. 102. Obraz próbki przygotowanej do obserwacji mikroskopowych

Tak przygotowane próbki zostały poddane oględzinom pod mikroskopem konfokalnym Olympus Lext OLS4000 z wykorzystaniem obiektywu o powiększeniu 5x, co przekłada się na łączne powiększenie 108x. Pole akwizycji obrazu w tej konfiguracji ma rozmiar 2566  $\mu\text{m}$  na 2569  $\mu\text{m}$ . Dzięki wykorzystaniu technologii scalania obrazów (ang. *stitching*) z każdej próbki zarejestrowano obraz oraz dane topografii powierzchni przełomu z obszaru o wymiarach 4867  $\mu\text{m}$  na 4879  $\mu\text{m}$ . Pozwoliło to objąć obserwacją całe pęknięcie – od strefy inicjacji, przez strefę propagacji, aż po strefę końcowego pęknięcia. W celu zapewnienia stabilnego mocowania próbek zastosowano miniaturowe imadło maszynowe.

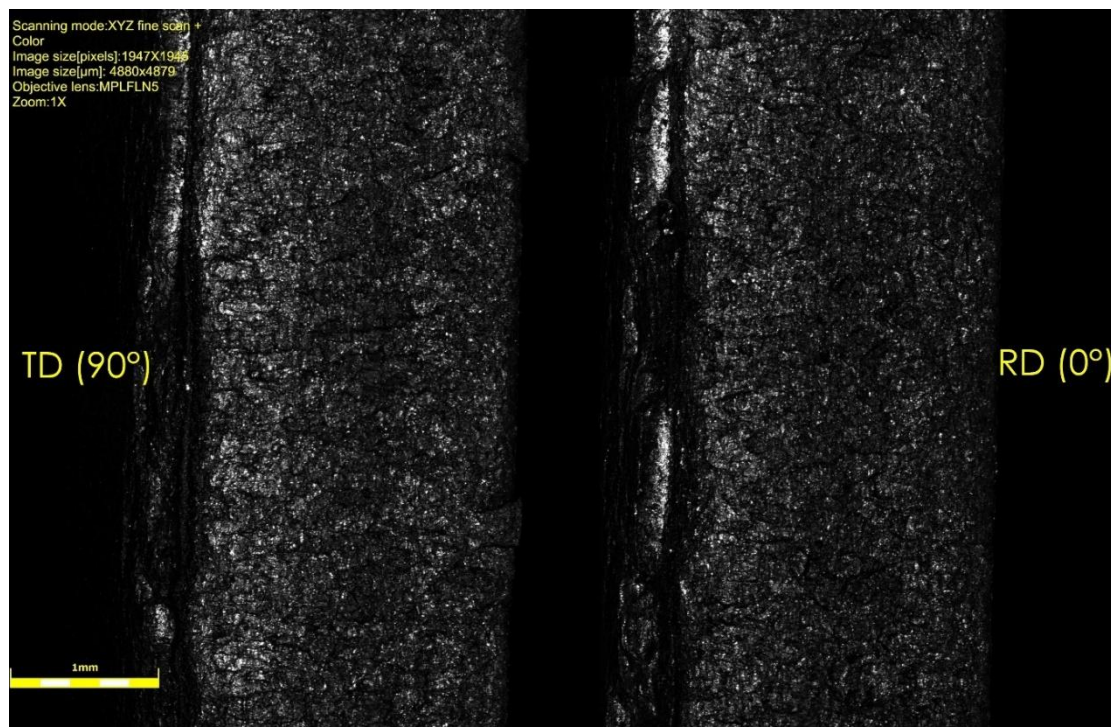
Już w jakościowej analizie powierzchni przełomu można zauważyć, że charakteryzuje się ona bardzo rozwiniętą topografią, objawiającą się znacznymi różnicami wysokości oraz złożoną morfologią. Mimo stosunkowo niewielkiego powiększenia możliwe jest jednoznaczne wskazanie strefy końcowego pęknięcia, a także strefy propagacji (Rys. 103). Można zauważyć, że strefa końcowego pęknięcia wykazuje bardzo szorstką oraz nieregularną strukturę, co spowodowane jest separacją obu części próbki. Strefa propagacji wykazuje dość regularną strukturę, co najpewniej wynika z powtarzalnego charakteru cykli obciążenia. Ze względu na niewielką szerokość strefy inicjacji pęknięcia jej obserwacja z wykorzystaniem skanowania laserowego nie jest możliwa.



Rys. 103. Obraz strefy przełomu zarejestrowany z wykorzystaniem laserowego mikroskopu konfokalnego z zaznaczeniem stref pęknięcia

Mimo, że doświadczalne badanie wytrzymałości zmęczeniowej nie wykazało istotnych różnic w trwałości zależnie od orientacji próbek względem kierunku walcowania, zdecydowano się na przeprowadzenie analizy porównawczej topografii powierzchni przełomu zarówno dla próbek wykonanych w orientacji  $0^\circ$  (RD – ang. *Rolling Direction*) oraz  $90^\circ$  (TD – ang. *Transverse Direction*) (Rys. 104). Przy powiększeniu 108x nie można było wskazać wyraźnych różnic między analizowanymi powierzchniami pęknięcia. W celu dokładniejszej analizy wykorzystano możliwość rejestracji szczegółowych map wysokości powierzchni, jaką umożliwia mikroskop konfokalny. Dane topograficzne pozyskane w ten sposób wykorzystano do przeprowadzenia dokładniejszej analizy strefy przełomu, mającej na celu wykazanie

ewentualnych różnic wynikających z zależności między kierunkiem cyklicznego obciążenia a kierunkiem walcowania.

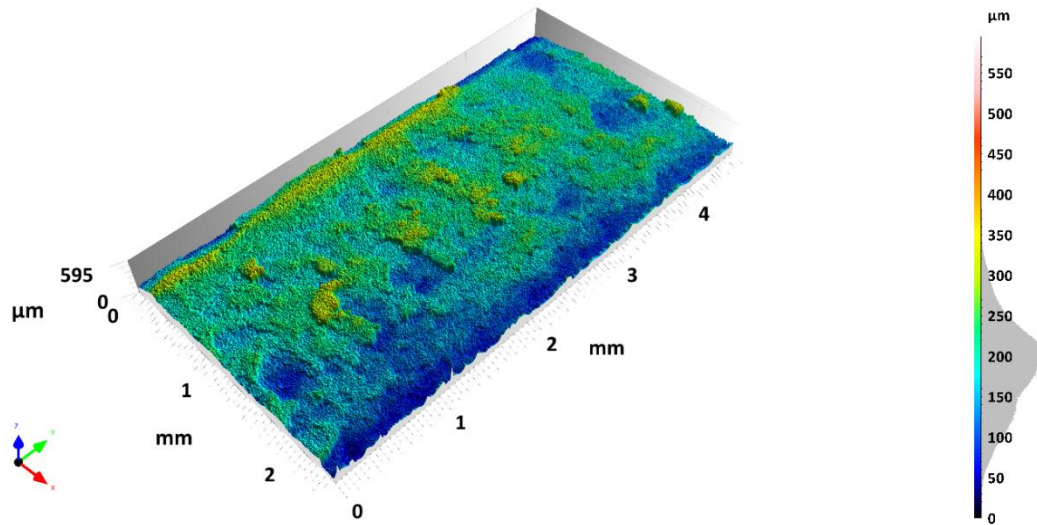


Rys. 104. Obraz porównawczy powierzchni przełomu dla próbki wykonanej w orientacji 90° (z lewej) oraz 0° (z prawej) względem kierunku walcowania

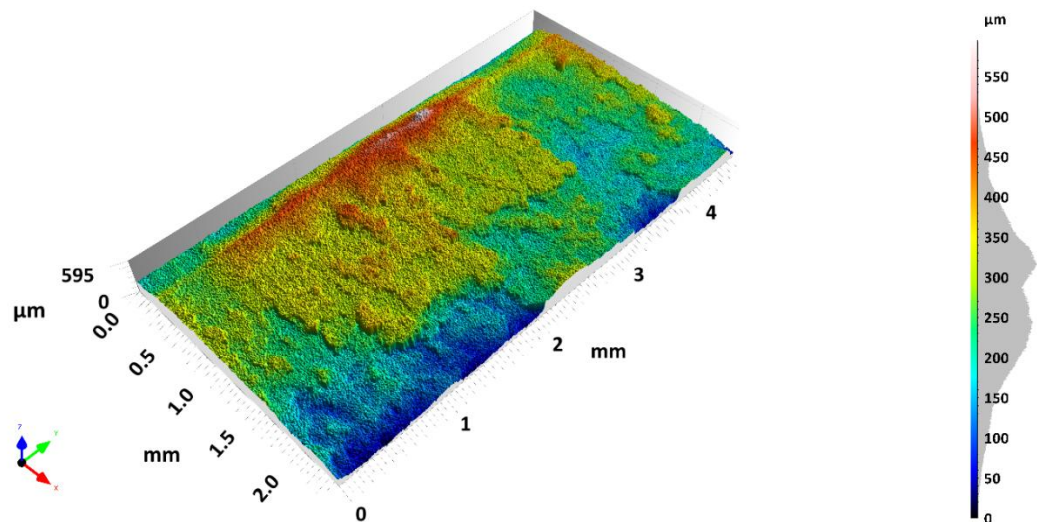
Opracowanie i analiza danych topograficznych zostały przeprowadzone z wykorzystaniem oprogramowania Digital Surf MountainsLab<sup>®</sup>, które umożliwia obrazowanie powierzchni w postaci map trójwymiarowych oraz profili dwuwymiarowych, a także na wyznaczanie liczbowych parametrów ją opisujących. Dla ujednolicenia analizy dane topograficzne poddano wstępnej obróbce, która obejmowała: obrót w celu wyrównania krawędzi próbki względem osi układu współrzędnych, wyznaczenie obszaru obejmującego jedynie dane znajdujące się w obrębie materiału próbki, usunięcie szumu poprzez filtrację wartości odstających oraz poziomowanie. Dla tak przygotowanych danych przygotowano trójwymiarowe mapy powierzchni.

Analiza trójwymiarowych map wysokości próbek wykonanych w orientacji 0° (Rys. 105) oraz 90° (Rys. 106) pozwala na wyraźne rozróżnienie stref pęknięcia zmęczeniowego. Szczególnie wyraźne są strefy końcowego pęknięcia, objawiającego się występowaniem wysokiego szczytu usytuowanego równoległe do krawędzi próbki oraz strefy propagacji, w której widoczne jest plateau struktury, z wyraźnie

zaznaczonymi schodowymi obszarami. Strefa inicjacji wykazuje najniższy profil wysokościowy.



Rys. 105. Trójwymiarowa mapa topografii powierzchni przełomu próbki wykonanej w orientacji  $0^\circ$

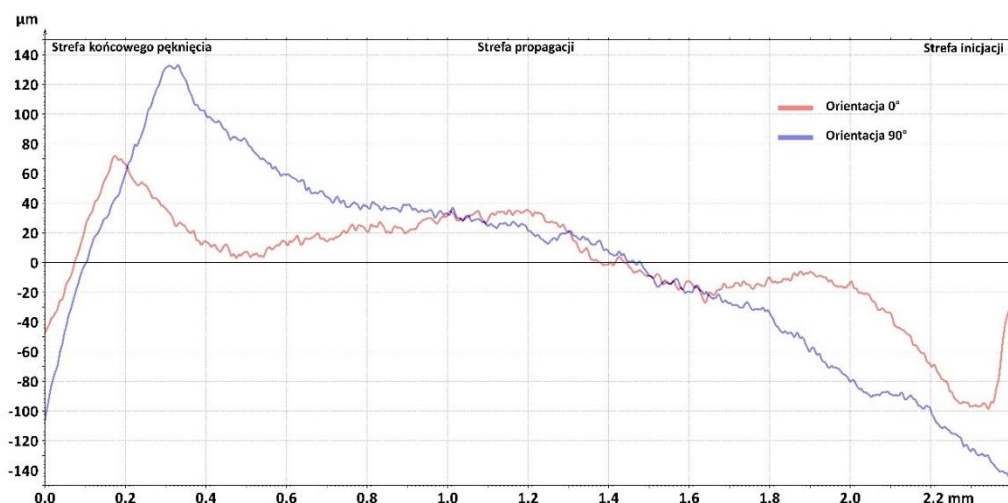


Rys. 106. Trójwymiarowa mapa topografii powierzchni przełomu próbki wykonanej w orientacji  $90^\circ$

Należy zauważyć, że powierzchnia przełomu próbki wykonanej w orientacji  $90^\circ$  charakteryzuje się znacznie bardziej rozwiniętą topografią oraz istotnie większą wysokością nierówności. Może to świadczyć o różnicach w charakterze propagacji pęknięcia zmęczeniowego, pomimo że, niezależnie od orientacji próbki, trwałość zmęczeniowa pozostaje na podobnym poziomie.

W celu pogłębienia analizy dokonano także porównania uśrednionego profilu powierzchni dwóch reprezentatywnych próbek, po jednej dla każdej orientacji. Średni profil powierzchni wykreślono na podstawie czterdziestu równoległych profili, równomiernie rozmieszczonych wzdłuż całej powierzchni próbki. Analiza

porównawcza uśrednionych profili (Rys. 107) pozwala ponownie wyraźnie wydzielić strefę końcowego pęknięcia, która objawia się gwałtownym wzrostem wysokości nierówności powierzchni, a następnie jej gwałtownym spadkiem. Strefa propagacji, zwłaszcza w przypadku próbki o orientacji  $0^\circ$ , wykazuje charakterystyczne spłaszczenie przebiegu. Można zauważyć także różnicę w profilu próbki o orientacji równoległej do kierunku walcowania w okolicy strefy inicjacji, objawiającą się gwałtownym spadkiem wysokości nierówności, po którym następuje krótkie plateau, a następnie stosunkowo szybki wzrost wysokości, aż do kolejnego spłaszczenia charakterystyki już w strefie propagacji. Dla próbek o orientacji  $90^\circ$  mechanizm zachodzi nieco inaczej, gdyż nie możliwe jest wyznaczenie lokalnych spłaszczeń powierzchni. Można również zaobserwować istotną różnicę w maksymalnej wysokości nierówności: w przypadku orientacji  $90^\circ$  wynosi ona około  $130\ \mu\text{m}$ , natomiast dla orientacji  $0^\circ$  około  $75\ \mu\text{m}$ .

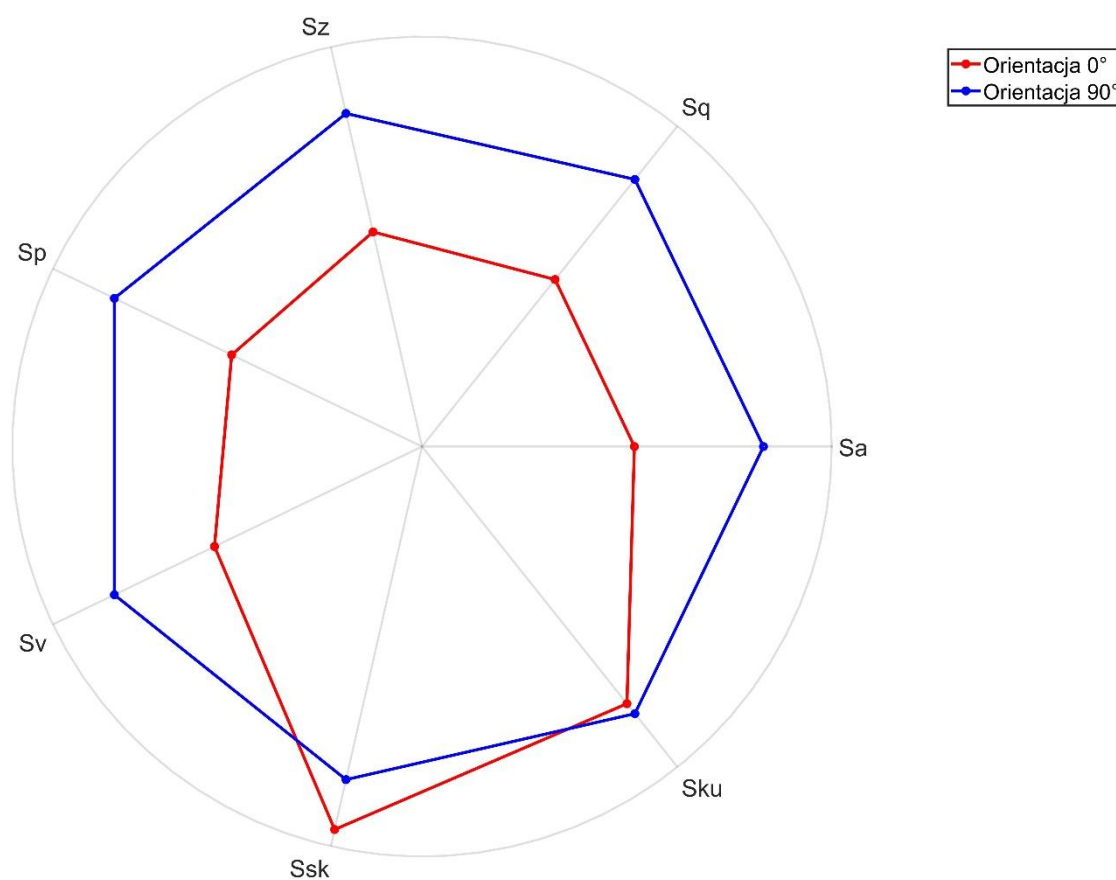


Rys. 107. Porównanie uśrednionych profil topografii powierzchni przelomu dla próbek o orientacji  $0^\circ$  oraz  $90^\circ$

W celu potwierdzenia przedstawionych powyżej analiz jakościowych dokonano także wyznaczenia wartości parametrów wysokościowych topografii powierzchni zgodnie z normą ISO 25178-2 [146]. Wartości parametrów zestawiono w tabeli (Tabela 23) oraz, po znormalizowaniu, przedstawiono w formie graficznej (Rys. 108).

Tabela 23. Wartości wysokościowych parametrów topografii powierzchni przełomu dla próbek o orientacji 0° i 90°, RD<sub>s</sub>, TD<sub>s</sub> – znormalizowane wartości parametrów

Parametr	Symbol	RD (0°)	TD (90°)	RD <sub>s</sub>	TD <sub>s</sub>
Średnia arytmetyczna wysokości	Sa [μm]	43,6700	70,2000	0,6221	1
Wysokość średniokwadratowa powierzchni	Sq [μm]	54,1700	86,6400	0,6252	1
Wysokość całkowita powierzchni	Sz [μm]	382,5000	593,6000	0,6444	1
Maksymalna wysokość szczytu	Sp [μm]	197,1000	318,6000	0,6186	1
Maksymalna głębokość doliny	Sv [μm]	185,5000	275,0000	0,6745	1
Asymetria rozkładu wysokości	Ssk [-]	-0,0396	-0,0344	1,1498	1
Kurtoza rozkładu wysokości	Sku [-]	2,6810	2,7850	0,9627	1



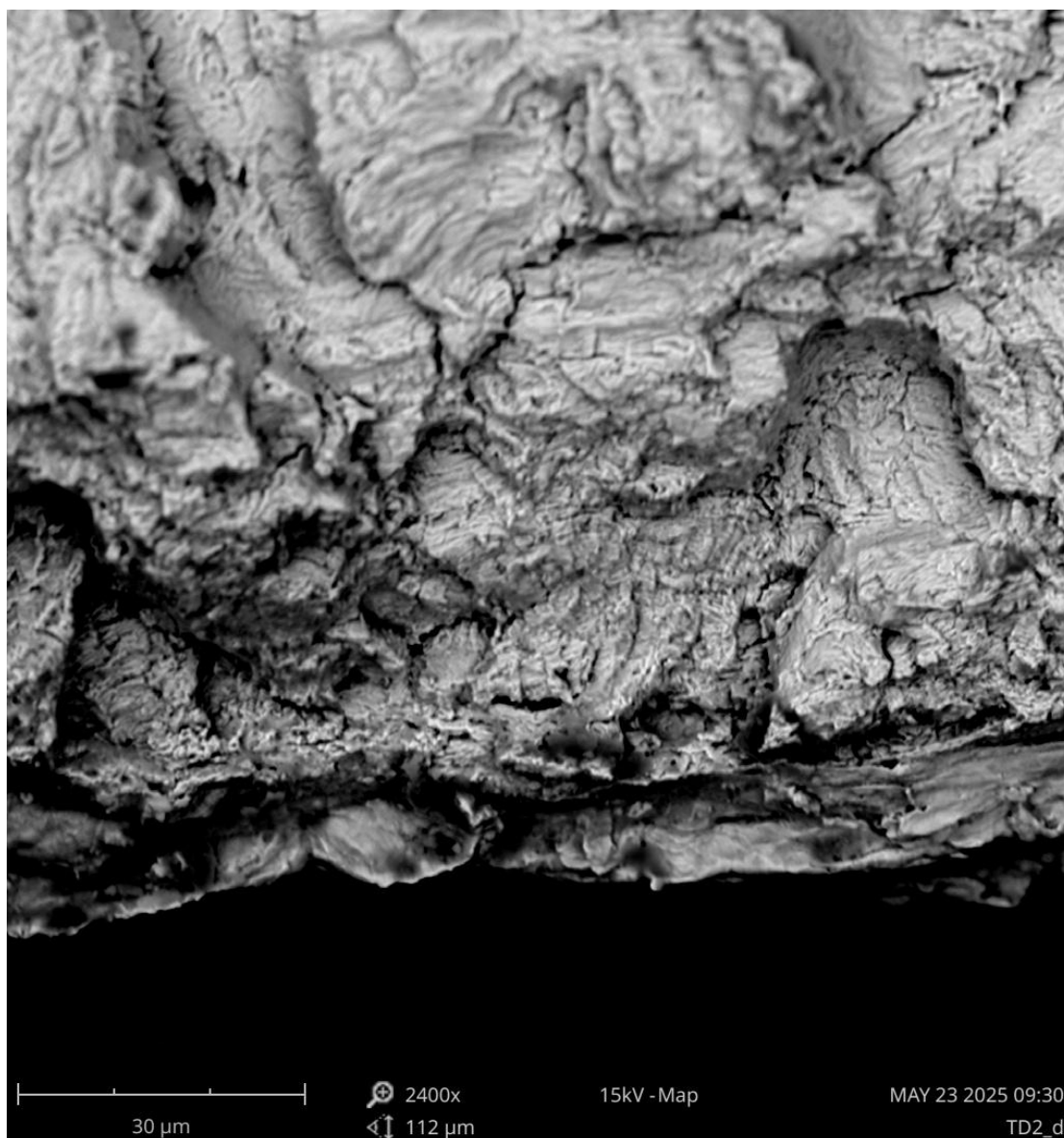
Rys. 108. Wykres radarowy obrazujący różnice znormalizowanych wartości parametrów wysokościowych topografii powierzchni przełomu próbek o orientacji 0° oraz 90°

Porównanie wartości parametrów Sa oraz Sq potwierdza, że powierzchnia przełomu ma bardziej rozwiniętą topografię w przypadku próbki o orientacji 90°. Dodatkowo próbka ta charakteryzuje się znacznie wyższymi wartościami parametrów Sz oraz Sp, co wskazuje na większe całkowite różnice w wysokości, a także na wyższą wysokość pojedynczego szczytu, co potwierdza wnioski wyciągnięte na podstawie analizy uśrednionych profili powierzchni. Większa wartość parametru Sv w przypadku próbki o orientacji TD, świadczy o występowaniu głębszych dolin, co może być

powiązane z różnicami w strefie propagacji pęknięcia. Parametry  $S_{sk}$  oraz  $S_{ku}$  mają bardzo zbliżoną wartość dla obu próbek. Niska skośność rozkładu ( $S_{sk}$ ) świadczy o tym, że na powierzchni występuje porównywalna ilość szczytów oraz dolin, natomiast kurtoza ( $S_{ku}$ ) przyjmująca wartość poniżej trzech oznacza, że powierzchnia pozbawiona jest ostro zakończonych formacji, przypominających igły. Najprawdopodobniej spowodowane jest to wysoką ciągliwością, którą charakteryzuje się stal PN-EN 10130 DC01.

Kolejnym etapem przeprowadzonych analiz były oględziny próbek z wykorzystaniem skaningowego mikroskopu elektronowego (SEM, ang. *Scanning Electron Microscope*), który umożliwia osiągnięcie bardzo wysokich powiększeń oraz dokładną analizę charakteru propagacji i typu pęknięcia zmęczeniowego. W celu zachowania ciągłości analizy, oględzinom SEM poddano te same próbki, które wcześniej analizowano przy użyciu mikroskopu konfokalnego.

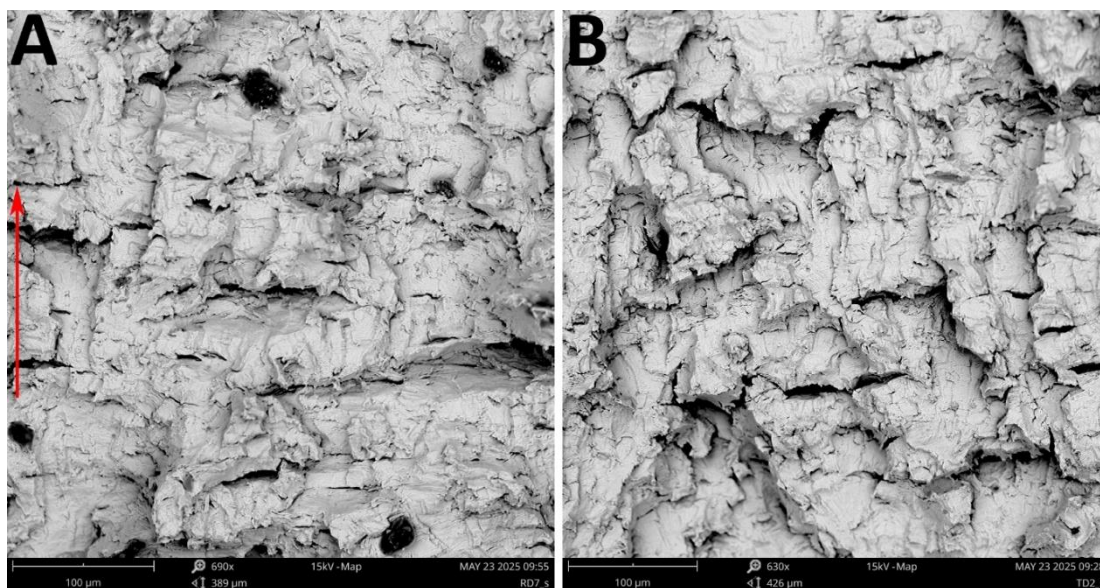
Analizy strefy inicjacji pęknięcia zmęczeniowego (Rys. 109) wykazują, że strefa ta jest bardzo wąska i ma szerokość około 20  $\mu\text{m}$ , przy czym same miejsce inicjacji ma szerokość około 5  $\mu\text{m}$ . W tym miejscu widoczna jest stosunkowo gładka powierzchnia, pozbawiona szczelin oraz nierówności. Odpowiada to strefie, w której wielokrotne cykle naprężeniowe doprowadziły do inicjacji pęknięcia. W kolejnej strefie, o szerokości około 10  $\mu\text{m}$ , można zauważyć rozwój bardzo drobnej struktury przypominającej łuski, powstającej w wyniku odkształceń plastycznych wywoływanych kolejnymi cyklami naprężenia. Widoczne jest także stopniowe przejście ze struktury drobnoziarnistej do coraz większych łusek w miarę dalszej propagacji pęknięcia. Na głębokości około 20  $\mu\text{m}$  od powierzchni próbki można zaobserwować dobrze uformowaną strefę propagacji, gdzie następuje ujednoczenie kształtu kolejnych prążków, a także widoczne jest występowanie charakterystycznych łukowatych linii wyznaczających kolejne deformacje i separację materiału wraz z kolejnymi cyklami obciążeniowymi. Widoczny jest także stopniowy wzrost wysokości nierówności, co odpowiada profilowi powierzchni zarejestrowanemu z wykorzystaniem mikroskopu konfokalnego.



Rys. 109. Obraz strefy inicjacji pęknięcia zmęczeniowego próbki o orientacji  $90^\circ$

Analizując strefy właściwej propagacji dla próbek o orientacji  $0^\circ$  oraz  $90^\circ$  (Rys. 110) można zauważyć pewne różnice, które potwierdzają obserwacje dokonane za pomocą mikroskopu konfokalnego. Próbka wykonana zgodnie z kierunkiem walcowania (Rys. 110A) wykazuje większą jednorodność struktur na powierzchni przełomu, podczas gdy próbka wykonana poprzecznie (Rys. 110B) ma wyraźnie bardziej rozwiniętą strukturę. Mając na uwadze, że propagacja następowała w kierunku od dołu zdjęcia ku górze, można wskazać też na wyraźną kierunkowość struktury pęknięcia. W przypadku próbki o orientacji poprzecznej kolejne stopnie pęknięcia wyraźnie układają się wzdłuż kierunku propagacji, natomiast w przypadku próbki o orientacji równoległej efekt ten nie jest tak widoczny. W obu przypadkach widoczne są liczne uskoki i pęknięcia powstające na skutek odrywania kolejnych

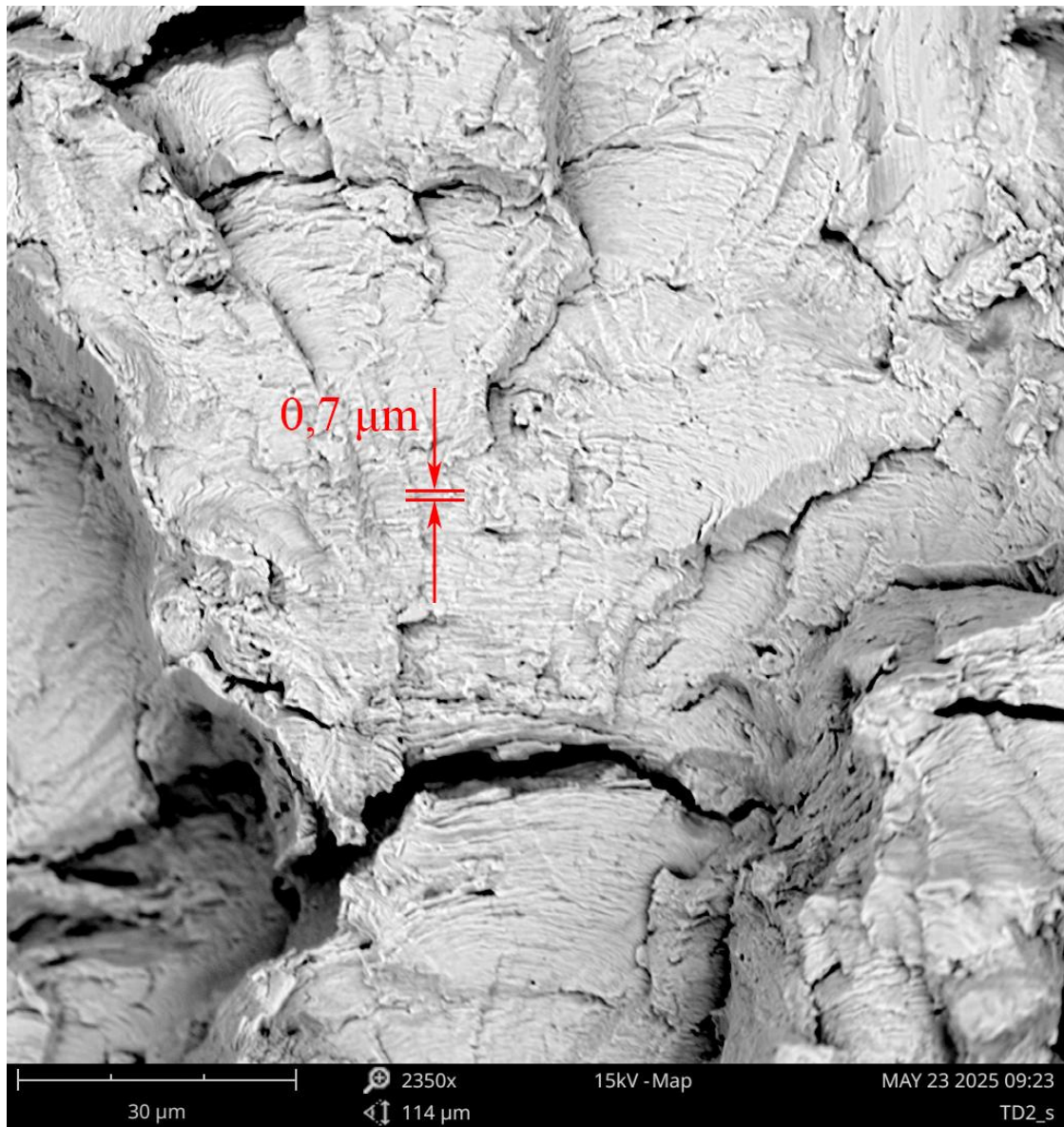
warstw materiału. Obecność schodowych struktur została wcześniej ujawniona zarówno na trójwymiarowych mapach wysokości powierzchni przełomu, jak i na profilu powierzchni.



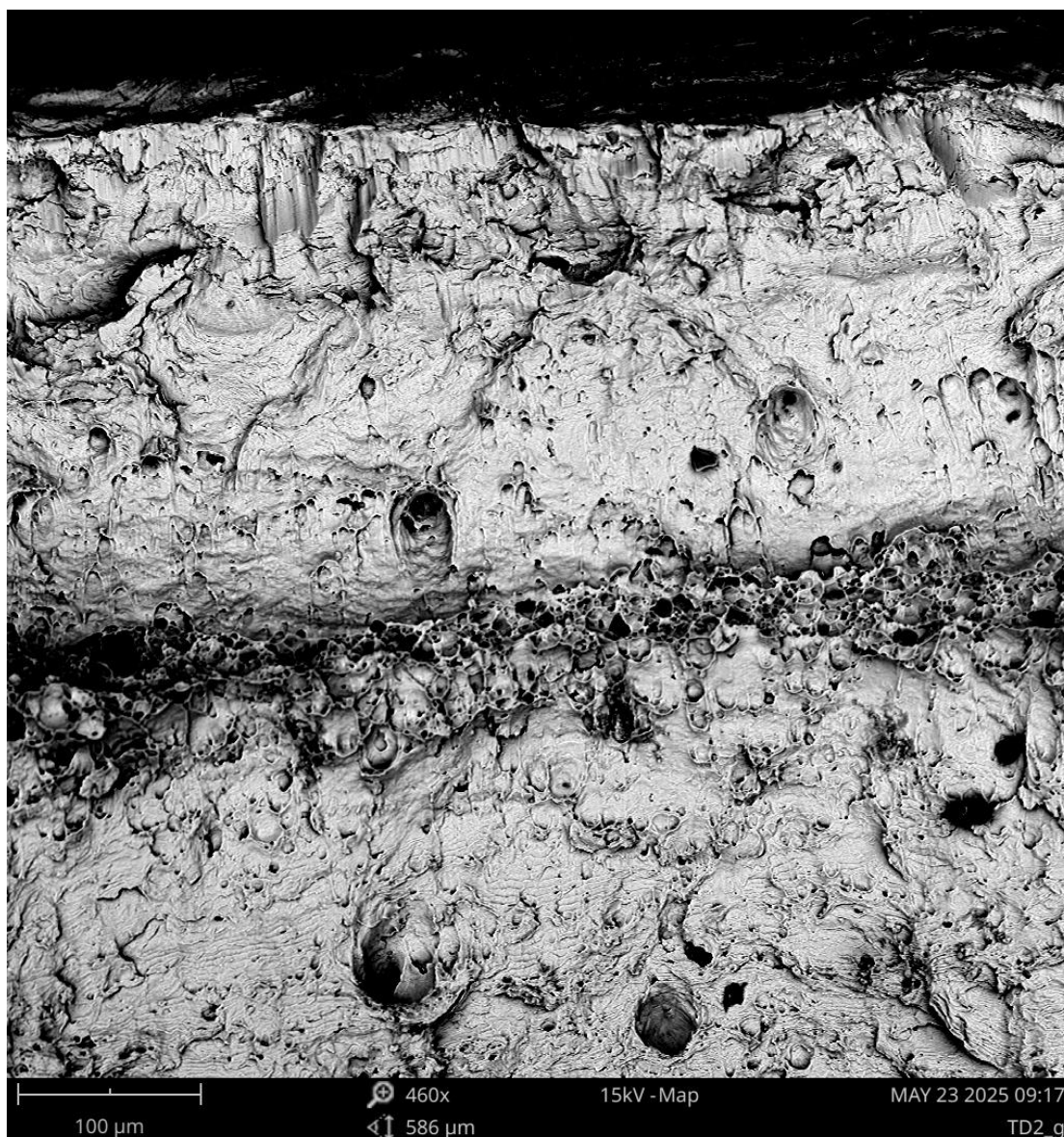
Rys. 110. Porównanie strefy propagacji pęknięcia zmęczeniowego w próbce o orientacji  $0^\circ$  (A) oraz  $90^\circ$  (B), kierunek propagacji zaznaczony na czerwono

Zbliżenie na strefę propagacji (Rys. 111), ujawnia charakterystyczne łukowate linie, zwane prążkami zmęczeniowymi [91], które wyznaczają granicę przesunięcia pęknięcia zmęczeniowego w każdym kolejnym cyklu. Przybliżona odległość pomiędzy kolejnymi prążkami wynosi około  $0,7 \mu\text{m}$ , co pozwala oszacować tempo propagacji. Można także zaobserwować obecność pęknięć oraz lokalnych nieciągłości, które formują się na ogół na granicach ziaren [65].

Przechodząc do analizy strefy końcowego pęknięcia (Rys. 112), należy wskazać na obecność dobrze zaznaczonego lokalnego szczytu, który przebiega równoległe do krawędzi próbki. Jego lokalizacja oraz orientacja odpowiadają ujawnionym na mapie wysokości (Rys. 106) oraz profilu (Rys. 107) powierzchni. Jest to obszar ostatecznej koncentracji uszkodzeń zmęczeniowych, po przekroczeniu którego następuje całkowite zerwanie próbki objawiające się gwałtownym spadkiem wysokości nierówności. Poniżej szczytu widoczne są charakterystyczne, wcześniej omawiane pasma propagacji, natomiast w górnej części obrazu struktury te pozostają niewidoczne.



Rys. 111. Obraz strefy propagacji z wyraźnie widocznymi prążkami zmęczeniowymi



Rys. 112. Obraz strefy końcowego pęknięcia na przykładzie próbki o orientacji 90°

Końcowe pęknięcie swoim charakterem przypomina pęknięcie powstałe na skutek przekroczenia granicy plastyczności, jakie obserwuje się w przypadku statycznej próby rozciągania. W opisywanym przypadku, na skutek propagacji pęknięcia, dochodzi do lokalnego uplastyczniania materiału w strefie czoła pęknięcia, które powoduje nukleację oraz koncentrację mikropustek w materiale, najczęściej na granicach ziaren, przy wtrąceniach niemetalicznych lub w punktach przecięcia pasm poślizgu. Podczas kolejnych cykli obciążenia powstające mikropustki ulegają rozrostowi, czemu sprzyja narastające odkształcenie plastyczne. Na skutek tego zjawiska dochodzi do lokalnego przerwania ciągłości materiału, co powoduje zmniejszenie efektywnej powierzchni nośnej przekroju. W literaturze [65] mechanizm ten opisywany jest jako dominujący dla zmęczenia niskocyklowego (LCF) oraz

ekstremalnie niskocyklowego (ELCF). Na obrazie skaningowym (Rys. 112) widoczne są liczne kuliste struktury o zróżnicowanej wielkości, będące pozostałością połączeniu opisanych mikropustek, co jest charakterystycznym objawem pęknięcia ciągłego. Jak wykazano w pozycji [65], wzrost amplitudy odkształceń plastycznych w zakresie niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej powoduje zanik charakterystycznych prążków zmęczeniowych (Rys. 111), które zostają zastąpione przez kuliste obszary nieciągłości materiału. W momencie, gdy rozmiar i gęstość mikropustek osiągają poziom krytyczny, następuje ich gwałtowne łączenie i powstanie pęknięcia makroskopowego, które przypomina pęknięcie monotoniczne (na skutek przekroczenia granicy wytrzymałości na rozciąganie w statycznej próbie rozciągania). Charakterystycznym objawem tego procesu jest występowanie opisanych, kulistych jam na powierzchni przełomu.

Podsumowując, należy zauważyć, że, w przeanalizowanym zakresie, orientacja linii gięcia względem kierunku walcowania materiału nie ma istotnego wpływu na prognozowaną wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu. Mikroskopowe oględziny próbki ujawniły jednak znaczące różnice w topografii powierzchni przełomu pomiędzy próbkami wykonanymi w orientacji  $0^\circ$  oraz  $90^\circ$ . Na obecnym etapie zasadnym jest wykreślenie orientacji próbki z listy badanych zmiennych, jednak pogłębiona analiza zjawisk towarzyszących propagacji pęknięcia zmęczeniowego w zależności od orientacji materiału może potencjalnie otworzyć nowe kierunki badawcze.

W kolejnym podrozdziale zostanie dokonane podsumowanie zmiennych wejściowych branych pod uwagę w kontekście potencjalnego wpływu na trwałość zmęczeniową gotowego wyrobu. Ponadto zostanie przeprowadzony proces ich selekcji w celu opracowania ostatecznego planu badawczego.

#### **6.4. Opracowanie planu eksperymentu**

Celem podrozdziału jest opisanie metodologii doboru wariantów geometrycznych oraz wariantów symulacji numerycznej, które mają pozwolić na ocenę wpływu parametrów procesu wyginania swobodnego na wytrzymałość zmęczeniową elementów wykonanych ze stali PN-EN 10130 DC01. Zastosowano podejście oparte na metodach planowania eksperymentu, co zapewnia możliwość pełnej oceny wpływu poszczególnych czynników.

Na podstawie analizy stanu wiedzy można wywnioskować, że do parametrów procesu mających wpływ na końcowość wytrzymałość zmęczeniową wyrobu należą:

- Promień gięcia –  $R_g$  [mm], który wpływa na kształt strefy obróbki, a także na lokalizację naprężeń resztkowych oraz odkształceń plastycznych w kształtowanym elemencie.
- Promień stempla –  $R_s$  [mm], który wpływa na intensywność odkształcenia w strefie kontaktu, a także na rozkład naprężeń oraz odkształceń w strefie obróbki, z zaznaczeniem, że wpływ ten jest bardziej lokalny niż w przypadku promienia gięcia.
- Kąt gięcia po odsprężynowaniu –  $\beta$  [°], wpływa poprzez kształt oraz wielkość strefy odkształconej na lokalizację naprężeń i odkształceń w wyrobie, a także na ich maksymalne wartości.
- Grubość blachy –  $h$  [mm], wpływa na wielkość siły potrzebnej do plastycznego odkształcenia materiału, a tym samym na wartość maksymalnych naprężeń resztkowych w materiale.

Na podstawie pogłębionej analizy technologicznej należy zaznaczyć, że porównywanie bezwzględnej wartości promienia gięcia  $R_g$  pomiędzy blachami o różnej grubości  $h$  jest bezcelowe. Wynika to z faktu, że w zależności od grubości blachy gięcie z danym promieniem bezwzględnym będzie gięciem ostrym, bądź łagodnym. Wiąże się to z faktem, że stały promień dla różnych grubości blachy wprowadzi każdorazowo zupełnie inny stan końcowy naprężeń i odkształceń, co w praktyce uniemożliwi rzetelne porównanie poszczególnych prób pod kątem wytrzymałości zmęczeniowej. Dla zachowania porównywalności analiz należy zatem zastąpić wartość bezwzględną promienia gięcia jego stosunkiem do grubości blachy –  $R_g/h$ . Podejście takie zapewnia porównywalny rozkład naprężeń oraz odkształceń w strefie gięcia, mimo różnych grubości blach.

Wywiad technologiczny oraz znajomość praktyki przemysłowej pozwalają zauważyć, że dla cienkich blach wartości stosunku  $R_g/h$  bardzo rzadko przekraczają jedność. Najczęściej mieszczą się one w przedziale od  $R_g/h = 1$ , co stanowi minimalną wartość dopuszczalną technologicznie, do  $R_g/h = 2$ , która stosowana jest w szczególnych przypadkach lub dla materiałów o ograniczonej podatności na kształtowanie plastyczne. Dla materiałów dobrze obrabialnych przyjmuje się, że

$R_g/h \approx 1$ . Z tego względu parametr ten został wykluczony z dalszej analizy, a podjęto decyzję o zbadaniu wpływu wielkości promienia stempla  $R_s$ , ponieważ w praktyce przemysłowej stosowane są narzędzia o różnych promieniach zaokrąglenia, także w przypadku wyginania cienkich blach. Ostatecznie podjęto decyzję o porównaniu wpływu oddziaływania stempli o promieniach zaokrąglenia  $R_{s1} = 1$  mm,  $R_{s2} = 1,5$  mm,  $R_{s3} = 2$  mm oraz  $R_{s4} = 3$  mm na wytrzymałość zmęczeniową oraz jakość technologiczną wyrobu.

Podczas projektowania wyrobów giętych dąży się do stosowania kąta gięcia  $\beta = 90^\circ$ , co podyktowane jest względami technologicznymi oraz praktycznymi, a ponadto ułatwia proces wstępnej kontroli jakości już na stanowisku roboczym. Z różnych względów podejście takie nie zawsze jest możliwe, dlatego pierwotny plan badawczy zakładał porównanie dwóch skrajnych wariantów kąta gięcia, to jest  $\beta_1 = 90^\circ$  oraz  $\beta_2 = 120^\circ$ . Jednak wstępna symulacja MES wykazała znaczne różnice w sztywności próbek podczas próby cyklicznego rozciągania. Różnica ta znacznie utrudniłaby wyciągnięcie jednoznacznych wniosków, więc podjęto decyzję o zmniejszeniu zakresu zmienności tego parametru. W celu eliminacji dodatkowych zmiennych mogących zaburzać wnioskowanie zdecydowano się na użycie jednego zestawu narzędzi giących dla każdej próby. Ograniczyło to minimalny kąt gięcia do  $\beta_1 = 90^\circ$ . Wartość tę zestawiono z gięciem pod kątem rozwartym  $\beta_2 = 100^\circ$ , ponieważ wstępna symulacja MES wykazała, że sztywność próbek jest porównywalna. Dla uzupełnienia analizy dodano także wartość pośrednią  $\beta_3 = 95^\circ$ .

Na etapie opracowywania założeń eksperymentu oraz symulacji okazało się, że podejście związane z analizą niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej wymusiłoby konieczność zapewnienia porównywalnych, a najlepiej jednakowych odkształceń plastycznych próbki w strefie krytycznej. Wiązałoby się to z trudnościami w doborze odpowiedniej siły rozciągającej, a nawet koniecznością iteracyjnego jej wyznaczenia. W związku z powyższym zrezygnowano z analizy wpływu parametru jakim jest grubość blachy –  $h$  na wytrzymałość zmęczeniową gotowego wyrobu. Przyjęto stałą wartość  $h = 3$  mm. Dla tej wartości dostępne są także wyniki eksperymentu, co umożliwi rzetelną walidację wyników symulacji. Takie podejście ma również uzasadnienie praktyczne, ponieważ umożliwia bezpośrednio porównanie wpływu warunków procesu przy jednakowych warunkach obciążenia.

Na podstawie wstępnie przyjętego zakresu zmienności parametrów zaproponowano wykorzystanie pełnego planu czynnikowego [2, 70], co pozwoliło uzyskać następującą strukturę eksperymentu: cztery poziomy  $R_s$  oraz trzy kąty gięcia  $\beta$ , co łącznie daje dwanaście wariantów geometrycznych (Tabela 24). Każdy z wariantów powinien zostać poddany dwuetapowej symulacji MES, obejmującej: etap pierwszy – symulację procesu gięcia z wykorzystaniem modułu *Static Structural*, a następnie etap drugi – symulację cyklicznego rozciągania i wytrzymałości zmęczeniowej z wykorzystaniem modułów *Transient Structural* oraz *Fatigue Tool* dostępnych w oprogramowaniu Ansys Workbench. Szczegóły symulacji numerycznych zostaną przedstawione w kolejnym podrozdziale.

Tabela 24. Warianty geometryczne przyjęte w planie badawczym

Wariant	Grubość blachy – $h$ [mm]	Promień stempla – $R_s$ [mm]	Kąt gięcia – $\beta$ [°]	Komentarz
1	3	1	90	Ostry stempel, typowy kąt
2	3	1	95	Ostry stempel, kąt pośredni
3	3	1	100	Ostry stempel, kąt rozwarty
4	3	1,5	90	Stempel o promieniu równym $0,5 R_g$ , typowy kąt
5	3	1,5	95	Stempel o promieniu równym $0,5 R_g$ , kąt pośredni
6	3	1,5	100	Stempel o promieniu równym $0,5 R_g$ , kąt rozwarty
7	3	2	90	Łagodny stempel, typowy kąt
8	3	2	95	Łagodny stempel, kąt pośredni
9	3	2	100	Łagodny stempel, kąt rozwarty
10	3	3	90	Stempel o promieniu równym $R_g$ , typowy kąt

Wariant	Grubość blachy – $h$ [mm]	Promień stempla – $R_s$ [mm]	Kąt gięcia – $\beta$ [°]	Komentarz
11	3	3	95	Stempel o promieniu równym $R_g$ , kąt pośredni
12	3	3	100	Stempel o promieniu równym $R_g$ , kąt rozwarty

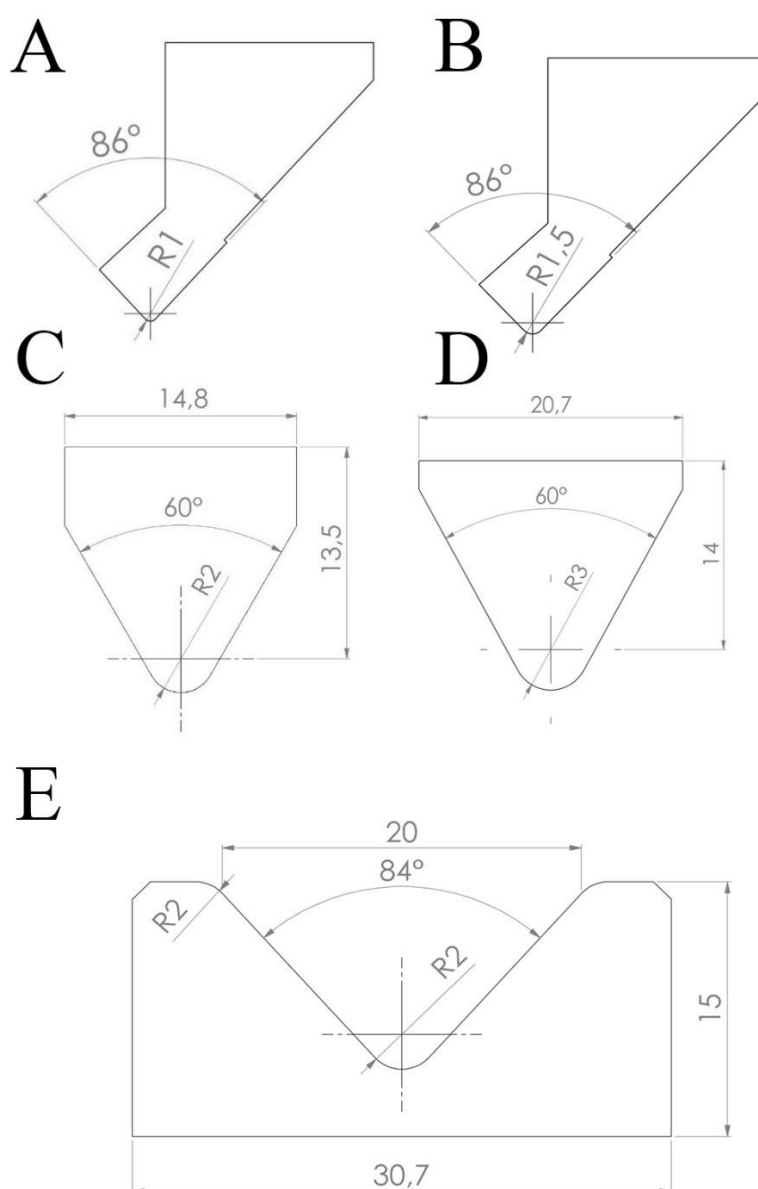
Przedstawione podejście zaowocowało opracowaniem selektywnej formy pełnego planu czynnikowego. Należy zauważyć, że zachowanie kluczowych czynników i poziomów pozwoliło na znaczne skrócenie czasu potrzebnego na przeprowadzenie symulacji numerycznych przy jednoczesnym zachowaniu reprezentatywności analizowanych przypadków. Pominięte zakresy zmienności czynników badawczych otwierają perspektywy dla kolejnych badań. Wyniki uzyskane w trakcie opracowywania niniejszej rozprawy mogą być rozszerzane i zestawiane, między innymi, z analizami przeprowadzonymi na podstawie pominiętych parametrów, co podkreśla ich potencjał naukowy i publikacyjny. Wybrane zakresy zmienności parametrów powinny być przy tym wystarczające do potwierdzenia lub odrzucenia hipotezy sformułowanej w poprzednim rozdziale.

## 6.5. Symulacja zużycia zmęczeniowego wyrobów giętych

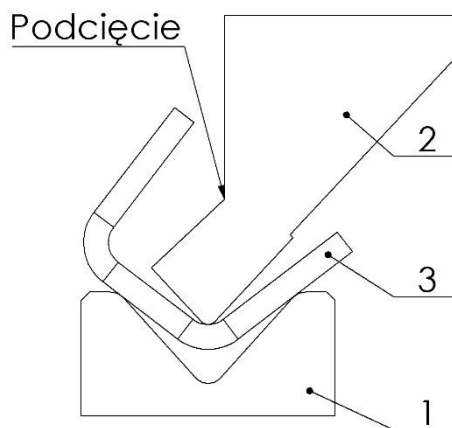
Celem niniejszego rozdziału jest przedstawienie kolejnych kroków przygotowania symulacji numerycznej procesu wyginania swobodnego blachy PN-EN 10130 DC01, począwszy od opisu wariantów geometrycznych, poprzez model materiałowy i warunki brzegowe, aż do przedstawienia oraz omówienia otrzymanych wyników wraz z ich walidacją i interpretacją. Dla zachowania czytelności w pierwszej kolejności zostanie przedstawiony opis oraz wyniki symulacji procesu wyginania. Następnie zaprezentowane zostaną wyniki oraz opis symulacji cyklicznego rozciągania wraz z analizą wytrzymałości zmęczeniowej.

Analizie poddane zostaną stemple o czterech różnych promieniach zaokrąglenia. Jako stempel o ostrym promieniu  $R_s = 1$  mm wybrano, wykorzystany w poprzedniej symulacji stempel Rolleri S.p.A.<sup>®</sup> TPR256.86.R1-A [128]. Natomiast jako stempel o promieniu  $R_s = 3$  mm wykorzystano Rolleri S.p.A.<sup>®</sup> TPR237.60.R3 [127]. W związku z tym, że w katalogu producenta nie występują stemple o promieniach

$R_s = 1,5$  mm oraz  $R_s = 2$  mm, ich wymiary dostosowano na podstawie geometrii stempli katalogowych, odpowiednio TPR265 dla  $R_s = 1,5$  mm oraz TPR237 dla  $R_s = 2$  mm (Rys. 113). Należy zaznaczyć, że stemple o promieniach zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm oraz  $R_s = 1,5$  mm charakteryzują się podcięciem, umożliwiającym wyginanie profili C-kształtnych (Rys. 114). We wszystkich przypadkach zastosowano matrycę o szerokości rowka  $d = 20$  mm, którą odwzorowano na podstawie danych producenta Rolleri S.p.A.<sup>®</sup> TMR100.20.84 (Rys. 113) [125]. Modele bryłowe narzędzi utworzono w środowisku Dassault Systèmes SOLIDWORKS<sup>®</sup>.

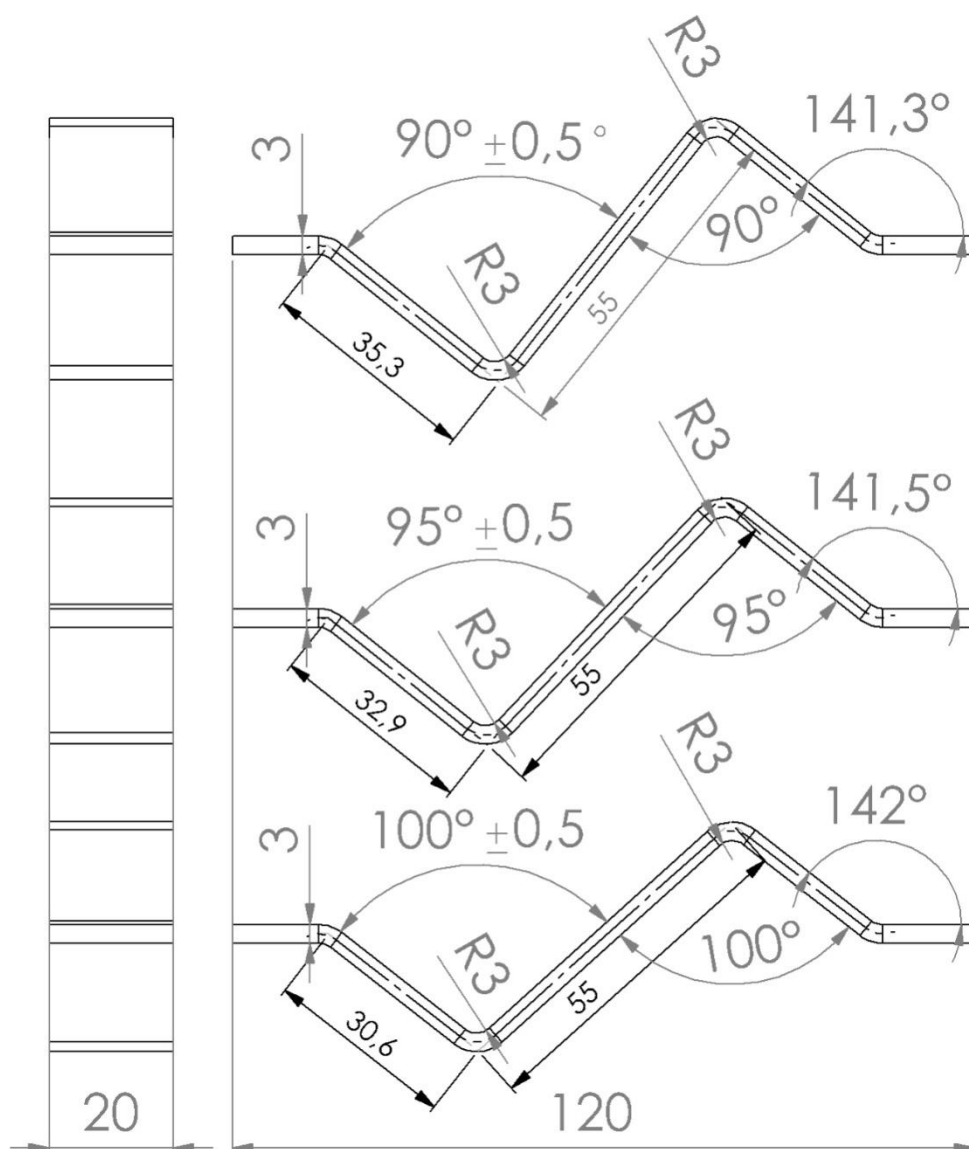


Rys. 113. Rysunki narzędzi wykorzystanych w symulacji procesu wyginania swobodnego: A – stempel  $R_s = 1$  mm, B – stempel  $R_s = 1,5$  mm, C – stempel  $R_s = 2$  mm, D – stempel  $R_s = 3$  mm, E – matryca



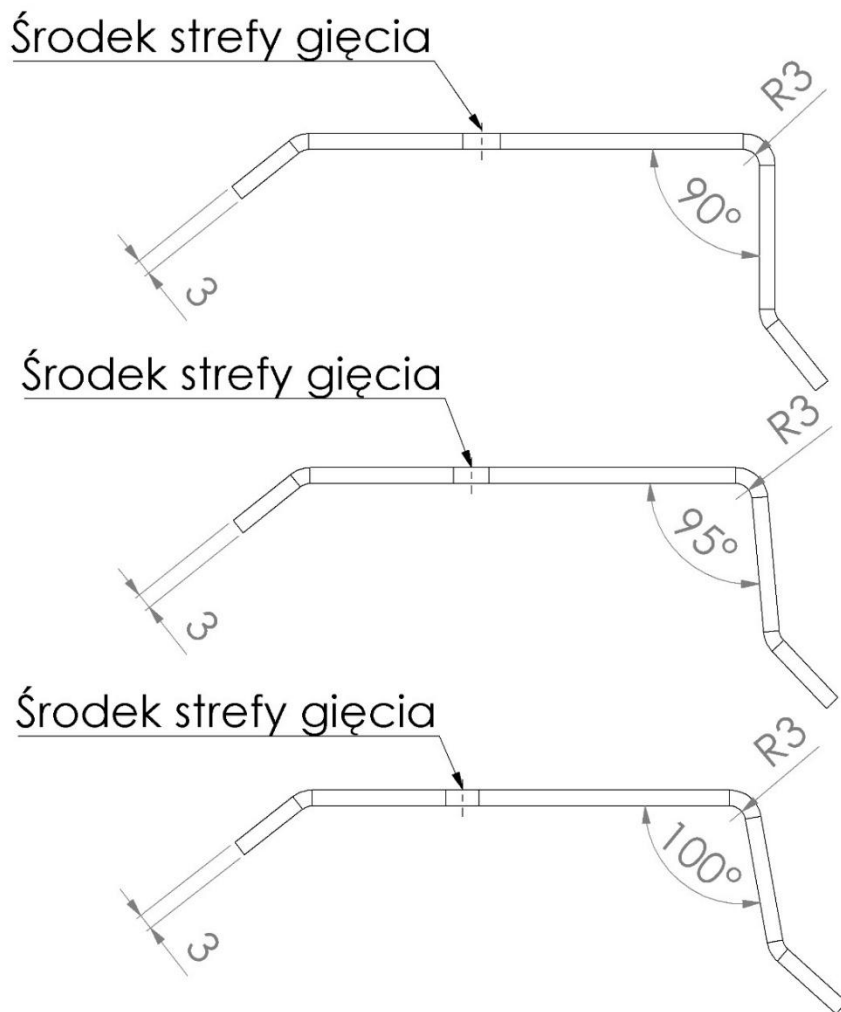
Rys. 114. Ilustracja podcięcia stempla, umożliwiającego kształtowanie profili C-kształtnych: 1 – matryca, 2 – stempel, 3 – kształtowana blacha

W celu odtworzenia warunków eksperymentalnych docelowa geometria próbek po zakończeniu symulowanego procesu powinna odpowiadać geometrii próbek wykorzystanych w badaniu przeprowadzonym na maszynie wytrzymałościowej do badań zmęczeniowych (Rys. 96). Podjęto pewne uproszczenia w geometrii, ze względu na ich znikomy wpływ na wyniki symulacji (zmniejszenie części chwytowych) oraz na korzystny wpływ na topologię siatki elementów skończonych (eliminacja zbędnych promieni zaokrągleń). Kąt gięcia z tolerancją wymiaru  $\pm 0,5^\circ$ , jest zgodny z tolerancją stosowaną w przemyśle. Zastosowanie pola tolerancji w symulacjach MES było podyktowane koniecznością iteracyjnego doboru zagłębienia stempla, odpowiadającego żadanemu kątowi gięcia po odsprężynowaniu. Dzięki tolerancji wymiarowej możliwe było istotne skrócenie tego procesu przy jednoczesnym zachowaniu powiązania wyników ze standardami praktyki przemysłowej (Rys. 115).



Rys. 115. Porównanie docelowych wariantów geometrycznych próbek wykorzystanych w symulacji MES

Przyjęto założenie, że w czasie symulacji proces przebiega tylko dla jednego z czterech gięć obecnych w każdej próbce. W związku z tym opracowano dodatkowe modele, których geometria uwzględnia ten fakt (Rys. 116). Zostały one przeniesione do środowiska Ansys w celu przeprowadzenia symulacji procesu wyginania swobodnego.



Rys. 116. Porównanie geometrii półwyrobów dla każdego z wariantów geometrycznych wykorzystanych w symulacji procesu wyginania swobodnego

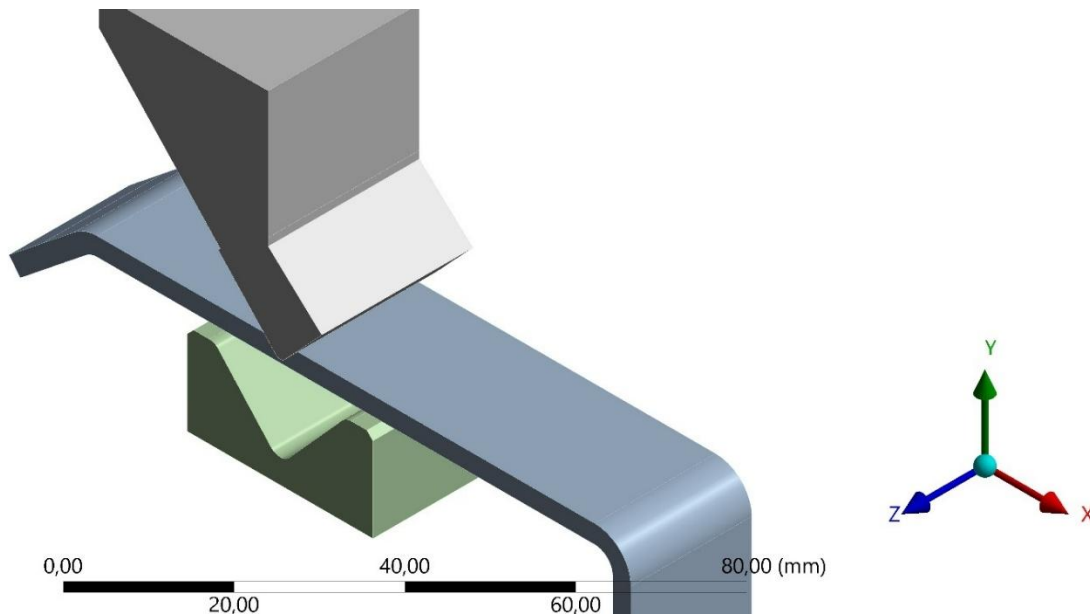
Pracę w środowisku Ansys rozpoczęto od zdefiniowania modelu materiałowego, w którym przyjęto dwuliniowy model umocnienia materiału (Tabela 25).

Tabela 25. Parametry materiałowe użyte w symulacji wyginania swobodnego

Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Moduł Younga	$E$	200,000	GPa
Współczynnik Poissona	$\nu$	0,300	-
Moduł objętościowy	$B$	166,670	GPa
Moduł Kirchhoffa	$G$	76,932	GPa
Granica plastyczności	$R_e$	250	MPa
Moduł styczny	$E_t$	1,450	GPa

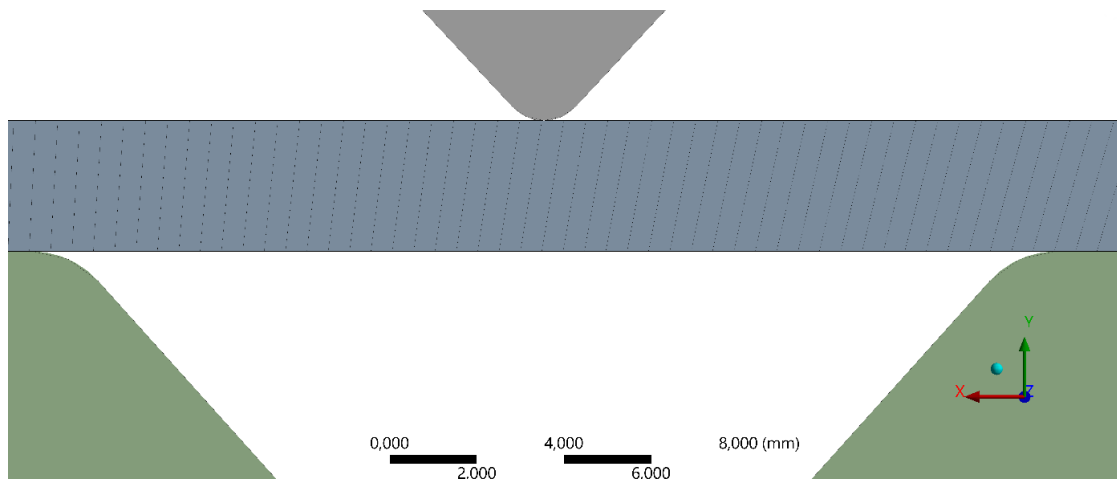
Po wprowadzeniu parametrów materiałowych dokonano importu geometrii narzędzi oraz półproduktu do środowiska Ansys (Rys. 117). W celu uproszczenia

obliczeń założono, że stempel oraz matryca stanowią bryły sztywne, a jedynym elementem podlegającym deformacji jest blacha poddawana procesowi wyginania swobodnego. Kolejnym krokiem była definicja par kontaktowych pomiędzy materiałem półproduktu a matrycą i stemplem. W obu przypadkach zastosowano kontakt typu ciernego o współczynniku tarcia  $\mu = 0,15$ , co odpowiada typowej wartości dla blach stalowych.



Rys. 117. Obraz geometrii układu w środowisku Ansys, na przykładzie wariantu  $R_s = 1 \text{ mm}$ ,  $\beta = 90^\circ$

Kolejnym etapem przygotowania analizy była dyskretyzacja geometrii poprzez utworzenie siatki elementów skończonych. Jako, że narzędzia są bryłami sztywnymi rozmiar oraz układ elementów skończonych w ich obrębie nie ma wpływu na wyniki symulacji i jest kontrolowany przez algorytm środowiska symulacyjnego. W przypadku dyskretyzacji blachy poddawanej wyginaniu zastosowano stały rozmiar elementu skończonego wynoszący 0,5 mm. W opisywanym przypadku uzyskano model składający się z 340 204 węzłów oraz 74 091 elementów równomiernie rozmieszczonych. Na grubość blachy przypada sześć elementów skończonych (Rys. 118), co pozwala na uzyskanie wiarygodnych wyników bez nadmiernego zagęszczenia siatki, które negatywnie wpływa na czas trwania symulacji.

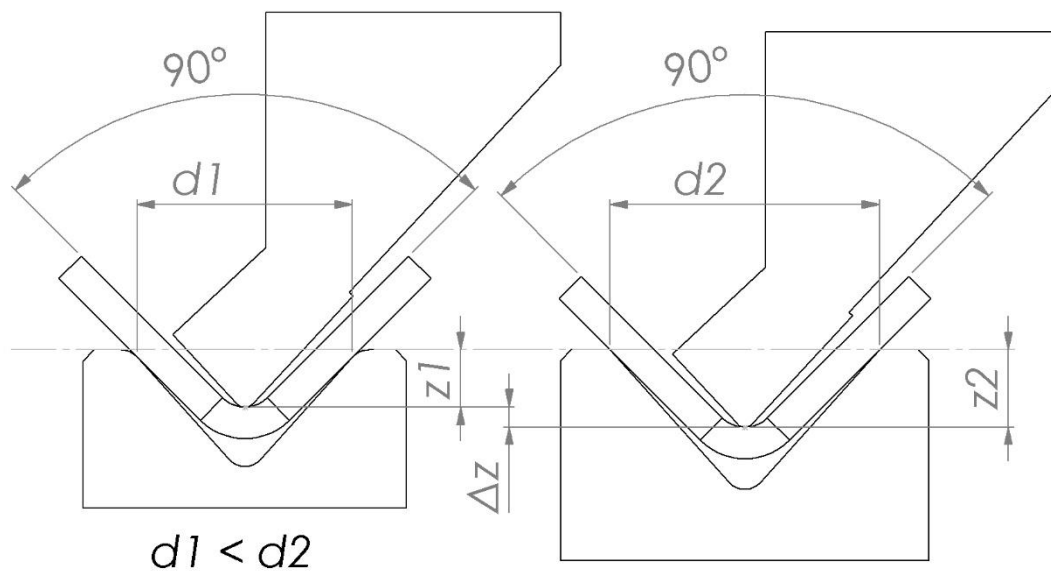


Rys. 118. Obraz siatki elementów skończonych w strefie gięcia

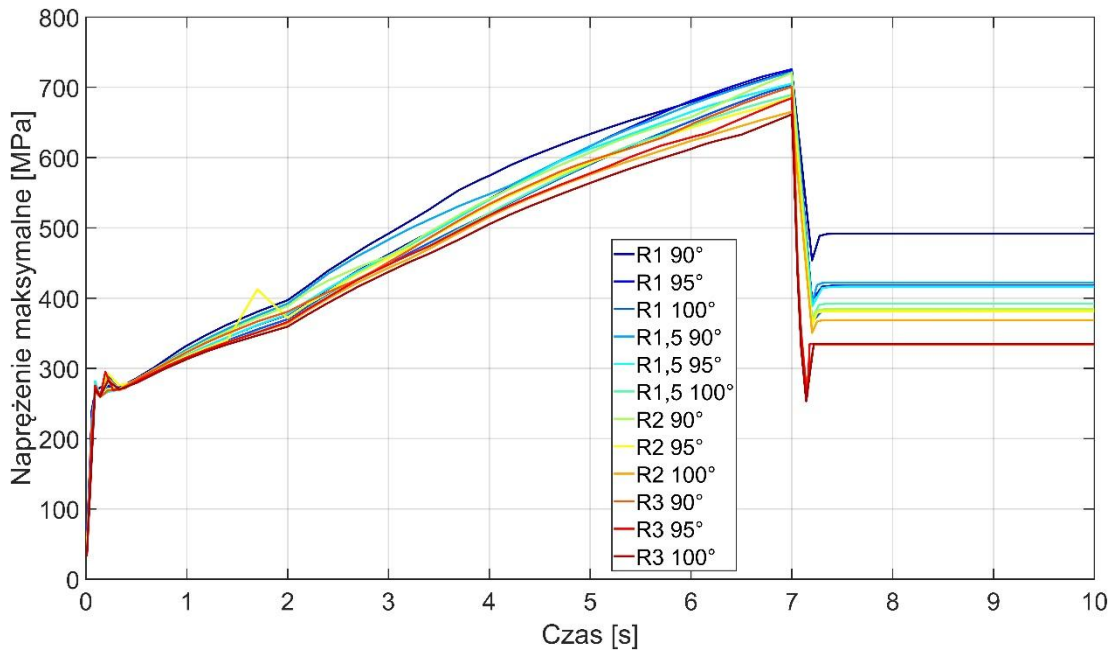
Symulacja procesu została podzielona na dziesięć równych kroków czasowych, z których każdy trwał 1 s. W pierwszych siedmiu sekundach stempel był zagłębiany w materiał oraz matrycę z wykorzystaniem zdalnego przemieszczenia (ang. *remote displacement*) przyłożonego do górnej jego powierzchni. Ostatnie trzy sekundy symulacji obejmowały cofanie stempla i matrycy w celu odwzorowania zjawiska powrotu sprężystego. Ruch półproduktu poddawanego wyginaniu nie był dodatkowo ograniczany, poza opisanymi powyżej warunkami kontaktowymi, co umożliwiło swobodną deformację materiału we wszystkich kierunkach. Celem symulacji procesu wyginania było badanie wpływu promienia zaokrąglenia stempla oraz kąta gięcia na rozkład oraz wartości maksymalne naprężeń i odkształceń plastycznych w strefie obróbki, a także ocena wpływu tych parametrów na współczynnik sprężynowania –  $K$ . Oceny rozkładu oraz wartości naprężeń dokonano w dwóch kluczowych momentach procesu: przy maksymalnym zagłębieniu stempla ( $t = 7$  s) oraz po całkowitym odciążeniu układu ( $t = 10$  s). Dla ujednoczenia i skrócenia zapisu legenda wykresów w tej części pracy zawiera skrócone nazwy wariantów, na przykład „R1 90°” itd.

Pierwsza analiza obejmuje przebieg czasowy maksymalnej wartości naprężenia oraz odkształcenia plastycznego podczas procesu. Należy przy tym zaznaczyć, że wybrano charakterystykę czasową, ponieważ głębokość zagłębienia stempla –  $z$  [mm] nie stanowi parametru jednoznacznego i różni się pomiędzy poszczególnymi wariantami. Zagłębienie konieczne do uzyskania docelowego kąta gięcia zależy od jego wartości, a także od szerokości rowka matrycy –  $d$  [mm] (Rys. 119). Analiza przebiegu krzywej naprężenia dla rozpatrywanych przypadków (Rys. 120) ujawnia

istotne różnice w wartościach maksymalnych, zarówno w momencie maksymalnego zagłębienia stempla, jak i po zakończeniu procesu (Tabela 26). We wszystkich analizowanych przypadkach obserwuje się gwałtowny wzrost naprężeń w początkowej fazie procesu, w momencie, gdy stempel rozpoczyna zagłębianie w matrycę wraz z materiałem. Przyrost ten trwa do momentu osiągnięcia granicy plastyczności ( $t \approx 0,1$  s), a następnie jego tempo maleje, gdyż materiał znajduje się w fazie plastycznego płynięcia, która kończy się w momencie osiągnięcia maksymalnego zagłębienia ( $t = 7$  s). Następnie obserwuje się gwałtowny spadek wartości naprężenia maksymalnego, wynikający z relaksacji odkształceń sprężystych – w tym przedziale czasu ( $t = 7$  s –  $t \approx 7,2$  s) zachodzi zjawisko powrotu sprężystego. Na koniec wartość naprężenia resztkowego stabilizuje się na stałym poziomie. Należy zwrócić szczególną uwagę na znaczną różnicę pomiędzy wartością naprężenia resztkowego dla przypadku R1 90°, a pozostałymi wariantami.



Rys. 119. Ilustracja pojęcia zagłębienia stempla –  $z$  [mm] oraz jego zależności od szerokości rowka matrycy –  $d$  [mm]



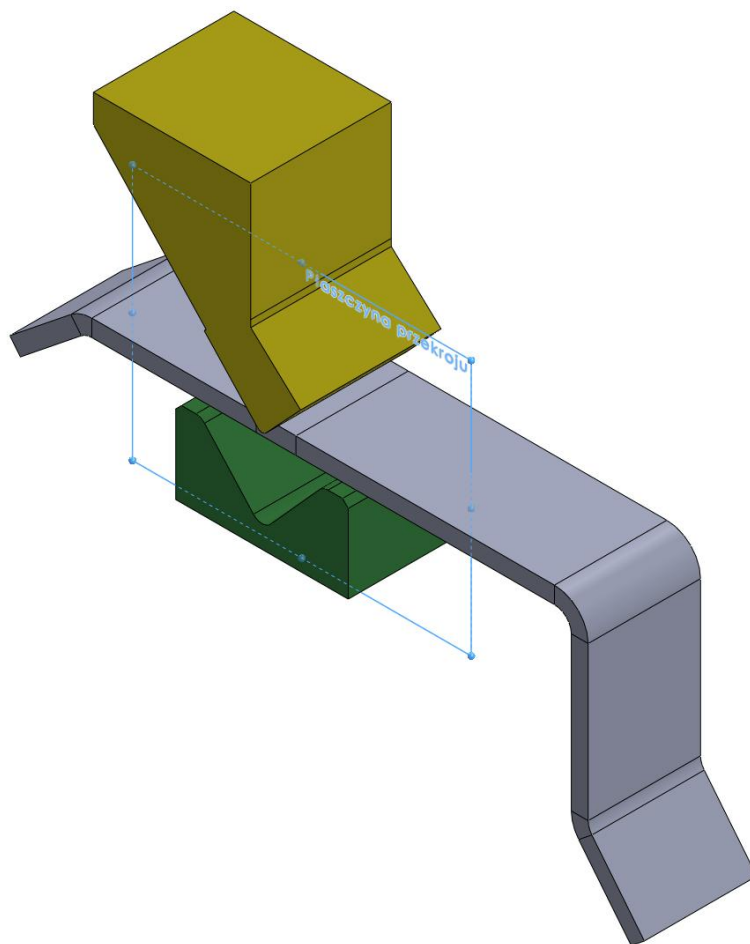
Rys. 120. Zmiana maksymalnej wartości napężenia zredukowanego w funkcji czasu podczas 7-sekundowego cyklu zagłębiania stempla

Tabela 26. Porównanie wartości maksymalnych naprężeń zredukowanych w krytycznych chwilach procesu dla różnych wariantów

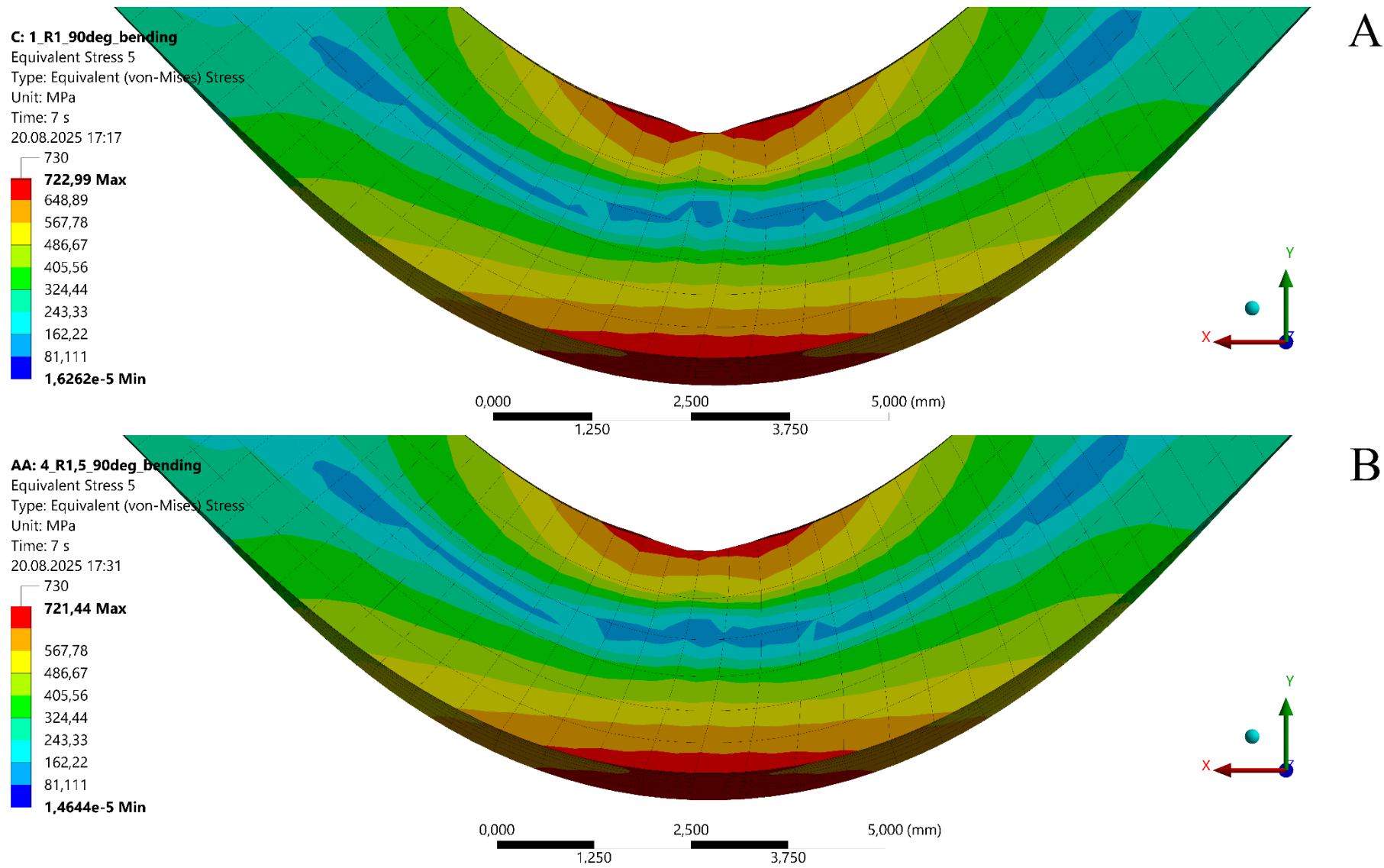
Wariant	Maksymalne napężenie przy pełnym zagłębieniu stempla [MPa]	Maksymalne napężenie po odciążeniu [MPa]
R1 90°	723,00	491,73
R1 95°	725,66	417,89
R1 100°	703,86	382,75
R1,5 90°	721,44	422,10
R1,5 95°	705,03	416,31
R1,5 100°	689,37	392,22
R2 90°	720,48	384,19
R2 95°	686,64	381,47
R2 100°	665,11	368,73
R3 90°	700,86	333,53
R3 95°	684,60	334,66
R3 100°	661,45	335,08

Analiza przedstawionych wartości pozwala zauważyć wyraźne rozbieżności w wartościach maksymalnych naprężeń w zależności od promienia stempla, a także kąta gięcia. Największa różnica wartości maksymalnego naprężenia przy pełnym zagłębieniu stempla wynosi 61,55 MPa, co odpowiada redukcji o 8,51%. Natomiast porównanie wartości naprężeń resztkowych po odciążeniu ujawnia różnicę 158,2 MPa, czyli redukcję o 32,17%.

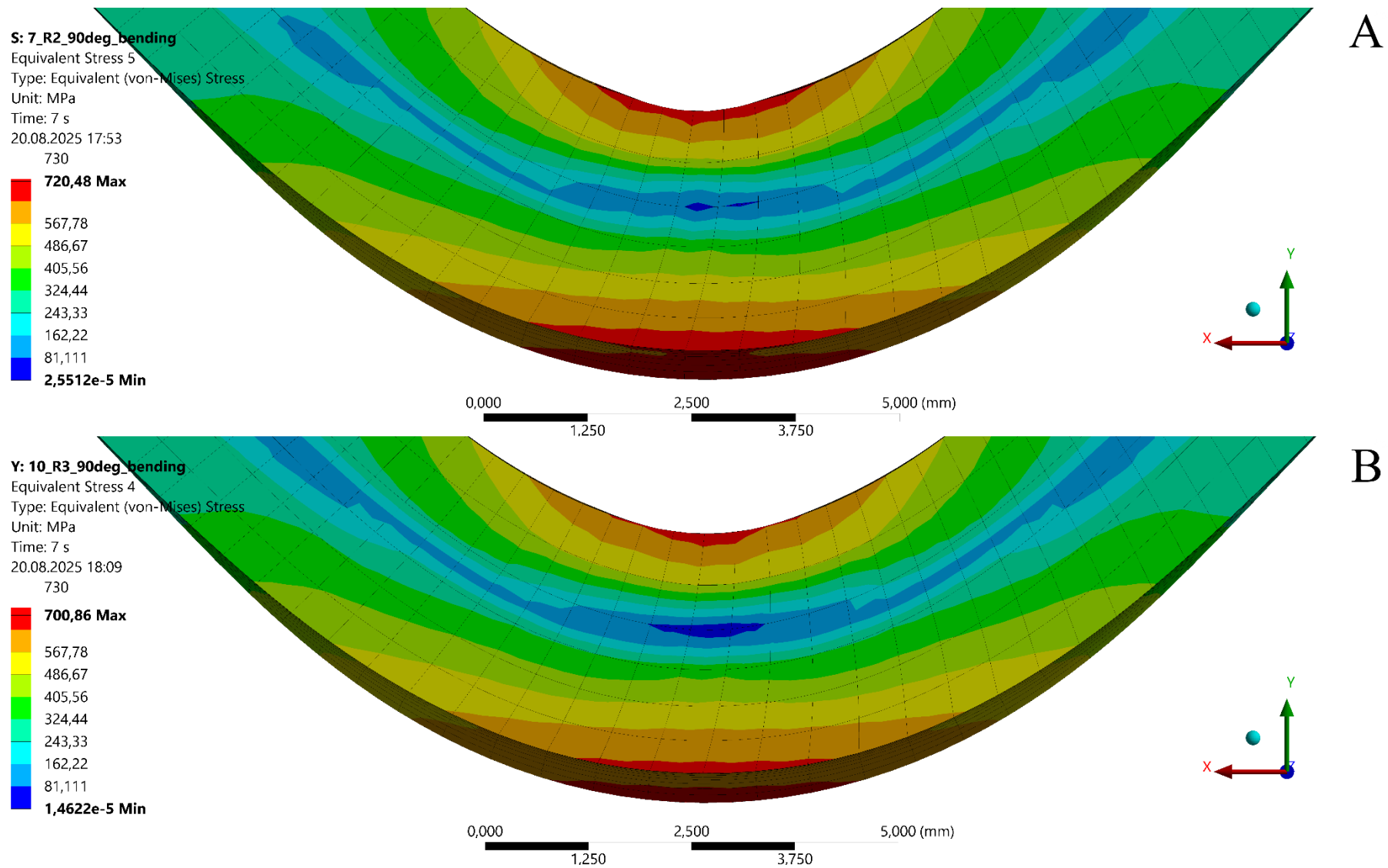
Dla lepszej wizualizacji rozkładu naprężeń i ich potencjalnego wpływu na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu, zobrazowano ich rozkład w przekroju wzdłużnym próbki, w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia (Rys. 121). W następnej sekcji pracy zostanie przedstawione zbiorcze zestawienie map rozkładu naprężeń, a następnie ich interpretacja.



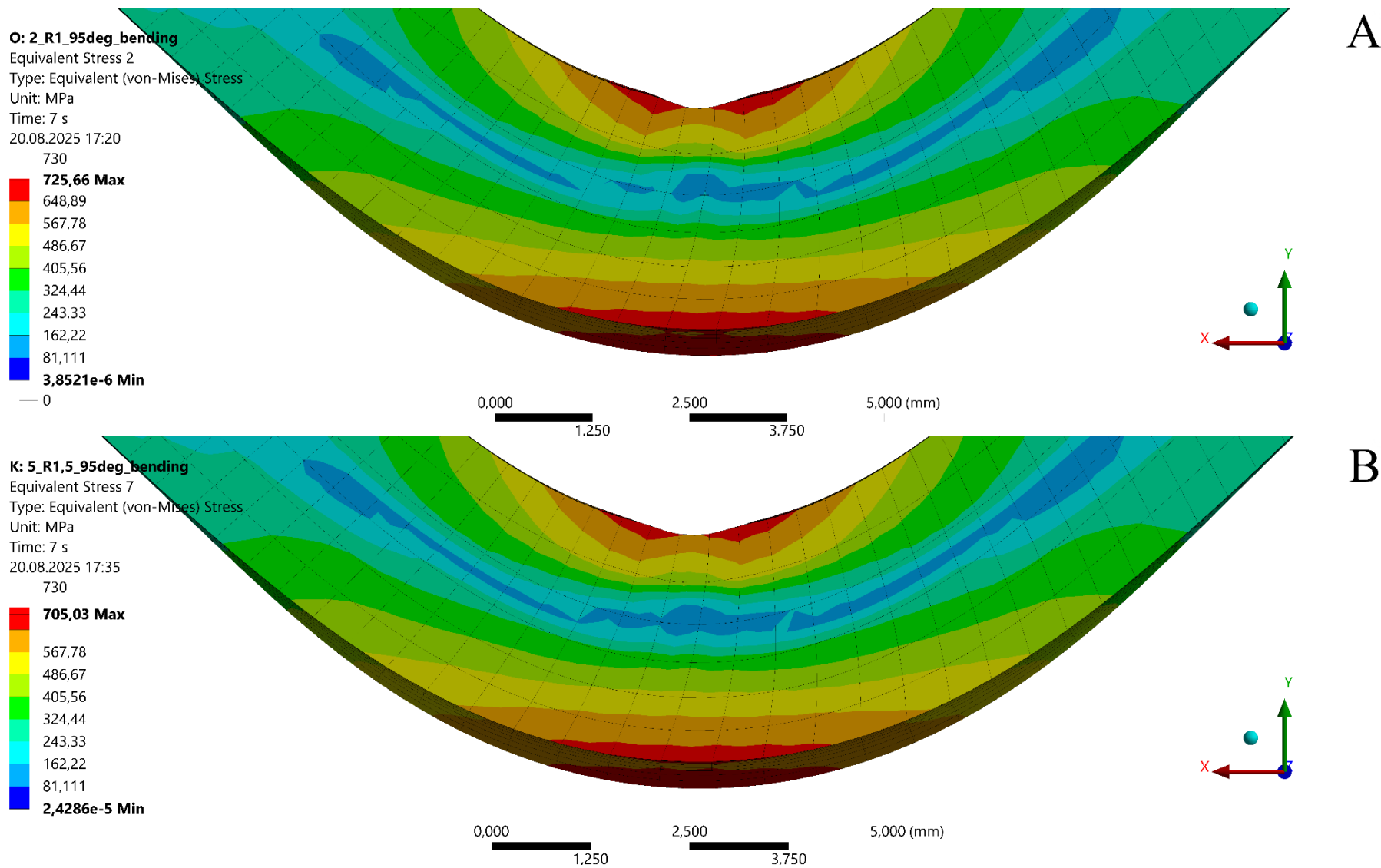
Rys. 121. Płaszczyzna przekroju próbki użyta do zobrazenia map rozkładu naprężeń w strefie gięcia



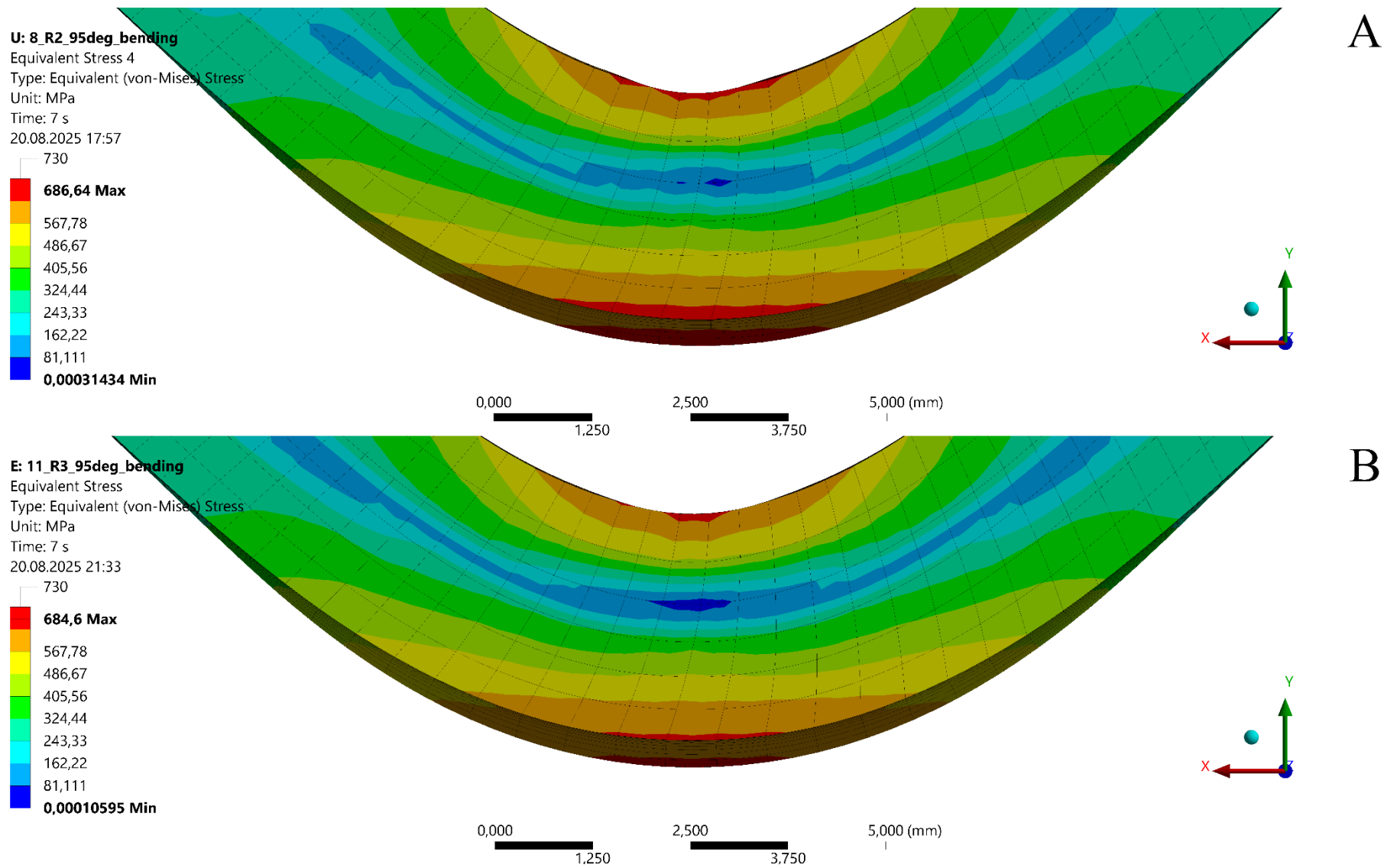
Rys. 122. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 7$  s



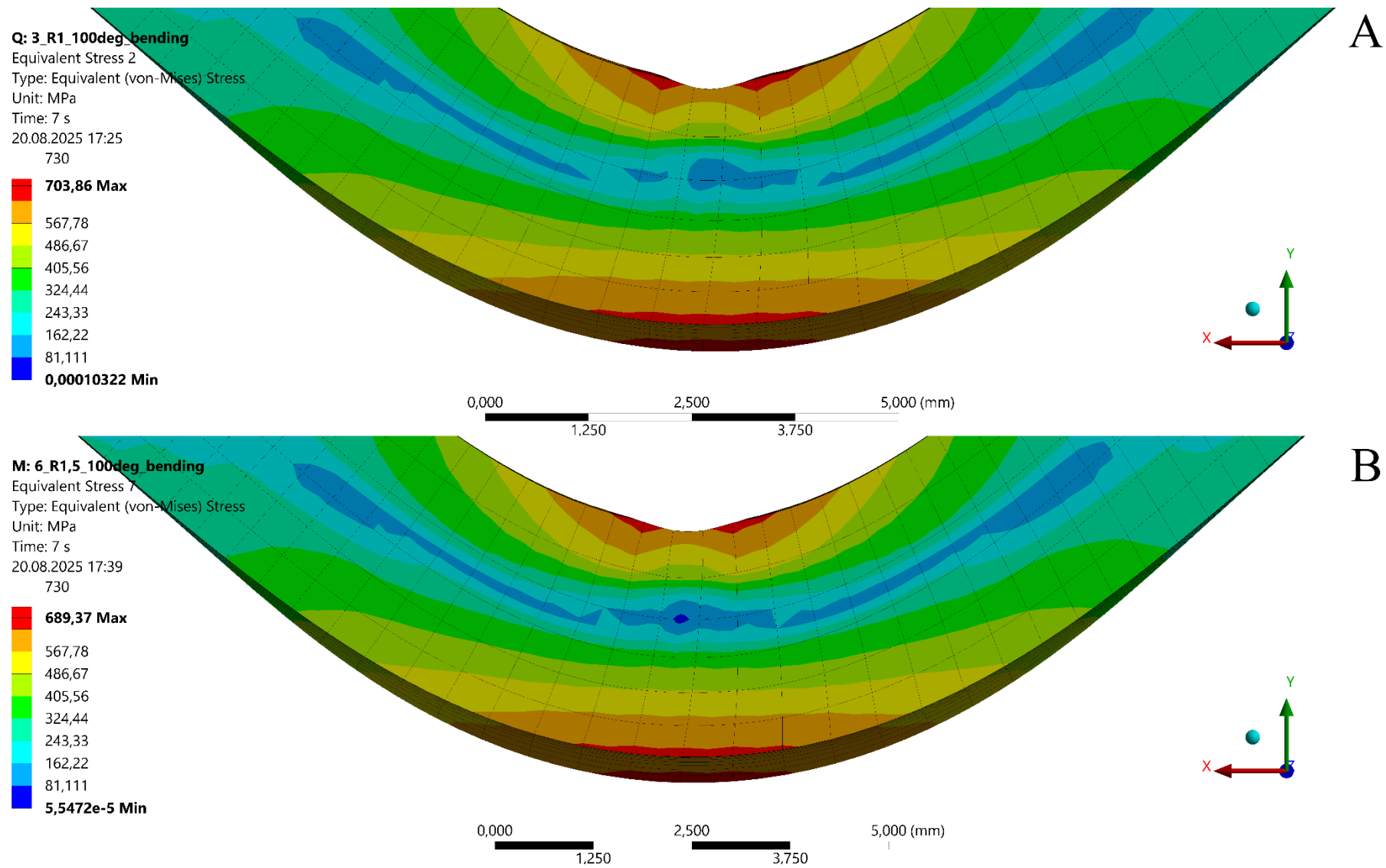
Rys. 123. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 7$  s



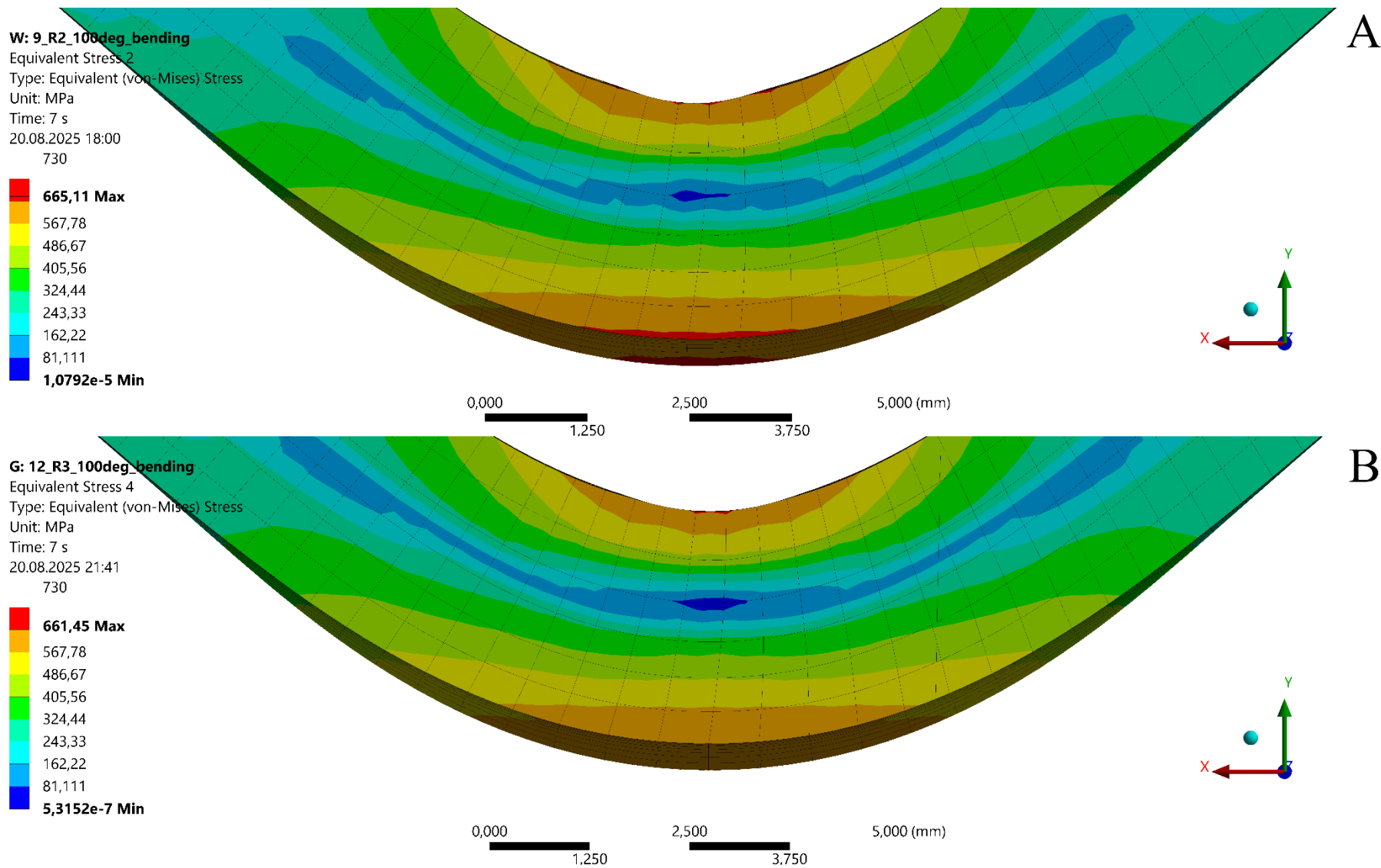
Rys. 124. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 7$  s



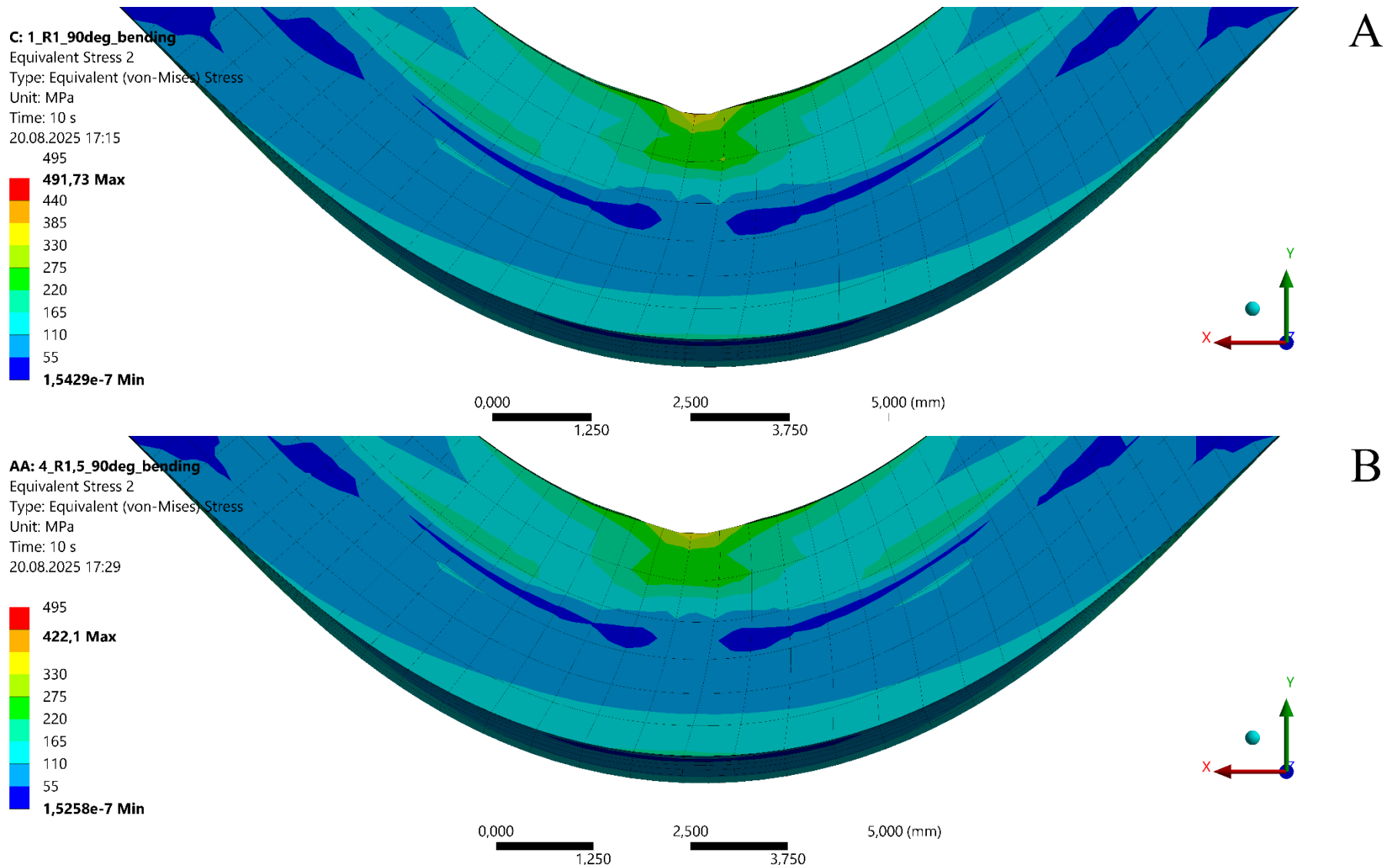
Rys. 125. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 7$  s



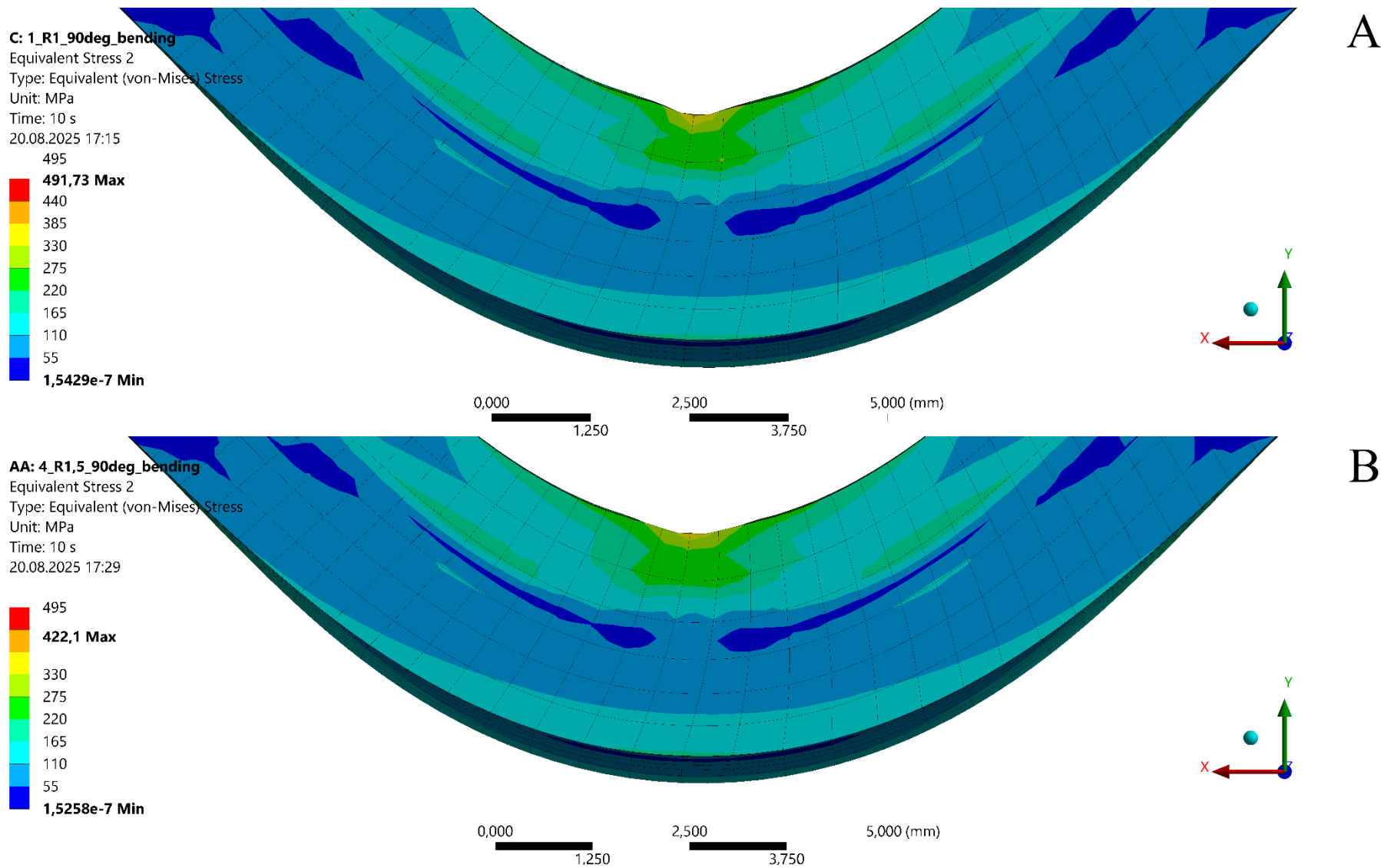
Rys. 126. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 7$  s



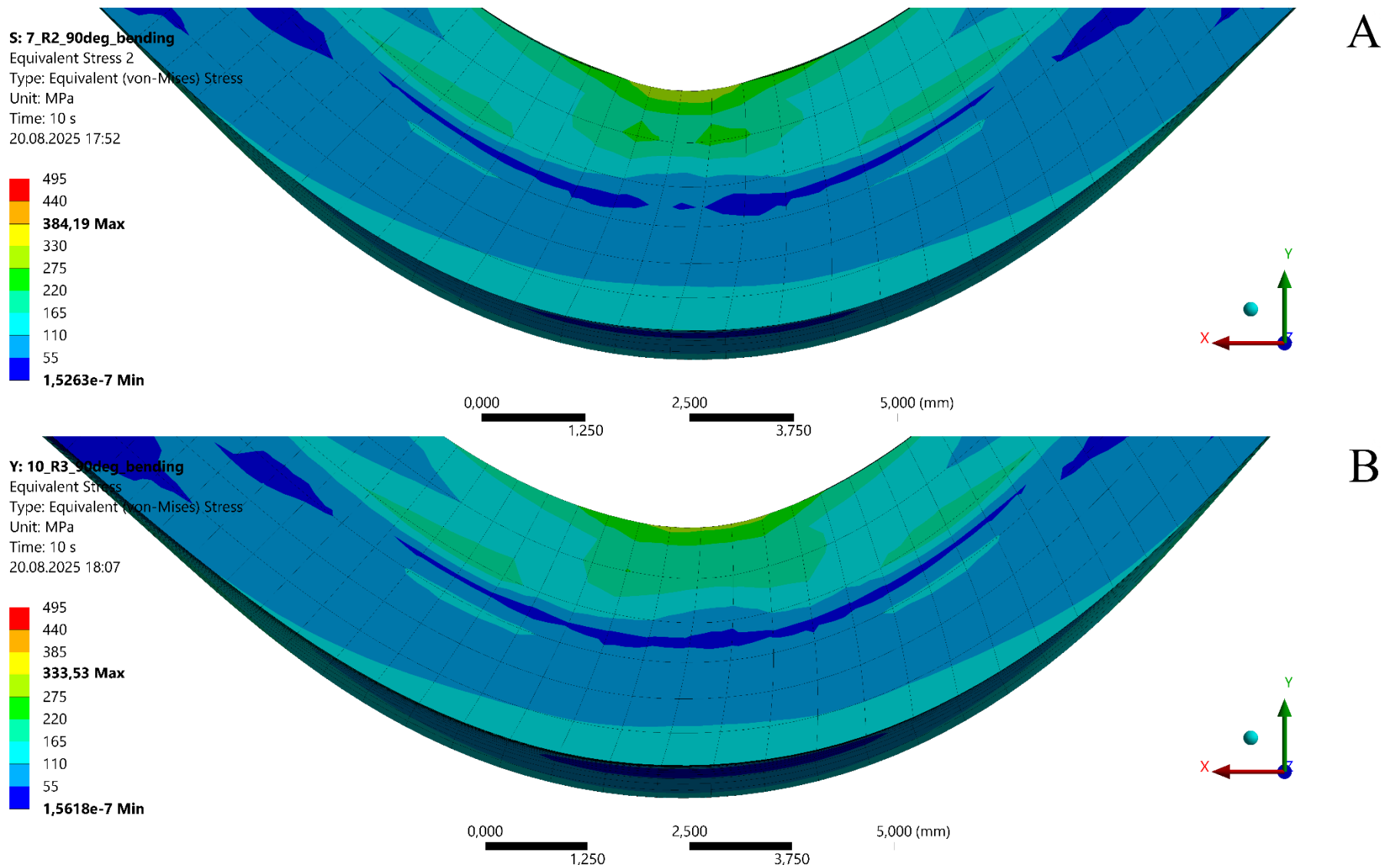
Rys. 127. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 7$  s



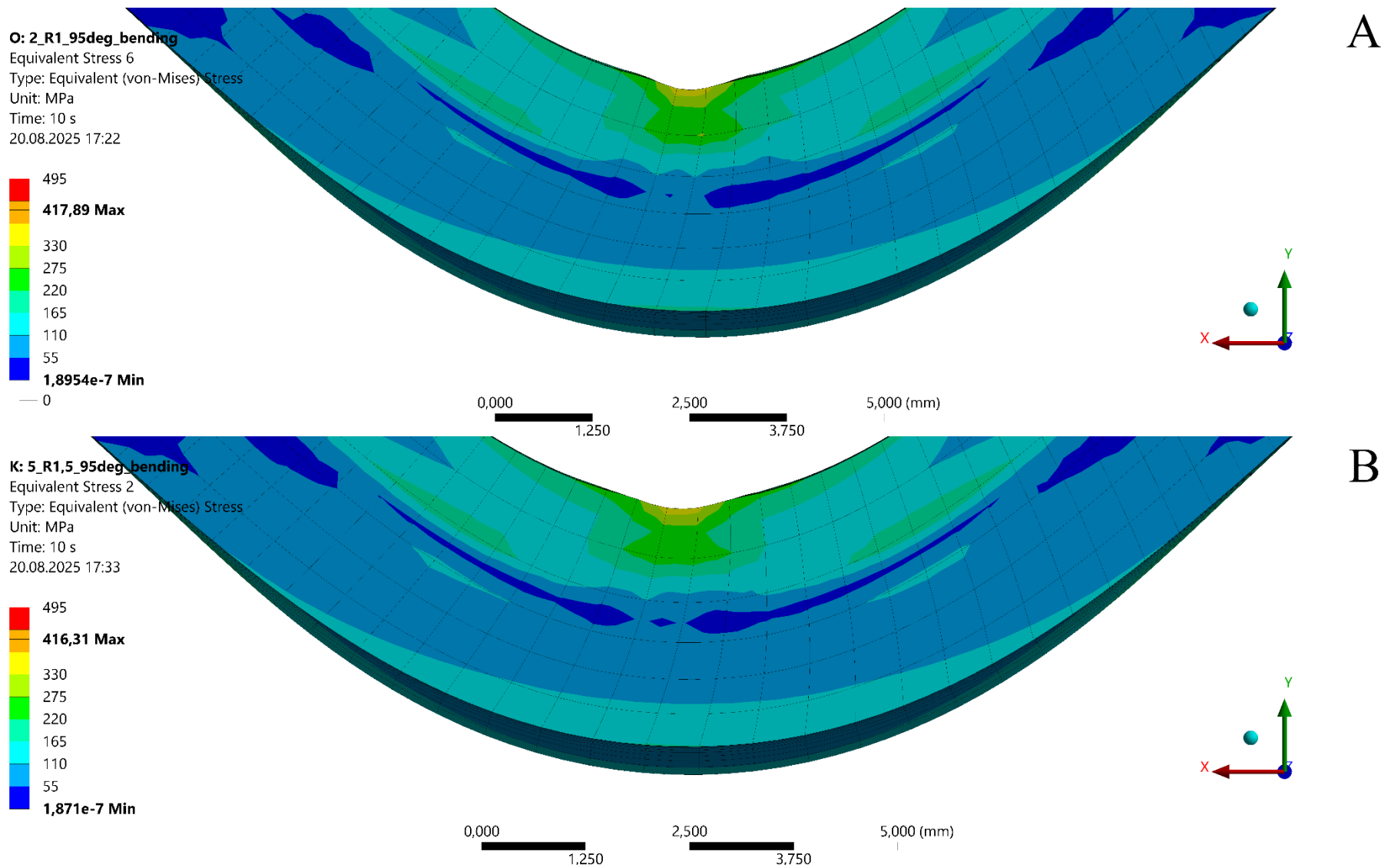
Rys. 128. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stępła  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



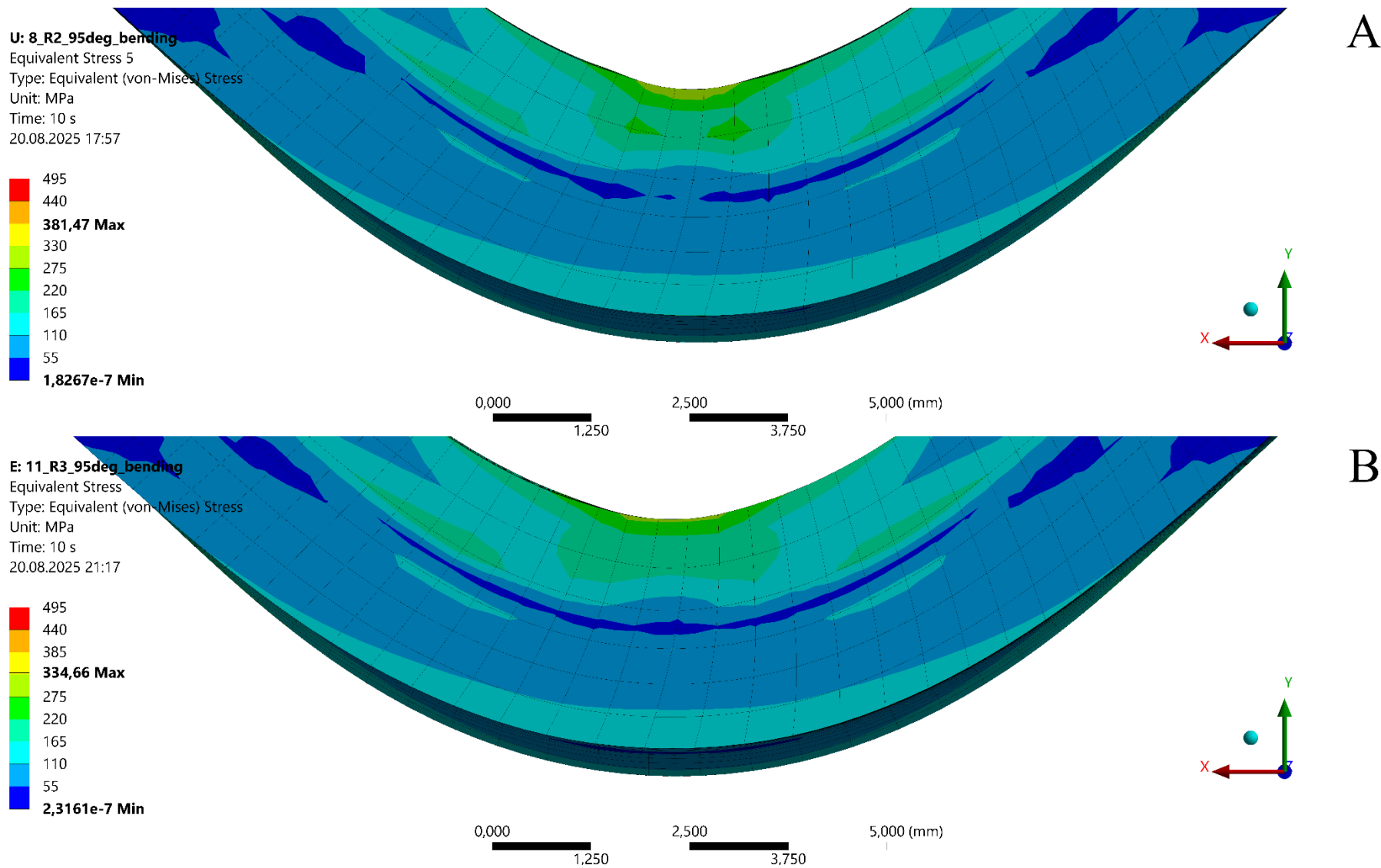
Rys. 129. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stępła  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



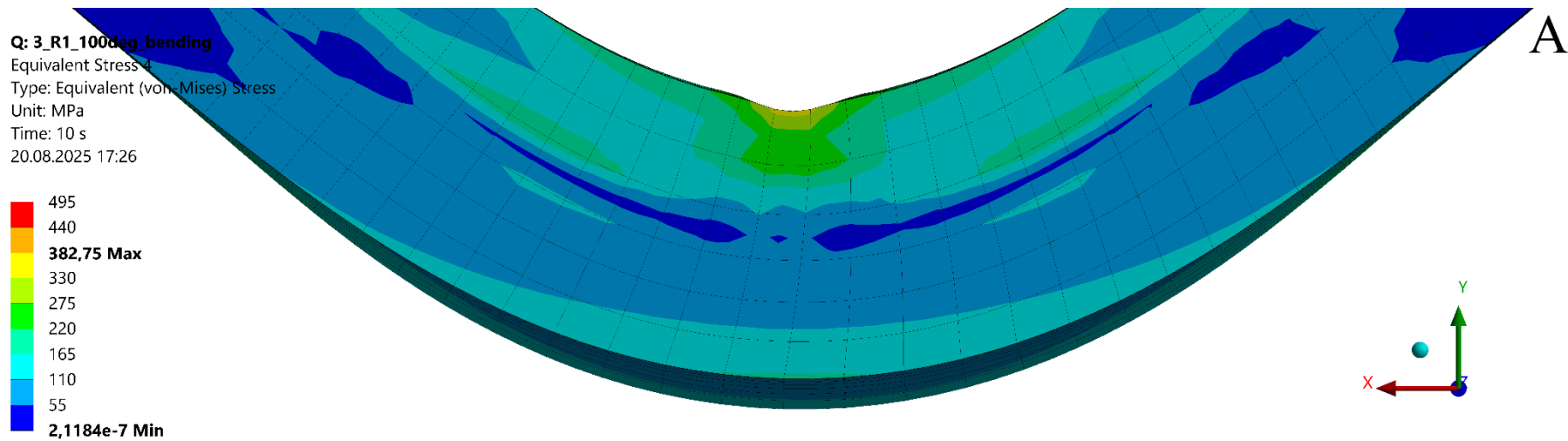
Rys. 130. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 10$  s



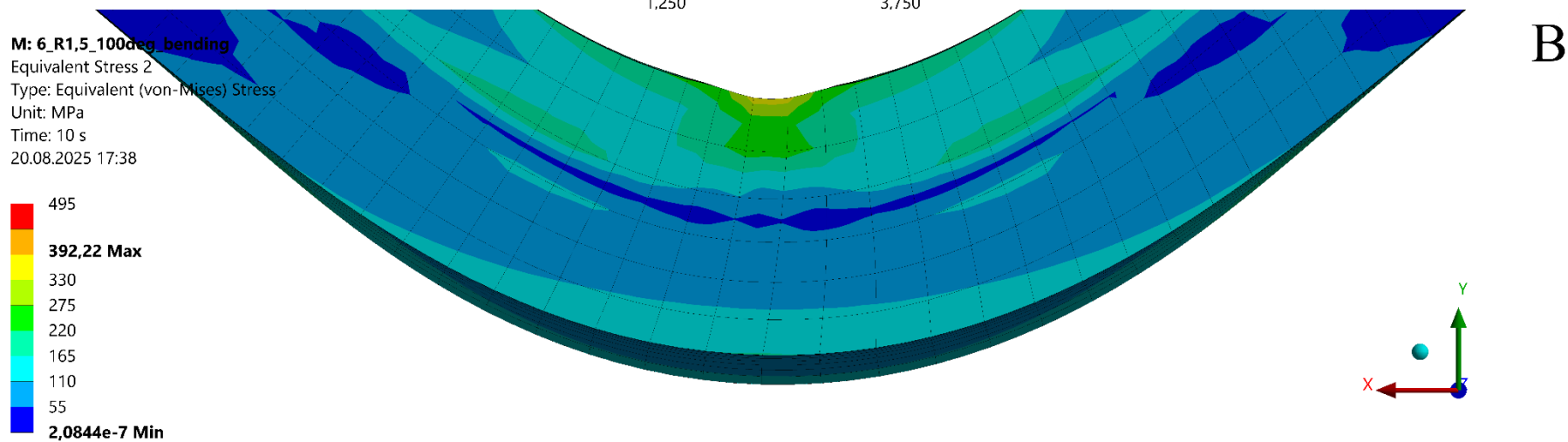
Rys. 131. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



Rys. 132. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 10$  s

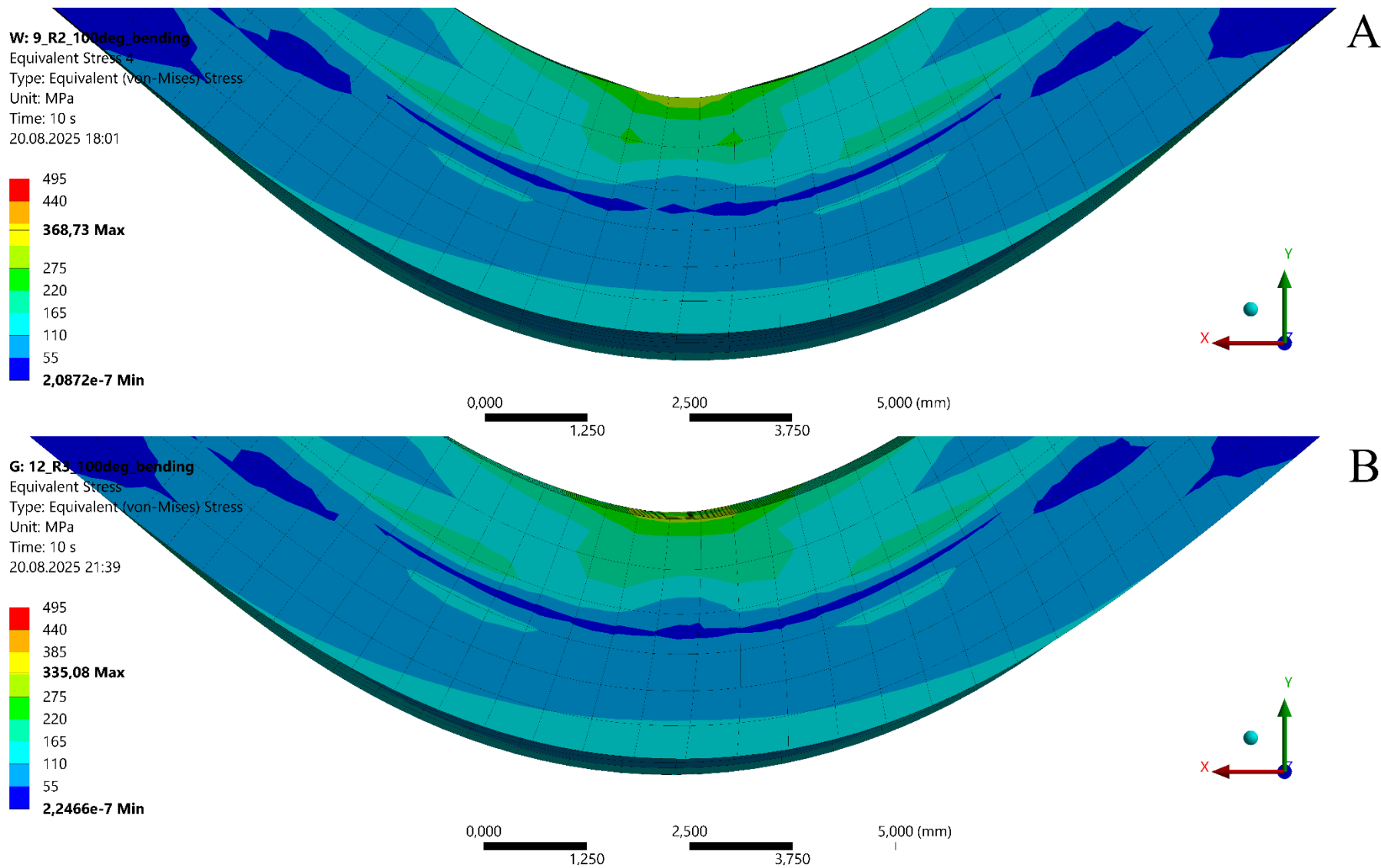


0,000 1,250 2,500 3,750 5,000 (mm)



0,000 1,250 2,500 3,750 5,000 (mm)

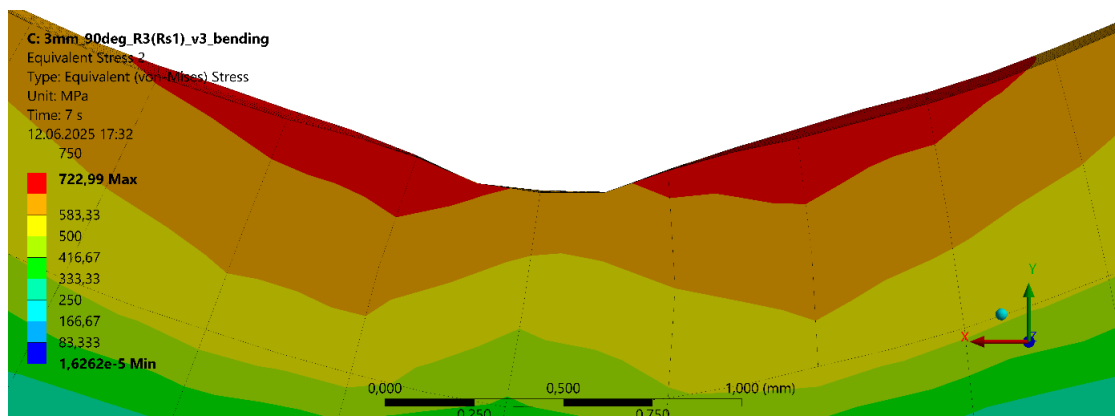
Rys. 133. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



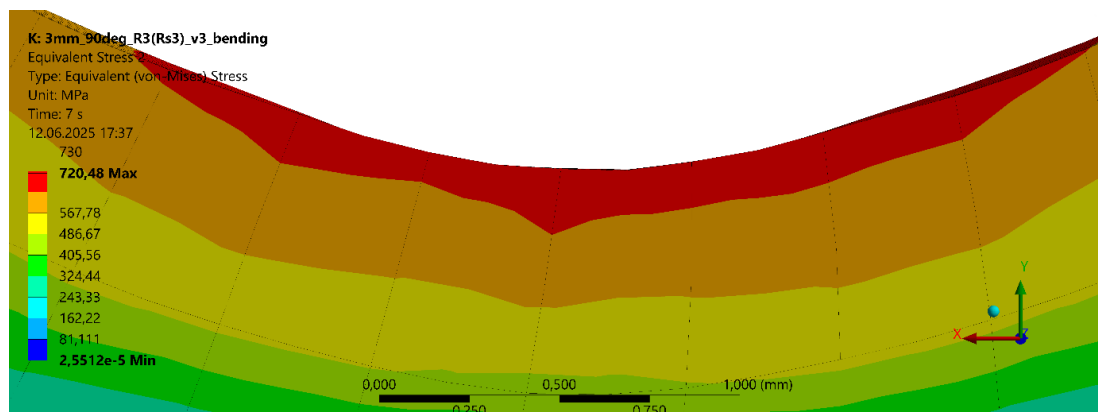
Rys. 134. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 10$  s



Analiza rozkładu naprężeń w przekroju strefy gięcia podczas maksymalnego zagłębienia stempla (Rys. 122 – Rys. 127) wykazała, że w czasie procesu maksymalne naprężenia są usytuowane w strefie oddziaływania stempla (strefa ściskana), a także na zewnętrznej powierzchni materiału od strony matrycy (strefa rozciągana). Przy czym naprężenia te przyjmują podobne wartości. Zasadniczą różnicą jest rozkład naprężeń w strefie bezpośredniego oddziaływania stempla. Dla promienia zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm można wyodrębnić dwa osobne obszary spiętrzenia naprężeń po obu stronach stempla, tworzące charakterystyczną bruzdę (Rys. 135). Zwiększenie promienia zaokrąglenia do  $R_s = 1,5$  mm powoduje częściowe wygładzenie profilu. Obszary lokalnego spiętrzenia dalej są obecne, jednak ogólny rozkład pól naprężeń jest bardziej równomierny. Dla promienia stempla  $R_s = 2$  mm strefa maksymalnego naprężenia wykazuje jednorodny rozkład (Rys. 136). W przypadku  $R_s = 3$  mm obserwuje się równomierny rozkład stref oraz istotnie niższą wartość naprężenia maksymalnego. Zmiana promienia zaokrąglenia stempla nie powoduje istotnej zmiany w rozkładzie pól naprężeń po stronie matrycy.



Rys. 135. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 7$  s

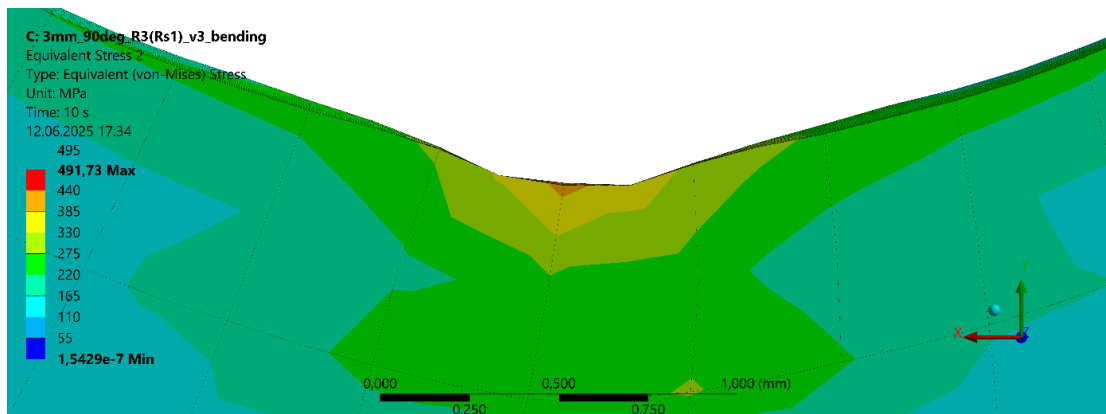


Rys. 136. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 2$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 7$  s

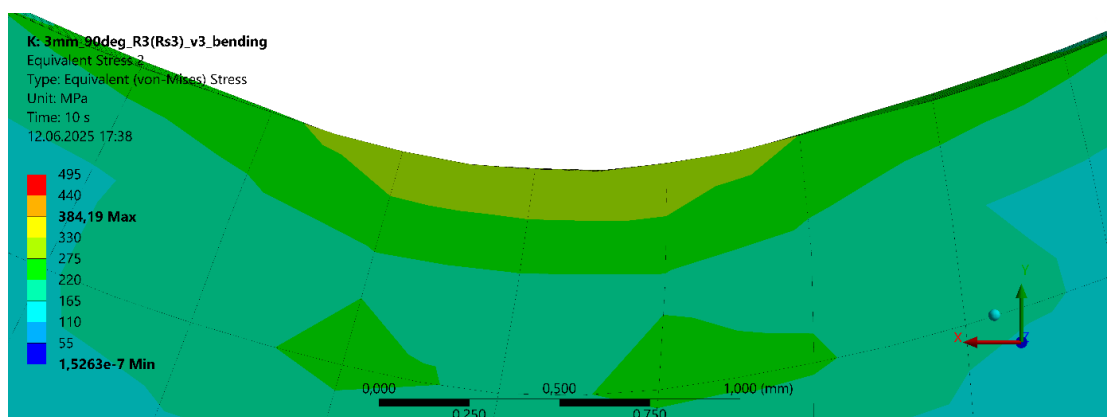
Po odciążeniu (Rys. 128 – Rys. 134) obserwuje się wyraźną różnicę wartości naprężeń w strefie ściskanej (po stronie stempla) oraz w strefie rozciąganej (po stronie matrycy). Naprężenia w strefie oddziaływania stempla są zauważalnie wyższe, co prawdopodobnie spowodowane jest bezpośrednim kontaktem z narzędziem oraz skupieniem siły nacisku na stosunkowo małej powierzchni. Strefa maksymalnego naprężenia znajduje się bezpośrednio pod miejscem styku stempla z powierzchnią blachy. Podobnie jak przy maksymalnym zagłębieniu stempla, po odciążeniu obserwuje się nierównomierność rozkładu naprężeń dla stempla o promieniu  $R_s = 1$  mm (Rys. 137). Maksymalne wartości naprężeń skupione są na stosunkowo małym obszarze, a ich wartość jest zauważalnie wyższa niż w pozostałych przypadkach. Dla stempla  $R_s = 1,5$  mm wartość naprężenia resztkowego jest zauważalnie niższa, jednak obszar koncentracji naprężeń bezpośrednio pod punktem styku z narzędziem pozostaje widoczny.

Dla stempli o parametrach  $R_s = 2$  mm (Rys. 138) oraz  $R_s = 3$  mm strefa maksymalnego naprężenia jest równomierna, a wartości maksymalne są zauważalnie niższe niż w pozostałych przypadkach.

Analiza map rozkładu naprężeń wykazuje, że kąt gięcia wpływa wyłącznie na wartości maksymalne naprężeń, nie zmieniając istotnie kształtu poszczególnych stref. Dotyczy to zarówno stanu przy pełnym zagłębieniu stempla, jak i po odciążeniu.

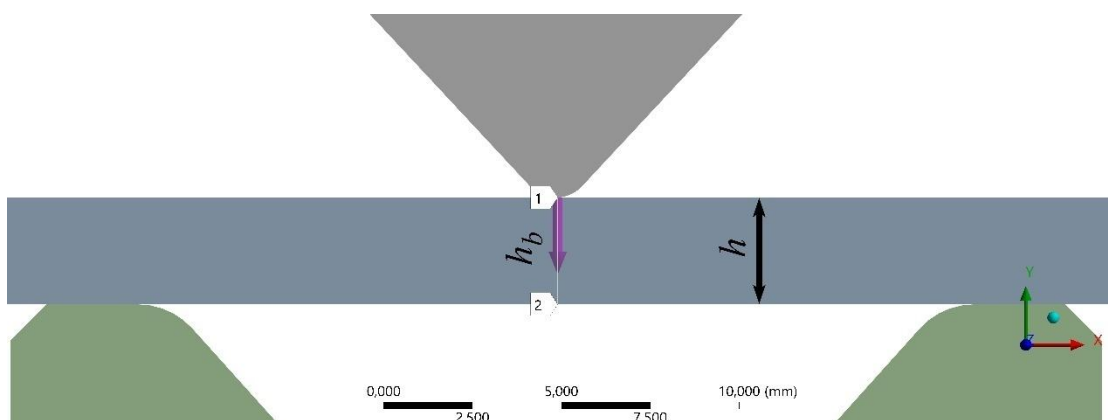


Rys. 137. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 10$  s



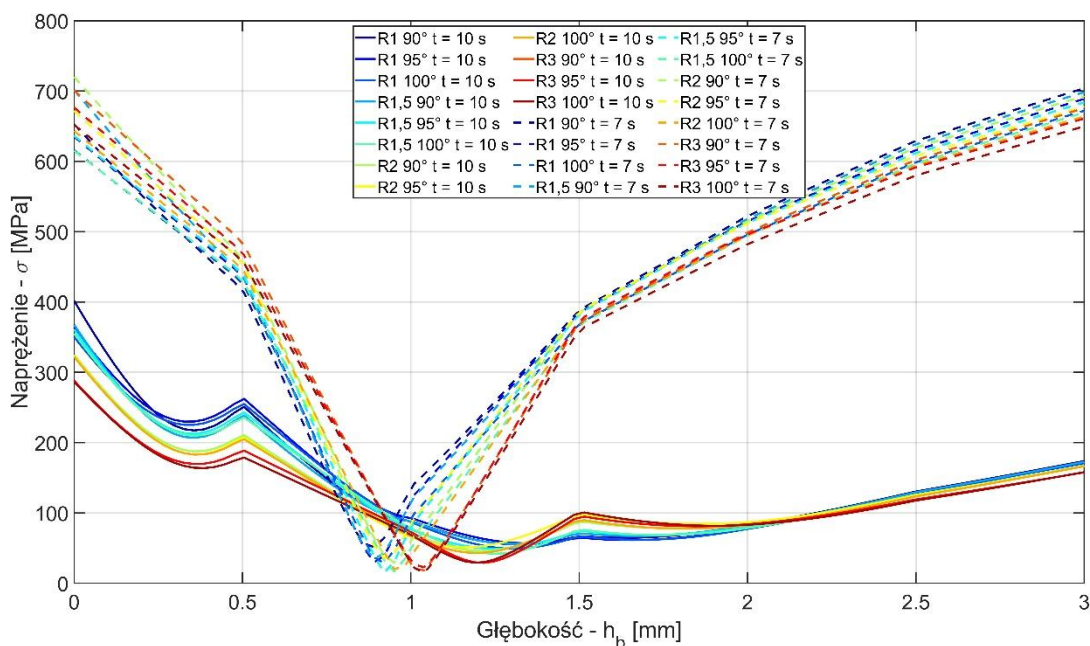
Rys. 138. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 2$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 10$  s

Jako uzupełnienie analizy rozkładu naprężeń, wykreślono także wykres maksymalnego naprężenia w funkcji głębokości, biorąc pod uwagę środek przekroju wzdłużnego próbki oraz linię łączącą punkt styku stempla z powierzchnią materiału z punktem znajdującym się na przeciwległej powierzchni (Rys. 139).



Rys. 139. Linia, wzdłuż której, rejestrowano wartość naprężenia oraz odkształcenia plastycznego, w funkcji głębokości;  $h$  – grubość blachy [mm],  $h_b$  – głębokość mierzona od powierzchni blachy stykającej się ze stemplem [mm]

W czasie maksymalnego zagłębienia stempla (Rys. 140 – linia przerywana), rozkład wartości maksymalnego naprężenia w funkcji głębokości (odległości od stempla) przyjmuje podobny charakter we wszystkich analizowanych przypadkach. Można zauważyć pewne różnice w wartościach, szczególnie bezpośrednio pod stemplem, jednak ogólny charakter przebiegu krzywych pozostaje zbliżony. Zwiększanie odległości od stempla powoduje spadek naprężeń, aż do osiągnięcia strefy neutralnej. W analizowanym przypadku znajduje się na głębokości około 0,9 mm dla wariantów  $R_s = 1$  mm –  $R_s = 2$  mm oraz na głębokości 1 mm dla wariantu  $R_s = 3$  mm. Po jej przekroczeniu zmienia się charakter naprężeń, które ze ściskających przechodzą w rozciągające, a na wykresie obserwuje się ponowny wzrost ich wartości.



Rys. 140. Wykres przedstawiający wartość naprężenia w funkcji głębokości dla analizowanych przypadków: linia przerywana – stan dla  $t = 7$  s, linia ciągła – stan dla  $t = 10$  s

Maksymalne naprężenie w strefie rozciąganej obserwuje się na powierzchni materiału po stronie matrycy, co potwierdza wnioski wyciągnięte na podstawie map rozkładu naprężeń.

Po odciążeniu (Rys. 140 – linia ciągła) przebieg wartości naprężenia w funkcji głębokości przyjmuje wyraźnie odmienny charakter. Można wydzielić dwie grupy krzywych, których przebieg różni się w zależności od promienia zaokrąglenia stempla. W przypadkach  $R_s = 1$  mm oraz  $R_s = 1,5$  mm można zaobserwować różnicę w wartości maksymalnego naprężenia w punkcie styku narzędzia z materiałem, sięgającą 50 MPa, i zależną od kąta gięcia. Natomiast w przypadkach  $R_s = 2$  mm i  $R_s = 3$  mm wartość

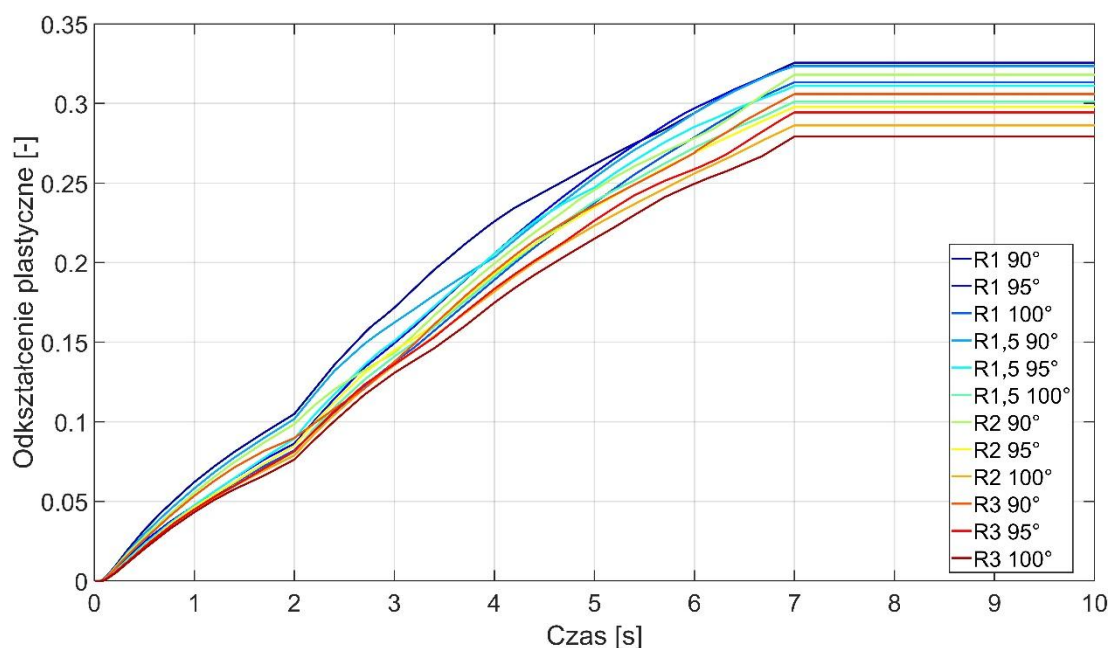
naprężenia w tym punkcie jest niemal identyczna i zależy wyłącznie od promienia stempla.

We wszystkich przypadkach można zaobserwować lokalne maksimum wartości naprężenia na głębokości 0,5 mm, co odpowiada także zmianie kąta nachylenia krzywej w przypadku wykresu obrazującego stan maksymalnego obciążenia. Zjawisko to najprawdopodobniej związane jest z silnym lokalnym umocnieniem materiału spowodowanym bezpośrednim oddziaływaniem narzędzia, które wywołało intensywne lokalne odkształcenie plastyczne. Różnica w wartości naprężeń maksymalnych w obrębie tego maksimum lokalnego dla skrajnych przypadków wynosi około 80 MPa.

Zaobserwować można także przesunięcie strefy neutralnej. W czasie maksymalnego obciążenia była ona obecna na głębokości około 0,9 mm, a maksymalne wartości naprężeń na tej głębokości oscylowały w okolicy 50 MPa. Po odciążeniu wartość minimalnego naprężenia w przekroju również wynosi około 50 MPa. Znajduje się ono na głębokości 1,2 mm dla promieni stempla  $R_s = 2$  mm i  $R_s = 3$  mm oraz 1,4 mm dla stempli  $R_s = 1$  mm i  $R_s = 1,5$  mm. Takie przesunięcie wynika z zaniku odkształceń sprężystych oraz nierównomiernego rozkładu trwałych odkształceń plastycznych w przekroju materiału.

W przypadku zastosowania stempli o promieniach 2 mm i 3 mm można zauważyć kolejne lokalne maksimum naprężeń na głębokości 1,5 mm, które również odpowiada zmianie kąta nachylenia krzywej naprężenia przy pełnym obciążeniu. Na powierzchni po stronie matrycy wielkość naprężeń resztkowych jest niemal identyczna, niezależnie od promienia stempla i kąta gięcia. Na tym etapie można stwierdzić, że obszar koncentracji naprężeń bezpośrednio pod stemplem może stanowić strefę inicjacji pęknięcia zmęczeniowego i negatywnie wpływać na prognozowaną trwałość wyrobu.

Analogiczna analiza została także przeprowadzona pod kątem odkształceń plastycznych w wyrobie. Przyrost odkształcenia w funkcji czasu (Rys. 141) jest równomierny dla wszystkich wariantów – trwa od rozpoczęcia procesu aż do osiągnięcia pełnego zagłębienia stempla ( $t = 7$  s), a następnie stabilizuje się na ustalonym poziomie. Usunięcie obciążenia nie wpływa na zmianę wartości odkształcenia plastycznego.



Rys. 141. Wykres przyrostu odkształcenia plastycznego w funkcji czasu trwania procesu dla analizowanych wariantów

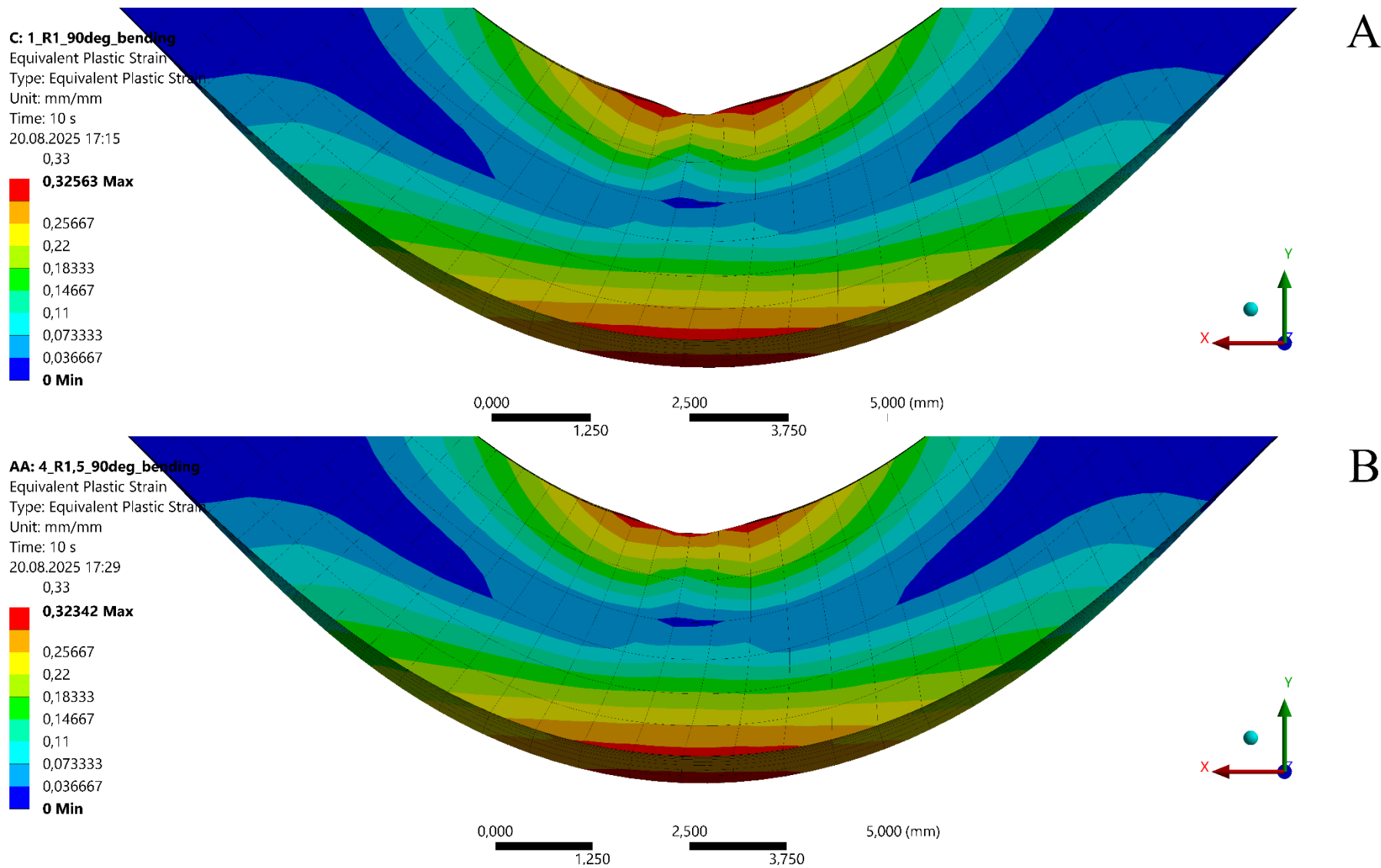
Można zauważyć, że największe odkształcenia występują przy zastosowaniu stempla o promieniu  $R_s = 1$  mm oraz gięciu pod kątem  $90^\circ$  (Tabela 27). Różnica pomiędzy skrajnymi wartościami wynosi 0,04643, co stanowi redukcję o 14,3%. W przypadku gięcia pod kątem  $90^\circ$  wpływ zwiększenia promienia stempla jest minimalny.

Tabela 27. Porównanie wartości maksymalnego odkształcenia plastycznego dla analizowanych wariantów

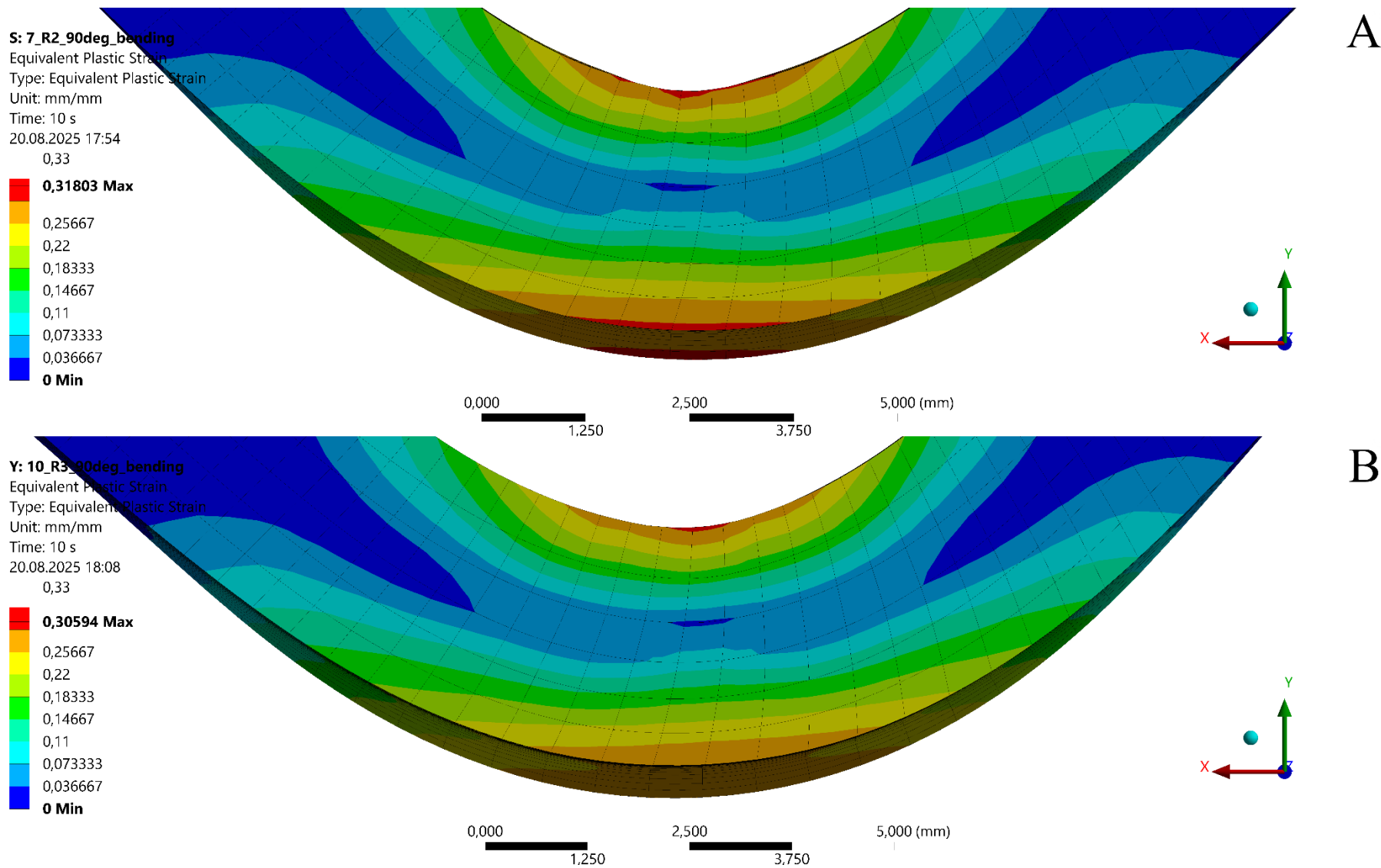
Wariant	Maksymalne odkształcenie plastyczne [-]
R1 $90^\circ$	0,32563
R1 $95^\circ$	0,32379
R1 $100^\circ$	0,31335
R1,5 $90^\circ$	0,32342
R1,5 $95^\circ$	0,31103
R1,5 $100^\circ$	0,30113
R2 $90^\circ$	0,31803
R2 $95^\circ$	0,29781
R2 $100^\circ$	0,28623
R3 $90^\circ$	0,30549
R3 $95^\circ$	0,29443
R3 $100^\circ$	0,27920

Podobnie jak w analizie rozkładu naprężeń, dla wartości odkształcenia plastycznego wykonano mapy ich rozkładu w przekroju poprzecznym próbki (Rys. 142 – Rys. 147). Analogicznie do map rozkładu naprężeń można zauważyć, że maksymalne wartości odkształcenia plastycznego występują blisko powierzchni

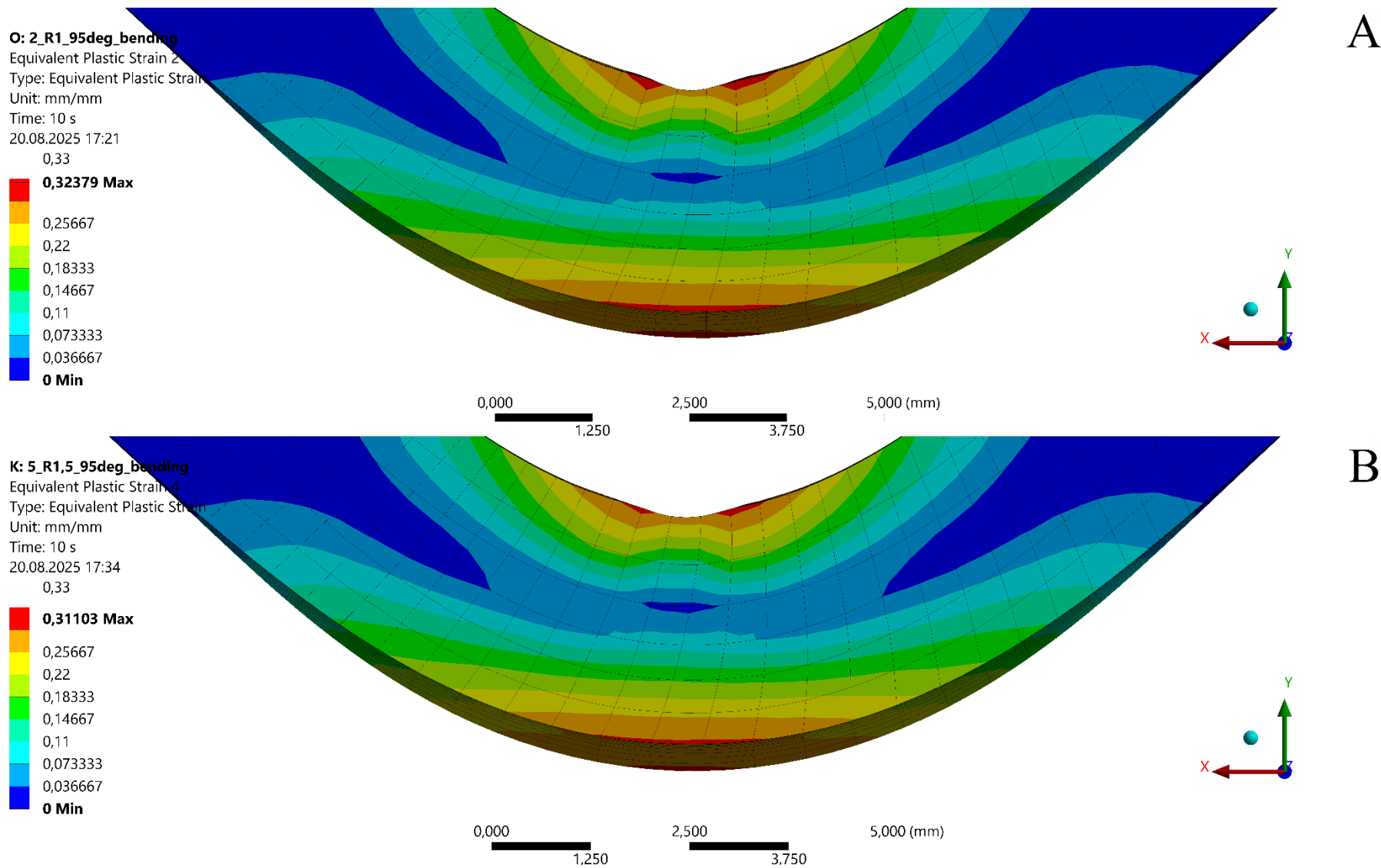
materiału zarówno w strefie ściskanej (od strony stempla), jak i w strefie rozciąganej (od strony matrycy). Wielkość odkształcenia w obu strefach jest porównywalna. W przypadku promieni stempla  $R_s = 1$  mm oraz  $R_s = 1,5$  mm ponownie można zaobserwować nieciągłość strefy o maksymalnej wartości odkształcenia plastycznego. Dodatkowo, w przypadku  $R_s = 1$  mm, strefa o maksymalnej wartości odkształcenia nie znajduje się bezpośrednio pod stemplem, jak ma to miejsce przy  $R_s = 2$  mm (Rys. 148),  $R_s = 3$  mm oraz  $R_s = 1,5$  mm dla kątów  $95^\circ$  i  $100^\circ$ . Zamiast tego strefa ta znajduje się w obrębie wyraźnie zaznaczonej bruzdy, utworzonej po obu stronach wierzchołka narzędzia (Rys. 149). Można również zaobserwować różnicę w kształcie stref odkształceń plastycznych od punktu styku z narzędziem do strefy neutralnej. W przypadku promieni  $R_s = 1$  mm i  $R_s = 1,5$  mm strefy te układają się w kształt litery „W”, natomiast w przypadku stempli  $R_s = 2$  mm i  $R_s = 3$  mm kształt stref przypomina literę „U”. Na tym etapie można przypuszczać, że bardziej jednorodny rozkład stref naprężeń i odkształceń jest korzystniejszy w kontekście prognozowanej wytrzymałości zmęczeniowej, jednak założenie to zostanie zweryfikowane na dalszym etapie analizy numerycznej.



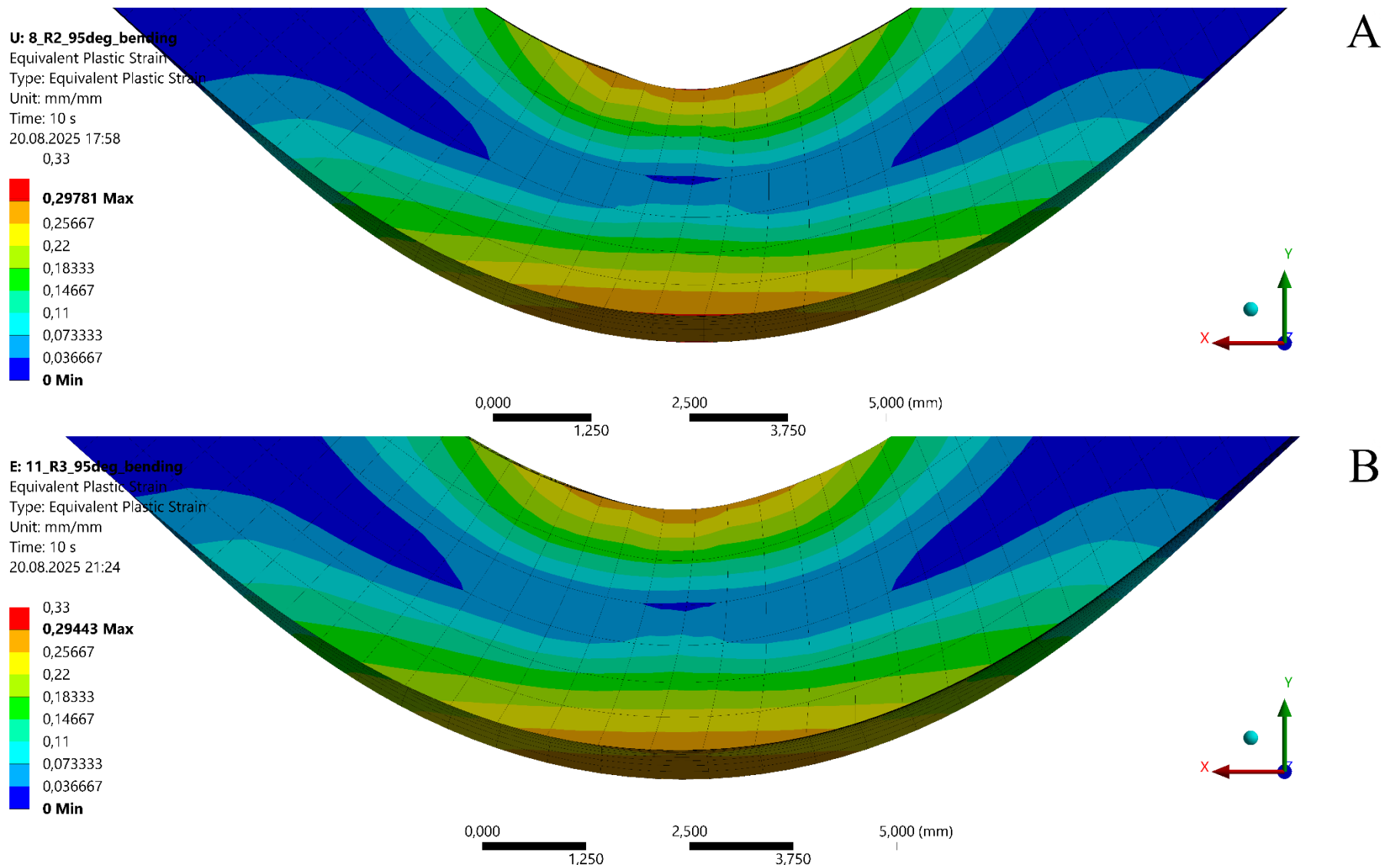
Rys. 142. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



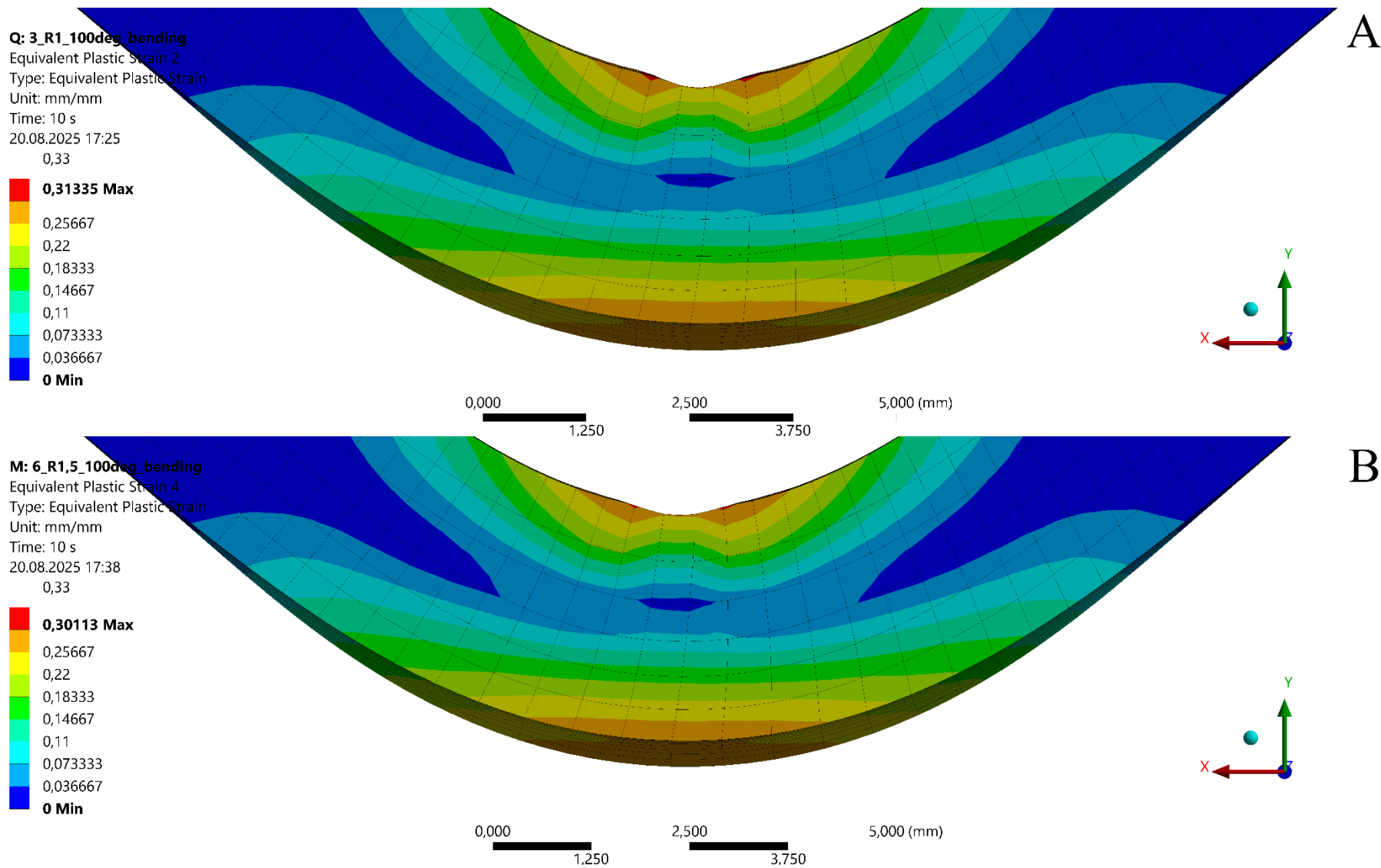
Rys. 143. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 10$  s



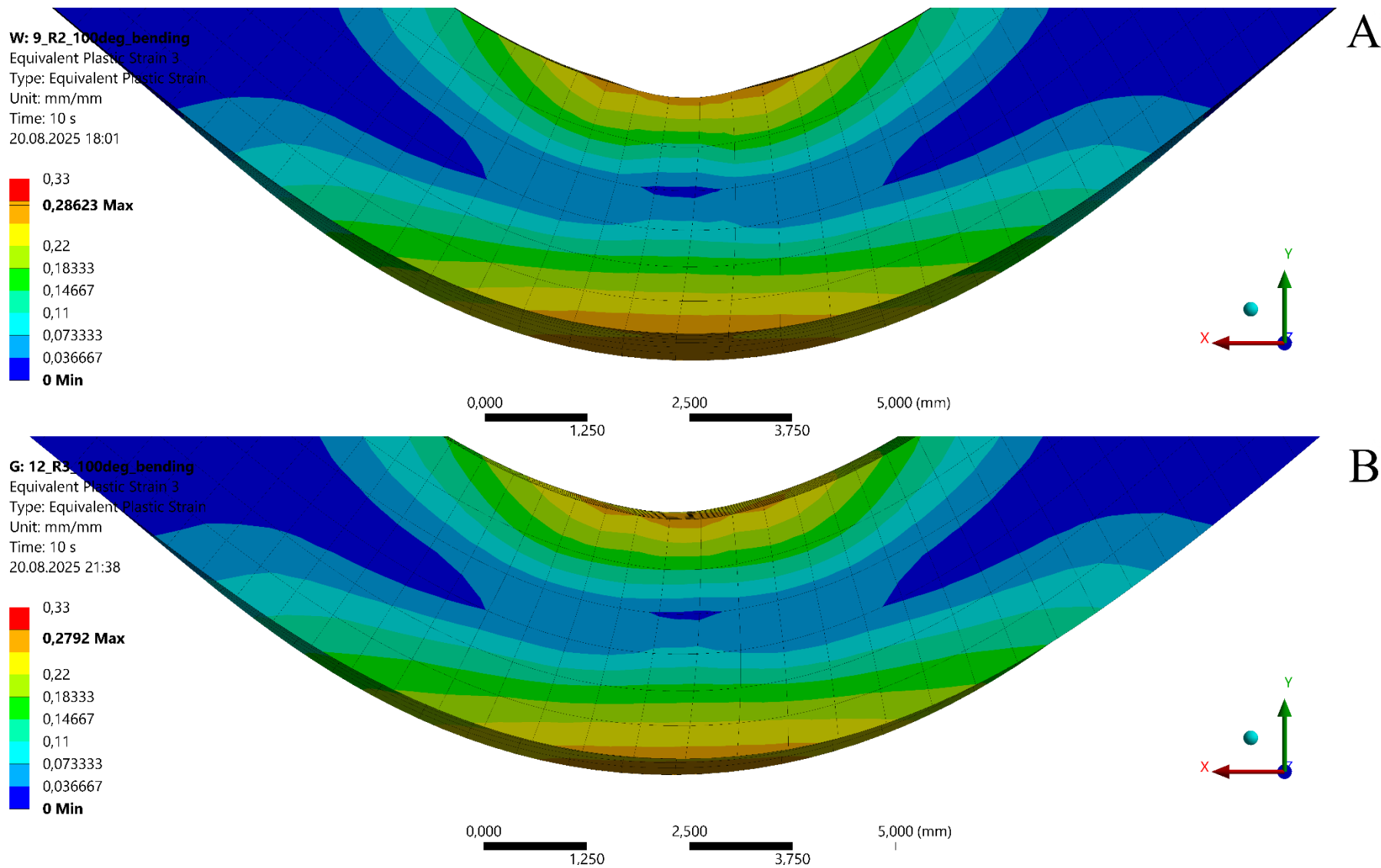
Rys. 144. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s



Rys. 145. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 10$  s

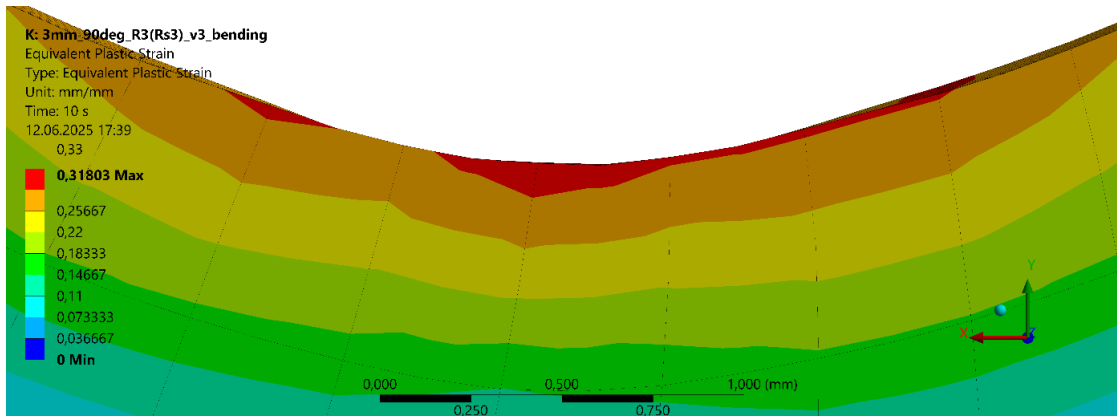


Rys. 146. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 10$  s

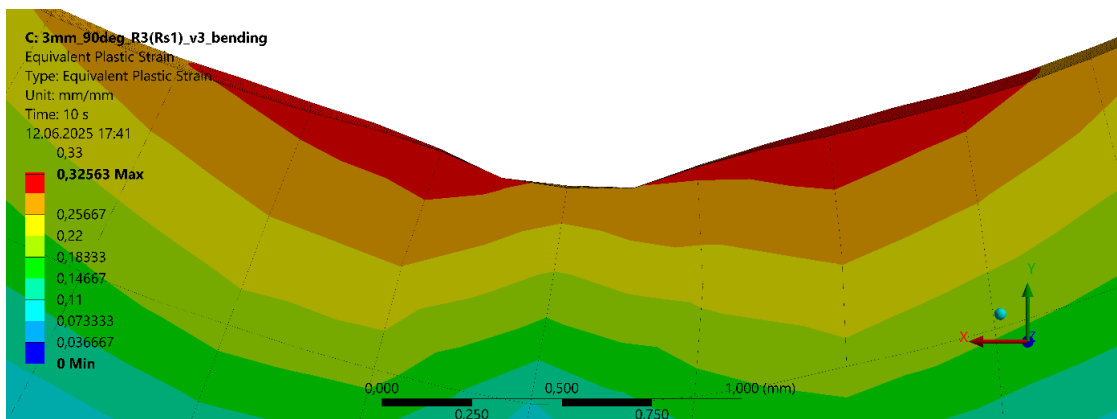


Rys. 147. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B), stan dla  $t = 10$  s



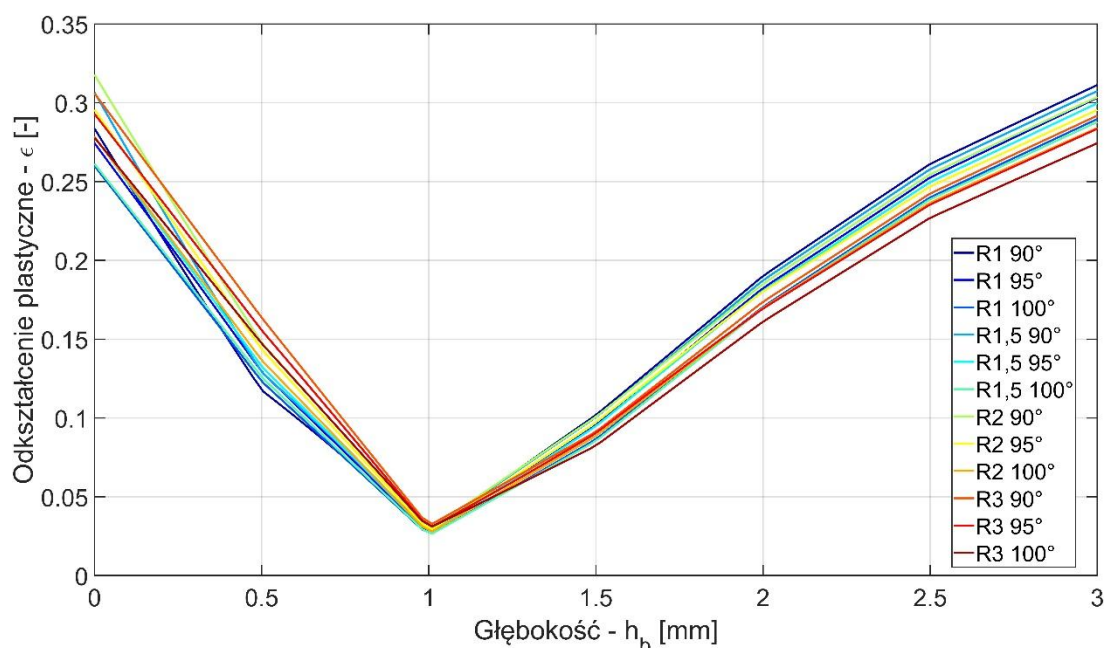


Rys. 148. Mapa rozkładu odkształceń plastycznych w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 2$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 10$  s



Rys. 149. Mapa rozkładu odkształceń plastycznych w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm, w przypadku próbki o kącie gięcia  $\beta = 90^\circ$  dla  $t = 10$  s

Analiza wartości odkształcenia plastycznego w funkcji głębokości (Rys. 150) ujawnia, że bezpośrednio pod stemplem są one wyższe dla przypadków  $R_s = 2$  mm i  $R_s = 3$  mm, co potwierdza informacje uzyskane z analizy map rozkładu odkształceń. Wynika to z faktu występowania silnie zaznaczonej bruzdy po obu stronach narzędzia o  $R_s = 1$  mm, która jest obszarem o największym odkształceniu. Zaobserwować można także niewielkie przesunięcie strefy minimalnego odkształcenia względem strefy minimalnego naprężenia. W strefie rozciąganej większe odkształcenia plastyczne występują przy zastosowaniu stempla o mniejszym promieniu zaokrąglenia. We wszystkich przypadkach największe wartości odkształceń plastycznych występują przy gięciu pod kątem  $90^\circ$ .



Rys. 150. Wykres wartości odkształcenia plastycznego w funkcji głębokości dla analizowanych wariantów

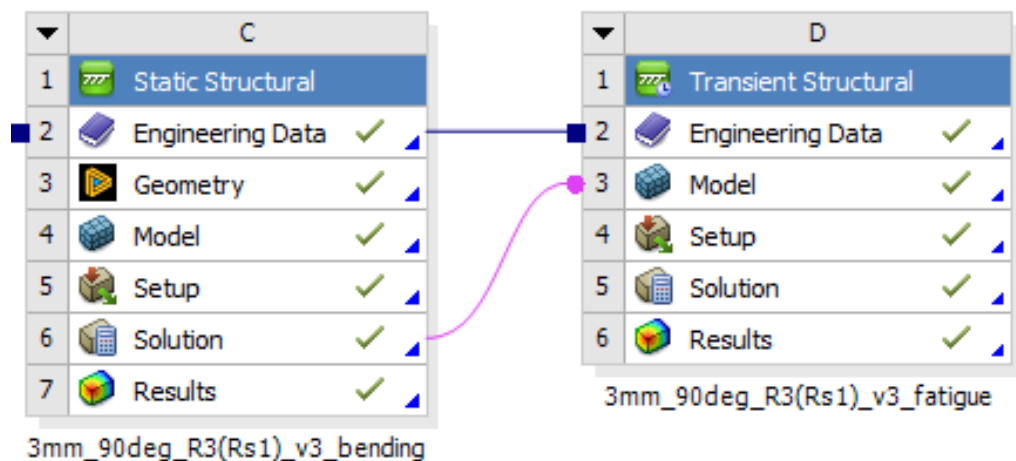
Na podstawie pomiarów odkształconych próbek wyznaczono współczynnik sprężynowania  $K$  dla analizowanych przypadków (Tabela 28). Można zauważyć, że w zakresie  $R_s \in <1;2>$  zwiększenie promienia zaokrąglenia stempla nie wpływa negatywnie na współczynnik sprężynowania, natomiast stempel o promieniu  $R_s = 3$  mm ma wyraźnie negatywny wpływ. Zwiększanie kąta między ramionami wyrobu obniża wartość współczynnika  $K$ , co jest zgodne z danymi przedstawionymi w literaturze [130, 131].

Tabela 28. Porównanie wartości współczynnika sprężynowania –  $K$  dla analizowanych wariantów

Wariant	Kąt przy pełnym zagłębieniu stempla – $\alpha$ [°]	Kąt po zdjęciu obciążenia – $\beta$ [°]	Współczynnik sprężynowania – $K$ [-]
R1 90°	87,53	89,55	1,0231
R1 95°	93,00	94,93	1,0208
R1 100°	98,13	100,04	1,0195
R1,5 90°	88,21	90,23	1,0230
R1,5 95°	92,92	94,82	1,0205
R1,5 100°	97,68	99,58	1,0195
R2 90°	88,39	90,4	1,0227
R2 95°	93,37	95,26	1,0202
R2 100°	98,14	100,05	1,0195
R3 90°	88,20	90,38	1,0247
R3 95°	93,24	95,34	1,0225
R3 100°	98,40	100,43	1,0206

Walidację symulacji przeprowadzono poprzez porównanie szerokości próbek w strefie gięcia (Rys. 75) z szerokością próbki odkształconej w wyniku symulacji. Średnia szerokość próbek rzeczywistych wynosi  $w_r = 20,958$  mm, natomiast szerokość uzyskana z symulacji numerycznej  $w_s = 20,710$  mm, co odpowiada błędowi względnemu na poziomie 1,2%, mieszczącemu się w 95-procentowym przedziale ufności. Na tej podstawie można stwierdzić, że uzyskane wyniki symulacji są zgodne z danymi eksperymentalnymi.

Kolejnym etapem analizy numerycznej było wykorzystanie próbek, których cechy wynikają z symulacji procesu gięcia do przeprowadzenia symulacyjnej analizy cyklicznego rozciągania oraz zużycia zmęczeniowego (Rys. 151). Uwzględniając, że pojedynczy cykl obciążenia trwa 0,2 s, a siła obciążająca próbkę ma przebieg o kształcie zbliżonym do  $|\sin(x)|$ , do przeprowadzenia analizy numerycznej wykorzystano moduł *Transient Structural*, który pozwala uwzględnić zmienność obciążenia w czasie. Pozwoliło to uwzględnić rozkład naprężeń i odkształceń w strefie gięcia oraz przeanalizować ich wpływ na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu. Podstawą oceny wytrzymałości zmęczeniowej była symulacja pojedynczego cyklu rozciągania, realizowana w dwudziestu równych krokach czasowych, każdy o czasie trwania 0,01 s, co odpowiada częstotliwości obciążenia 5 Hz.



Rys. 151. Ilustracja sposobu połączenia wyników symulacji procesu wyginania z symulacją cyklicznego rozciągania

W oprogramowaniu Ansys prognozowanie niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej opiera się na następujących zależnościach. Wartość aktualnego

odkształcenia plastycznego obliczana jest na podstawie prawa Ramberga-Osgooda [103]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (55)$$

gdzie:  $\varepsilon$  – odkształcenie plastyczne [-],  $\sigma$  – aktualna wartość naprężenia [MPa],  $E$  – moduł Younga [MPa],  $K'$  – współczynnik wytrzymałości [MPa],  $n'$  – wykładnik wytrzymałości [-]. Wartość amplitudy całkowitego odkształcenia plastycznego jest sumą składowej sprężystej – wyprowadzonej z prawa Basquina [12] oraz plastycznej – wyprowadzonej z prawa Coffina-Mansona [24, 80]:

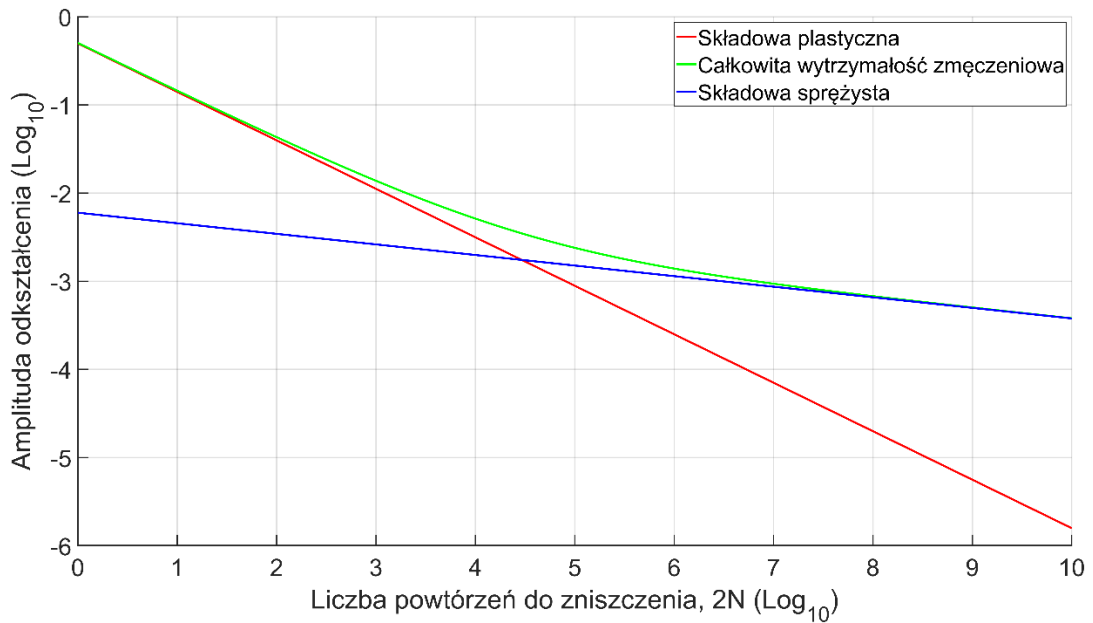
$$\varepsilon_a = \varepsilon_a^e + \varepsilon_a^p = \frac{K''}{E} (2N_f)^{n''} + \varepsilon_f (2N_f)^c \quad (56)$$

gdzie:  $\varepsilon_a$  – amplituda odkształcenia całkowitego [-],  $\varepsilon_a^e$  – składowa sprężysta odkształcenia całkowitego [-],  $\varepsilon_a^p$  – składowa plastyczna odkształcenia całkowitego [-],  $K''$  – cykliczny współczynnik wytrzymałości [MPa],  $E$  – moduł Younga [MPa],  $N_f$  – liczba cykli do zniszczenia [-],  $n''$  – wykładnik umocnienia cyklicznego [-],  $\varepsilon_f$  – współczynnik plastyczności [-].

Na podstawie parametrów modelu materiałowego (Tabela 29) można wykreślić krzywą wytrzymałości zmęczeniowej dla analizowanego materiału (Rys. 152).

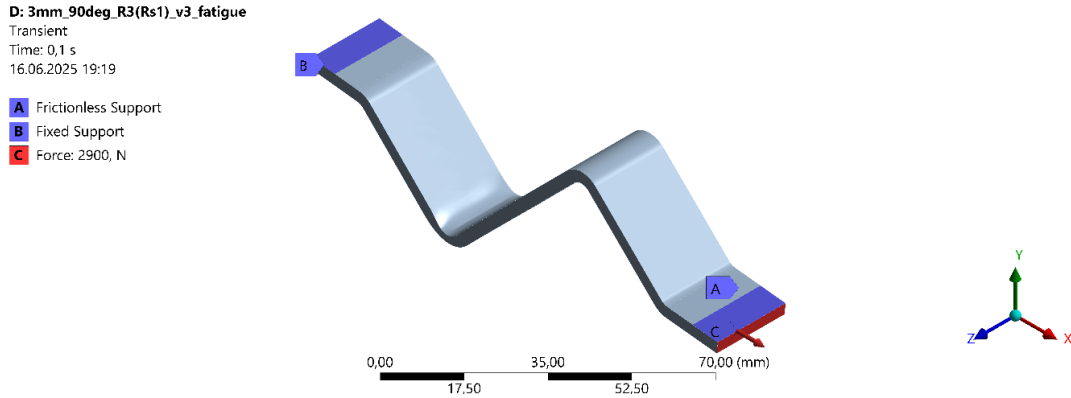
Tabela 29. Parametry materiałowe wprowadzone do modelu symulacji wytrzymałości zmęczeniowej

Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Współczynnik wytrzymałości	$K'$	720	MPa
Wykładnik wytrzymałości	$n'$	-0,12	-
Współczynnik plastyczności	$\varepsilon_f$	0,50	-
Wykładnik plastyczności	$c$	-0,55	-
Cykliczny współczynnik wytrzymałości	$K''$	1200	MPa
Wykładnik umocnienia cyklicznego	$n''$	0,17	-

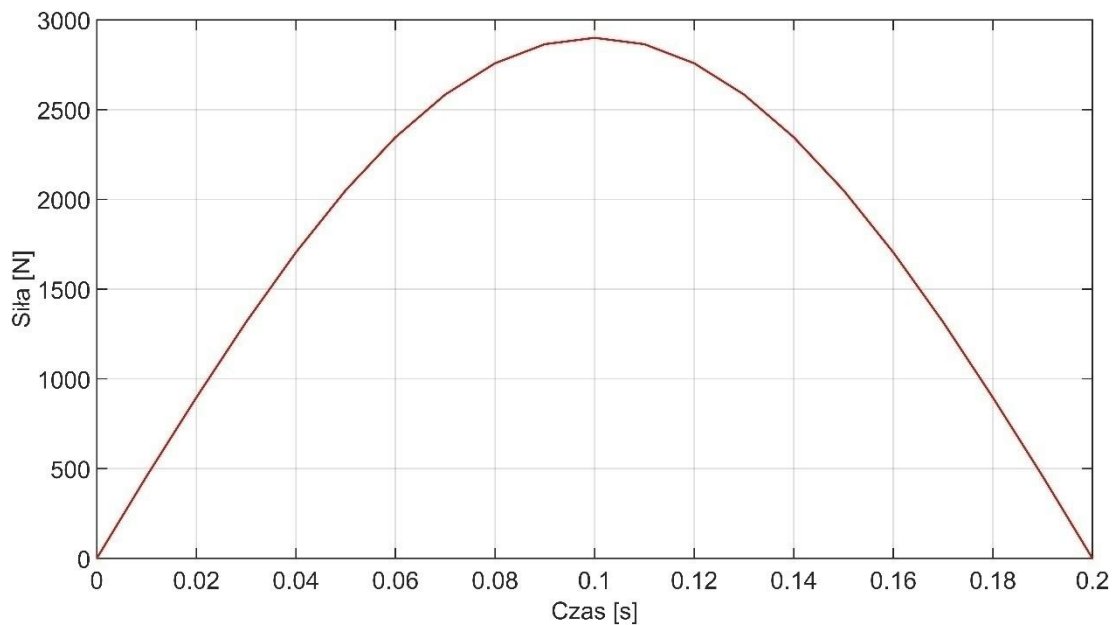


Rys. 152. Krzywa wytrzymałości zmęczeniowej dla analizowanego materiału

W dalszej kolejności zdefiniowano warunki brzegowe dla analizy (Rys. 153). Jeden z końców próbki został unieruchomiony przez odebranie wszystkich stopni swobody (ang. *fixed support*), natomiast ruch przeciwległego końca został zablokowany w osi Y (ang. *frictionless support*) dla zapewnienia przemieszczeń zgodnych z rzeczywistymi, czyli jedynie wzdłuż osi X. Do powierzchni czołowej próbki została przyłożona siła o przebiegu  $|\sin(x)|$  i wartości maksymalnej  $F_{max} = 2900$  N. Przebieg obciążenia w funkcji czasu przedstawia wykres (Rys. 154). Wstępna symulacja udowodniła, że mocowanie typu *fixed support* zastosowane w bezpośrednim sąsiedztwie promienia gięcia, wprowadza nierealistyczny region koncentracji naprężeń. Dla wyeliminowania tego zjawiska wydzielono powierzchnie chwytowe A i B na krańcach powierzchni skrajnych, a następnie zastosowano warunki brzegowe *fixed support* oraz *frictionless support* jedynie na połowie długości tych powierzchni.



Rys. 153. Ilustracja warunków brzegowych symulacji cyklicznego rozciągania na przykładzie próbki R1 90°



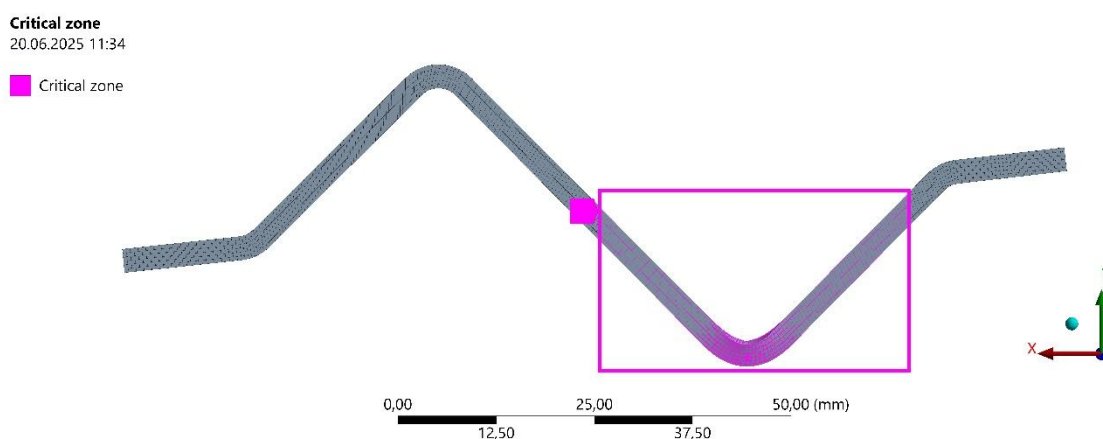
Rys. 154. Wykres przedstawiający zmiany siły rozciągającej podczas pojedynczego cyklu obciążenia

W analizie niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej, gdy w każdym cyklu obciążenia rejestrowane są odkształcenia plastyczne materiału, w module wytrzymałości zmęczeniowej Ansys wybrano podejście odkształceniowe (ang. *strain life*) z kryterium naprężeniowym Treski (ang. *maximum shear stress*), które zakłada, że inicjacja pęknięć zmęczeniowych w materiałach ciągliwych zachodzi głównie w płaszczyźnie maksymalnych naprężeń stycznych. Źródła dostępne w literaturze dowodzą, że kryterium to jest równoważne podejściu opartemu na naprężeniach zredukowanych, według hipotezy HMM [18]. Dodatkowo, ze względu na to, że cykl obciążenia nie ma pełnego przebiegu sinusoidalnego, co powoduje obecność niezerowych naprężeń średnich w czasie jego trwania, zastosowano korekcję Smith-Watson-Topper (SWT) [111], zalecaną do analizy niesymetrycznych cykli

obciążenia. Zastosowanie korekcji zwiększa dokładność prognozowania trwałości zmęczeniowej.

Do analizy trwałości zmęczeniowej zastosowano współczynnik korekcyjny  $K_f = 0,3$ . Jego wartość wynika z technologii wykonania próbek, obejmującej cięcie strugą wodno-ścierną z pominięciem gratowania oraz uwzględnia chropowatość powierzchni typową dla blachy stalowej walcowanej na zimno. Takie warunki technologiczne obniżają prognozowaną trwałość w porównaniu z próbkami precyzyjnie obrobionymi i wypolerowanymi, ze względu na powstawanie mikrocarbów oraz innych defektów powierzchniowych [63, 104, 124]. Typowa wartość współczynnika korekcyjnego dla takich warunków technologicznych wynosi od 0,2 do 0,4 [114]. Zastosowana wartość dobrze odzwierciedla stan powierzchni analizowanych próbek, jednocześnie wpisując się w realia przemysłowe, co potencjalnie zwiększa aplikacyjny wymiar otrzymanych wyników.

Przed przejściem do dalszych analiz należy zauważyć, że pełną historię naprężeń oraz odkształceń, jako skutek obróbki poprzedzającej, wyznaczono tylko dla jednego z dwóch głównych zgięć każdej próbki. W związku z tym analizy trwałości zmęczeniowej zostaną ograniczone jedynie do strefy krytycznej (Rys. 155).

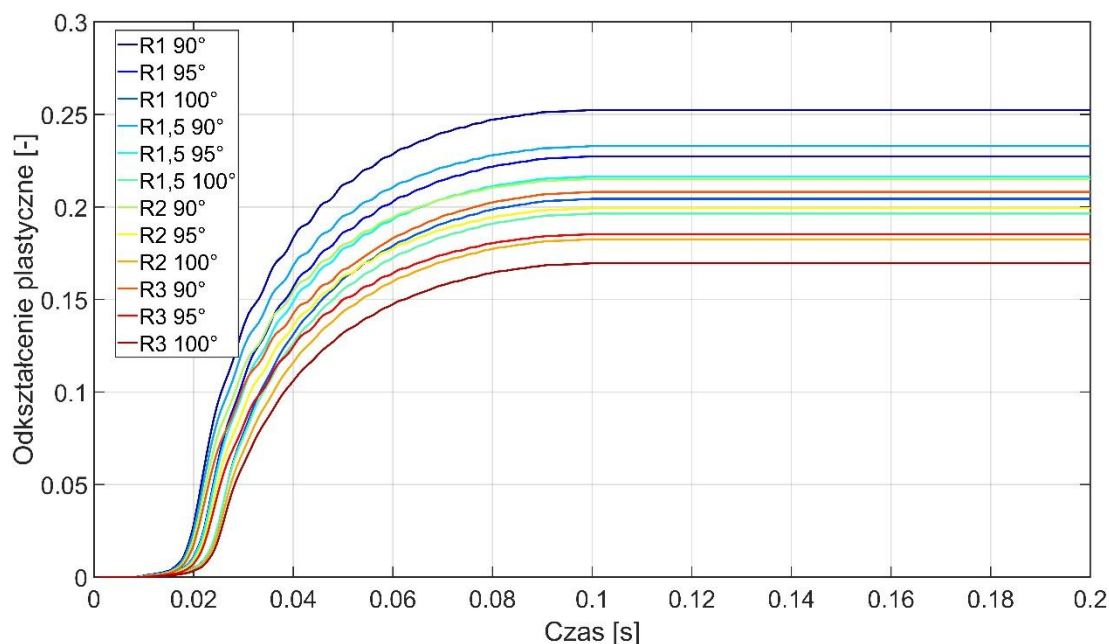


Rys. 155. Ilustracja strefy krytycznej branej pod uwagę podczas analizy trwałości zmęczeniowej, obejmującej strefę gięcia z historią naprężeń oraz odkształceń z poprzedniej symulacji

W analizie cyklicznego rozciągania rozpatrywano rozkład i wartość odkształceń plastycznych indukowanych w pojedynczym cyklu rozciągania, a także rozkład naprężeń zredukowanych według hipotezy HMH w czasie działania maksymalnej siły rozciągającej i po ustaniu obciążenia (na końcu pojedynczego cyklu rozciągania, gdzie

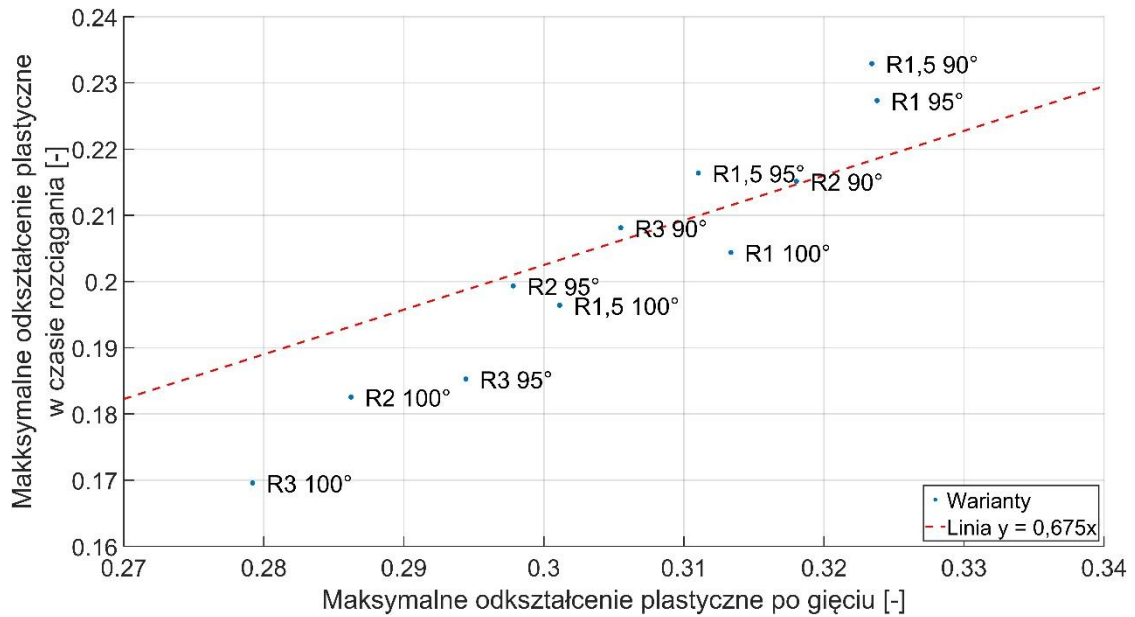
$F_{min} = 0$  N). Dodatkowo przeprowadzono analizę rozkładu obszarów o minimalnej trwałości zmęczeniowej.

Analiza przebiegu odkształcenia plastycznego w funkcji czasu (Rys. 156) pozwala zauważyć, że w zależności od doboru narzędzia i kąta gięcia rozciąganie przy stałej wartości siły powoduje powstawanie odkształceń plastycznych o różnej wartości.



Rys. 156. Wykres przedstawiający odkształcenie plastyczne w funkcji czasu dla analizowanych wariantów w czasie próby cyklicznego rozciągania

Można zauważyć, że wartość maksymalnego odkształcenia rośnie wraz ze wzrostem odkształcenia, któremu próbka była poddana podczas procesu wyginania (Rys. 157). Obserwuje się bardzo wysokie tempo przyrostu odkształcenia w początkowym okresie rozciągania ( $t = 0,02$  s do  $t = 0,06$  s), po czym następuje stabilizacja, a następnie osiągnięcie maksymalnej wartości odkształcenia w czasie oddziaływania maksymalnej siły ( $t = 0,1$  s).



Rys. 157. Graficzne porównanie wartości odkształceń plastycznych zarejestrowanych w czasie wyginania oraz cyklicznego rozciągania próbek

Analiza porównawcza map rozkładu wartości odkształcenia plastycznego (Rys. 158 – Rys. 163) wykazała, że maksymalną wartość rejestruje się w strefie, która podczas obróbki poprzedzającej była strefą oddziaływania stempla. Należy jednak zauważyć, że w czasie procesu wyginania w strefie występowały naprężenia ściskające, a podczas cyklicznego rozciągania występują w niej naprężenia rozciągające. Obszary najsilniej odkształcone w czasie wyginania, również są obszarami o największej wartości odkształcenia w czasie cyklicznego rozciągania. Jednocześnie nie wystąpiły istotne różnice w wartościach oraz rozkładzie odkształceń w strefie przeciwległej, znajdującej się od strony matrycy.

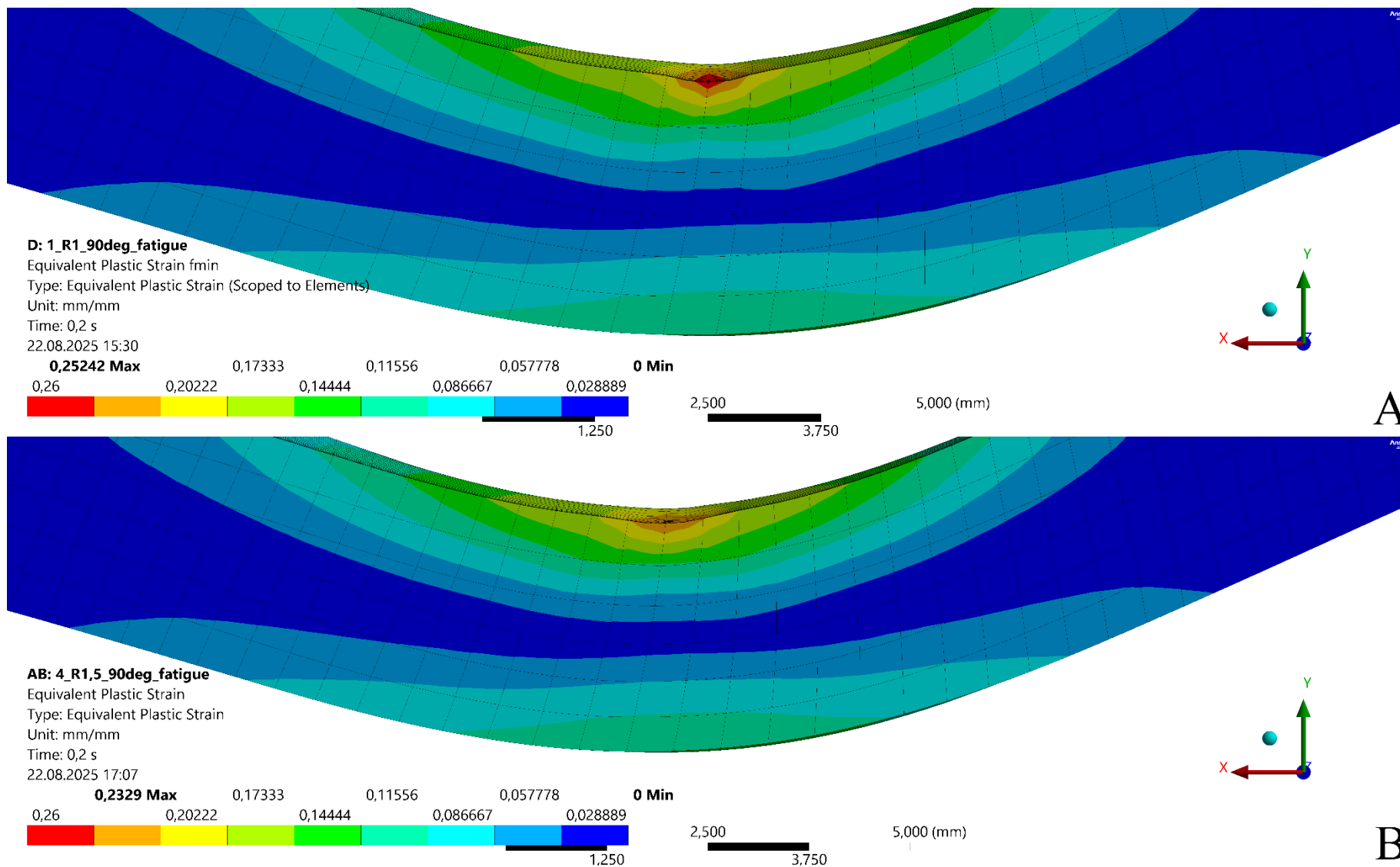
Kolejną różnicą pomiędzy zastosowaniem stempli o promieniach  $R_s = 1$  mm oraz  $R_s = 1,5$  mm, a stemplami o  $R_s = 2$  mm i  $R_s = 3$  mm jest kształt i głębokość stref odkształcenia. W przypadku ostrych promieni narzędzia poszczególne strefy sięgają dalej w głąb materiału, zwłaszcza bezpośrednio pod punktem styku stempla z materiałem. Należy także zauważyć, że wpływ kąta gięcia jest wtórny i decyduje jedynie o maksymalnej wartości odkształceń, nie zmieniając kształtu pól ich rozkładu.

Zestawienie maksymalnej wartości odkształcenia plastycznego dla każdego z analizowanych wariantów wraz z wartością odkształcenia plastycznego wprowadzonego w trakcie procesu wyginania (Tabela 30) wskazuje, że różnica pomiędzy skrajnymi przypadkami wynosi 32,9%. Można zauważyć, że potencjalny wpływ zwiększenia promienia stempla na trwałość zmęczeniową będzie tym większy,

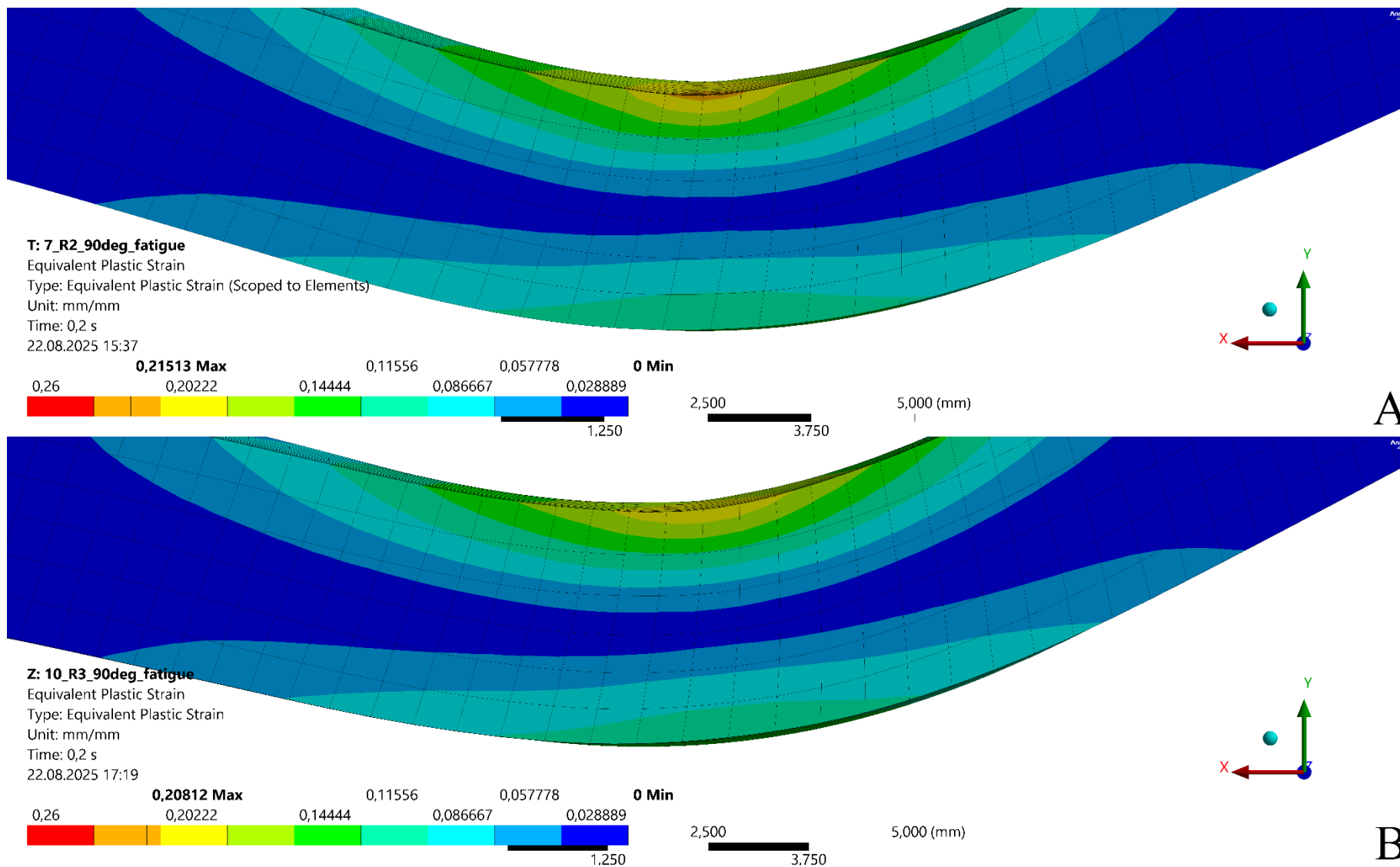
im większym początkowym odkształceniom został poddany wyrób w czasie obróbki poprzedzającej.

Tabela 30. Maksymalne wartości odkształceń plastycznych zarejestrowane w czasie procesu wyginania oraz próby cyklicznego rozciągania

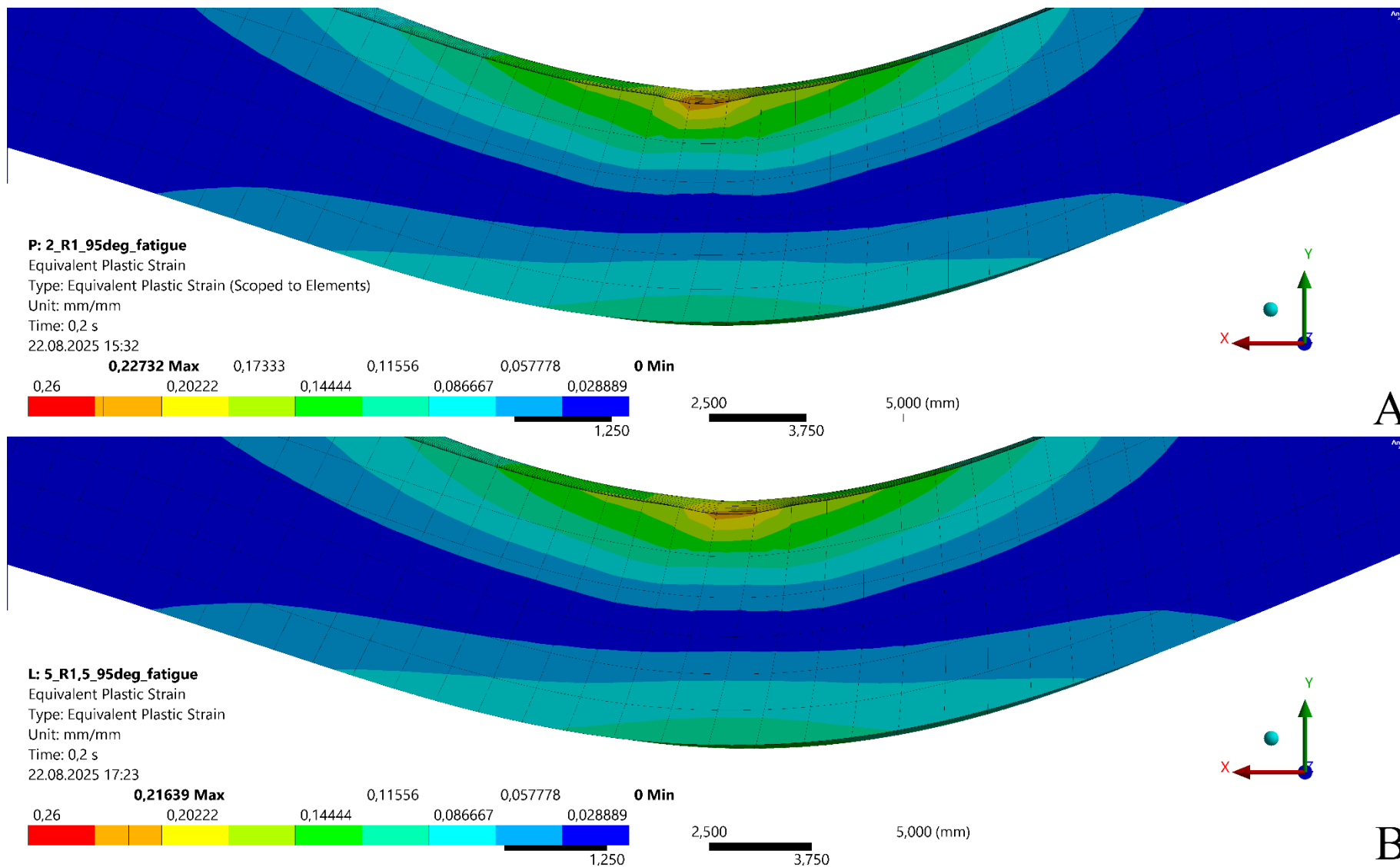
<b>Wariant</b>	<b>Maksymalna wartość odkształcenia plastycznego po procesie wyginania [-]</b>	<b>Maksymalna wartość odkształcenia plastycznego w czasie rozciągania [-]</b>
R1 90°	0,32563	0,25242
R1 95°	0,32379	0,22732
R1 100°	0,31335	0,20439
R1,5 90°	0,32342	0,23290
R1,5 95°	0,31103	0,21639
R1,5 100°	0,30113	0,19641
R2 90°	0,31803	0,21513
R2 95°	0,29781	0,19934
R2 100°	0,28623	0,18254
R3 90°	0,30549	0,20812
R3 95°	0,29443	0,18527
R3 100°	0,27920	0,16958



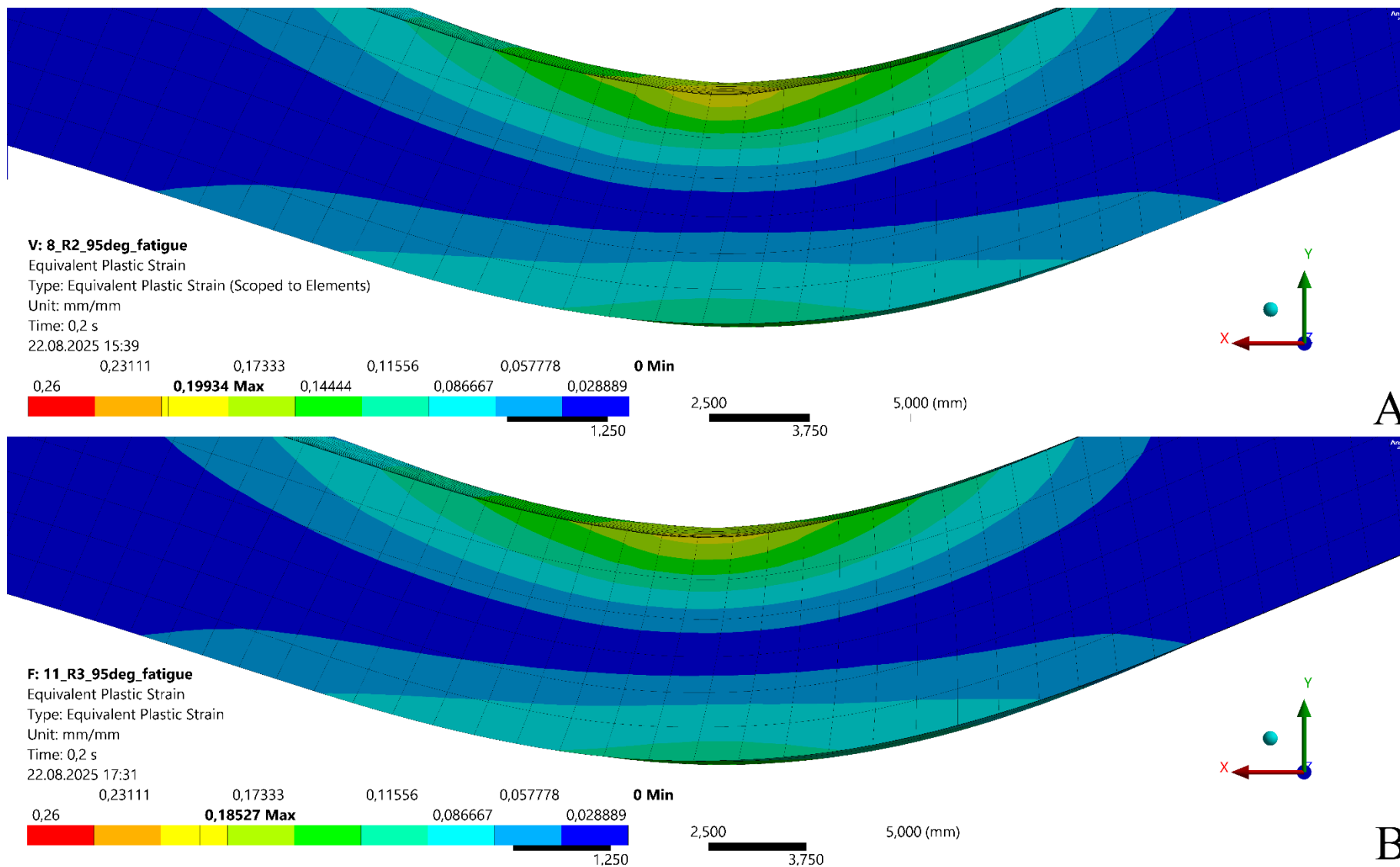
Rys. 158. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B)



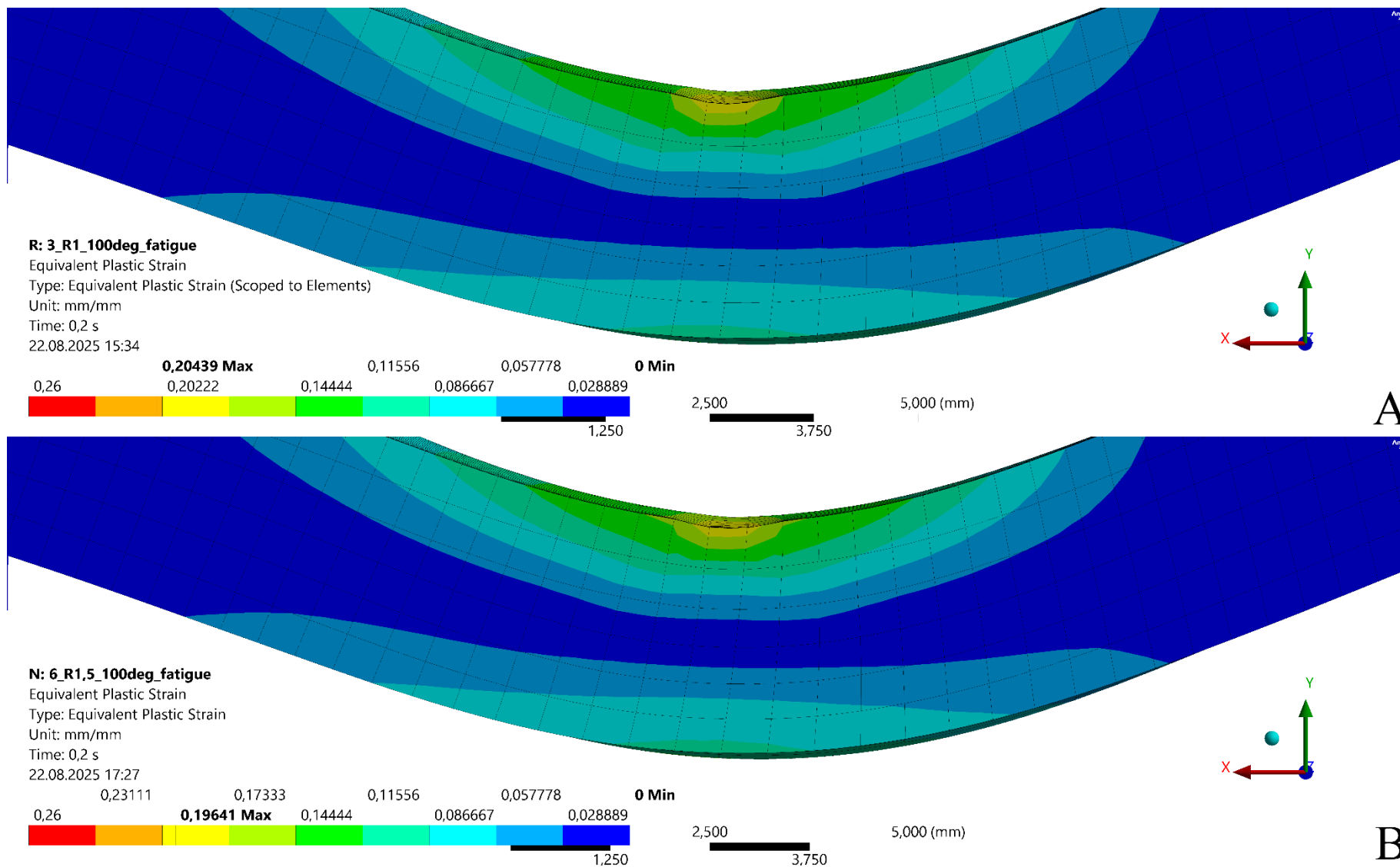
Rys. 159. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B)



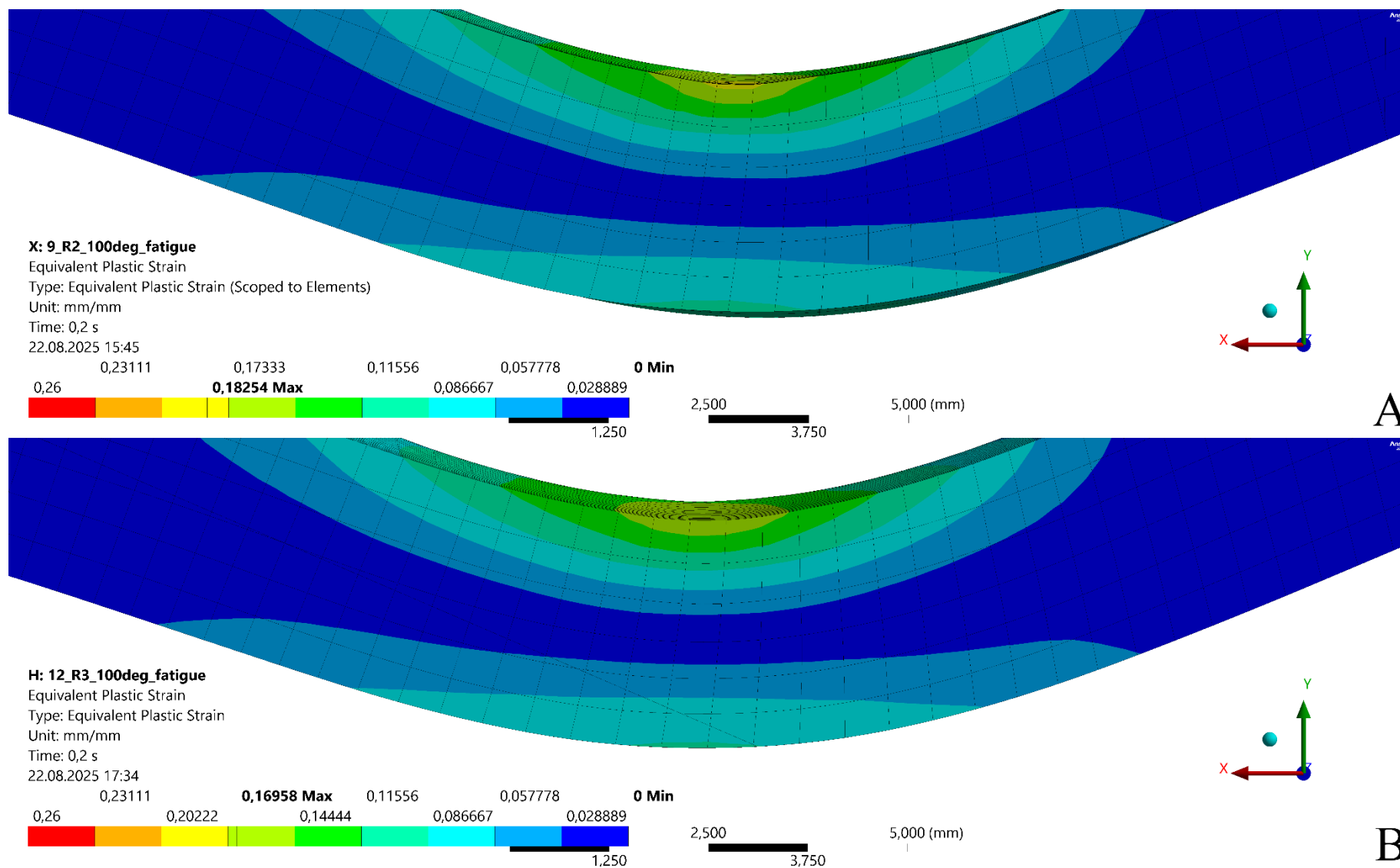
Rys. 160. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B)



Rys. 161. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B)

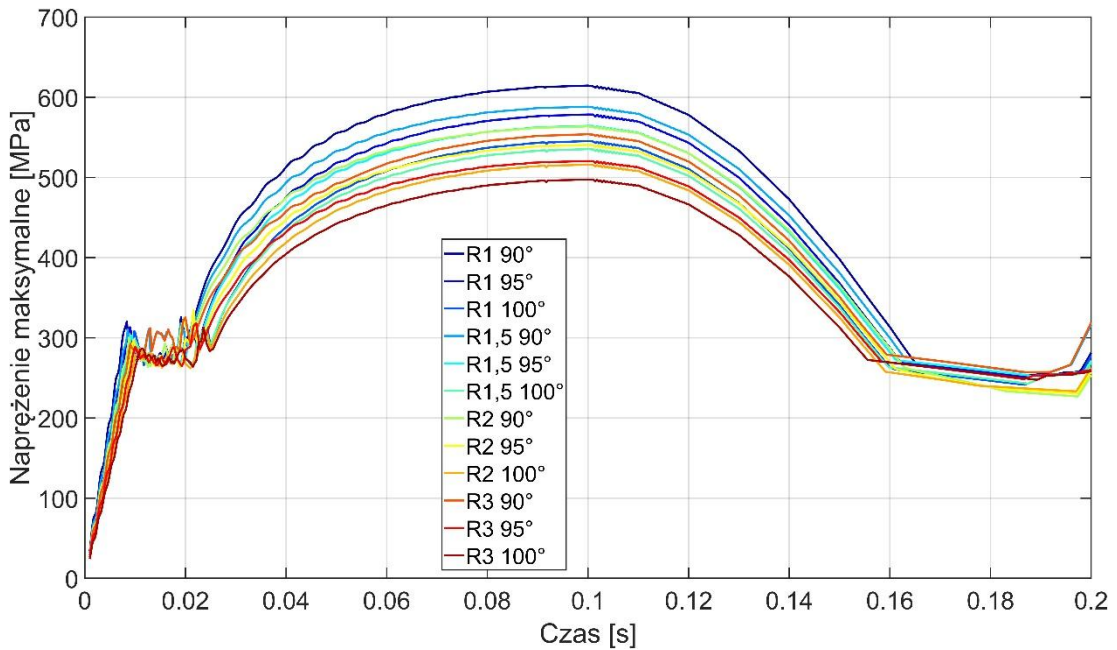


Rys. 162. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B)



Rys. 163. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B)

W kolejnym etapie prac analizie poddano wartość oraz rozkład naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej. Ze względu na dynamiczny charakter procesu i wysoką prędkość odkształcenia, na wykresie wartości naprężenia w funkcji czasu (Rys. 164) można zauważyć niestabilne przejście przez granicę plastyczności, a następnie stabilny przyrost aż do osiągnięcia maksymalnej wartości siły rozciągającej ( $t = 0,1$  s). W drugiej połowie cyklu można zaobserwować spadek wartości naprężeń maksymalnych, wraz ze zmniejszaniem siły rozciągającej.



Rys. 164. Wykres przedstawiający wartości maksymalnego naprężenia zredukowanego w funkcji czasu dla analizowanych wariantów w czasie próby cyklicznego rozciągania

Porównanie wartości liczbowych (Tabela 31) pozwala zauważyć, że naprężenia w czasie rozciągania są proporcjonalne do odkształceń plastycznych, zaindukowanych w materiale podczas procesu wyginania.

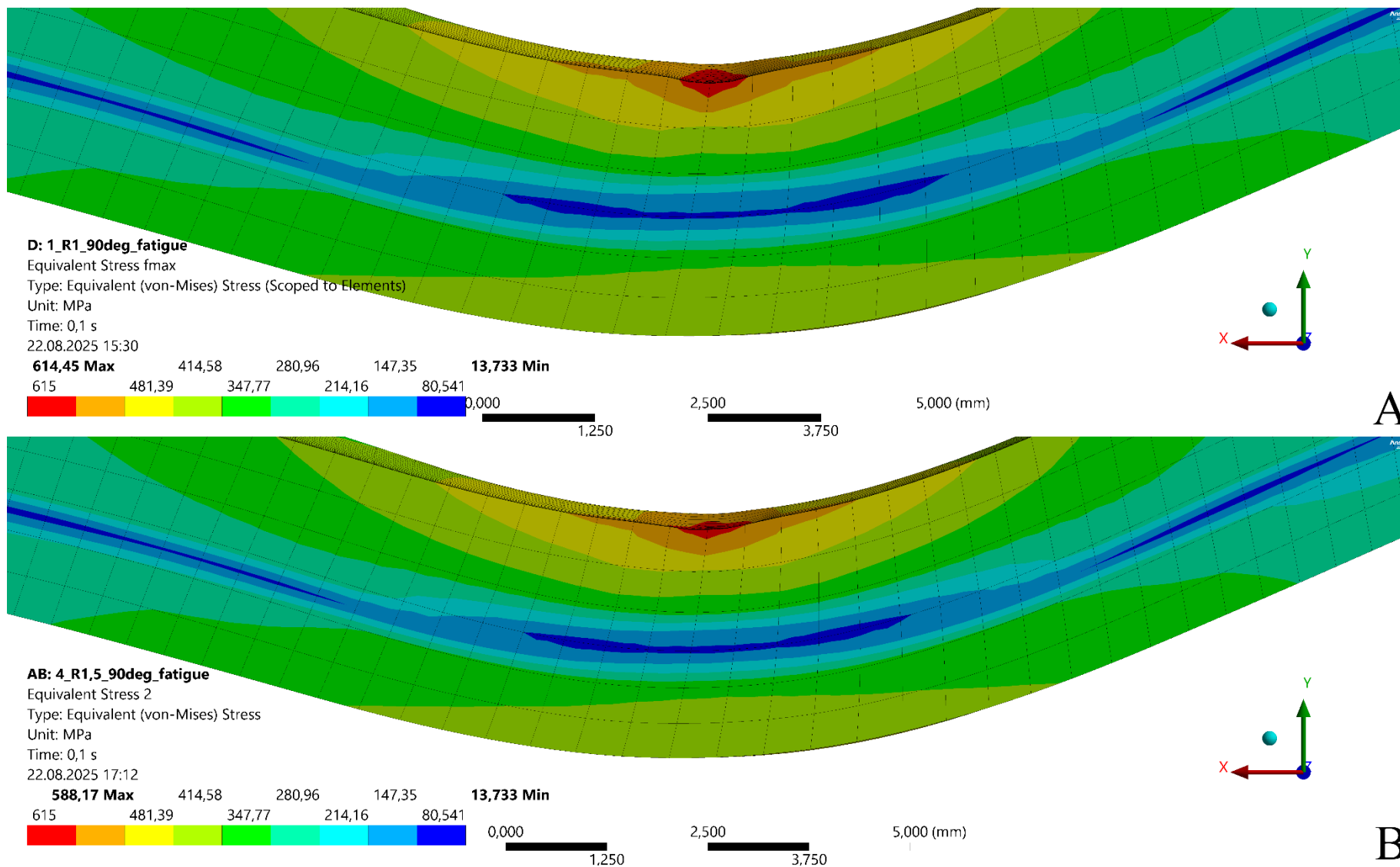
Tabela 31. Porównanie wartości naprężeń maksymalnych w krytycznych chwilach symulacji procesu cyklicznego rozciągania

Wariant	Maksymalna wartość naprężenia przy najwyższej wartości siły rozciągającej [MPa]	Maksymalna wartość naprężenia po odciążeniu (na końcu pojedynczego cyklu) [MPa]	Maksymalna wartość odkształcenia plastycznego po procesie wyginania [-]
R1 90°	614,45	281,37	0,32563
R1 95°	578,42	276,33	0,32379
R1 100°	545,22	277,31	0,31335
R1,5 90°	588,17	266,51	0,32342
R1,5 95°	564,22	269,05	0,31103
R1,5 100°	535,24	271,50	0,30113
R2 90°	563,51	253,19	0,31803
R2 95°	540,46	257,64	0,29781
R2 100°	515,91	262,48	0,28623
R3 90°	542,05	262,77	0,30549
R3 95°	520,35	260,66	0,29443
R3 100°	497,39	258,25	0,27920

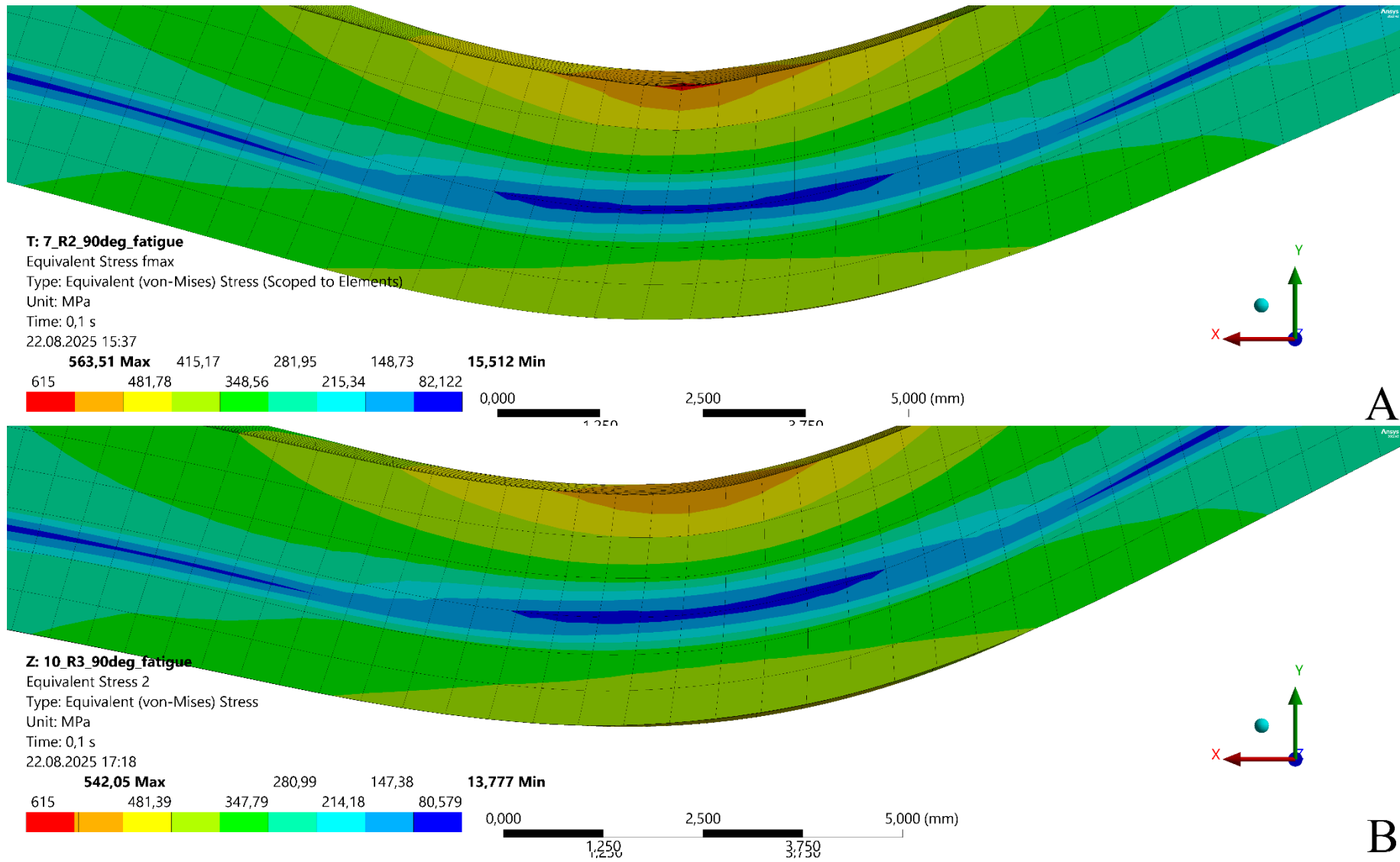
W przypadku kąta gięcia  $\beta = 90^\circ$  różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami naprężenia, wynikająca ze zmiany promienia stempla z  $R_s = 1$  mm (R1 90°) na  $R_s = 3$  mm (R3 90°), wynosi 72,4 MPa, co stanowi redukcję wartości maksymalnego naprężenia o 11,78%. Może to stanowić istotną różnicę w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej. Porównując zmianę wartości naprężenia maksymalnego w analogicznych przypadkach (R1 90° i R3 90°) po zakończeniu pojedynczego cyklu rozciągania, można zaobserwować różnicę wynoszącą 18,6 MPa, co odpowiada redukcji wartości naprężenia o 6,61%. Podobnie jak w przypadku wartości odkształceń, różnice między poszczególnymi przypadkami maleją wraz ze zmniejszaniem wstępnego odkształcenia materiału, co w tym przypadku odpowiada zwiększeniu wartości kąta gięcia  $\beta$ . Dla  $\beta = 95^\circ$  różnica między wartością naprężeń maksymalnych wynikająca ze zmiany promienia stempla z  $R_s = 1$  mm (R1 95°) na  $R_s = 3$  mm (R3 95°), wynosi 58,07 MPa (redukcja o 10,04%) w przypadku oddziaływania maksymalnej siły rozciągającej oraz 15,67 MPa po zakończeniu pojedynczego cyklu rozciągania (redukcja o 5,67%). Analogicznie, przy  $\beta = 100^\circ$  różnica wartości maksymalnych naprężeń dla wariantów R1 100° oraz R3 100° przy pełnym rozciągnięciu wynosi 44,83 MPa co odpowiada redukcji o 8,22%, natomiast na końcu pojedynczego cyklu różnica ta wynosi 19,06 MPa, co stanowi redukcję o 6,87%.

Kolejnym krokiem analizy było porównanie map rozkładu wartości naprężeń w przekroju wzdłużnym strefy krytycznej w czasie maksymalnego wydłużenia (Rys. 165 – Rys. 170) oraz na końcu pojedynczego cyklu (Rys. 171 – Rys. 176). Poza różnicami w wartościach maksymalnych, omówionymi powyżej, można również zauważyć lokalne różnice w kształcie i położeniu pól odpowiadających określonej wartości naprężeń. Szczególnie, w przypadku wyginania ze stemplem o promieniu  $R_s = 1$  mm, widoczna jest strefa koncentracji naprężeń w bruzdzie utworzonej w wyniku procesu gięcia. Podobną strefę koncentracji, choć o mniejszej wartości można zaobserwować w przypadku promienia  $R_s = 1,5$  mm. Dotyczy to obu stadiów obciążenia i sugeruje, że nie jest to sytuacja obojętna w kontekście wytrzymałości zmęczeniowej. Przypadek stempla o promieniu  $R_s = 2$  mm można uznać za sytuację przejściową, gdzie widoczna jest niewielka strefa koncentracji naprężeń w bezpośredniej okolicy styku narzędzia z materiałem i przyjmuje ona bardzo równomierny rozkład. Dla stempla  $R_s = 3$  mm strefa występowania naprężeń maksymalnych sięga najpłycej w głąb materiału. We wszystkich przypadkach kąt gięcia –  $\beta$  wpływa jedynie na wartości maksymalne obserwowanych naprężeń, natomiast nie oddziałuje na kształt pól ich rozkładu.

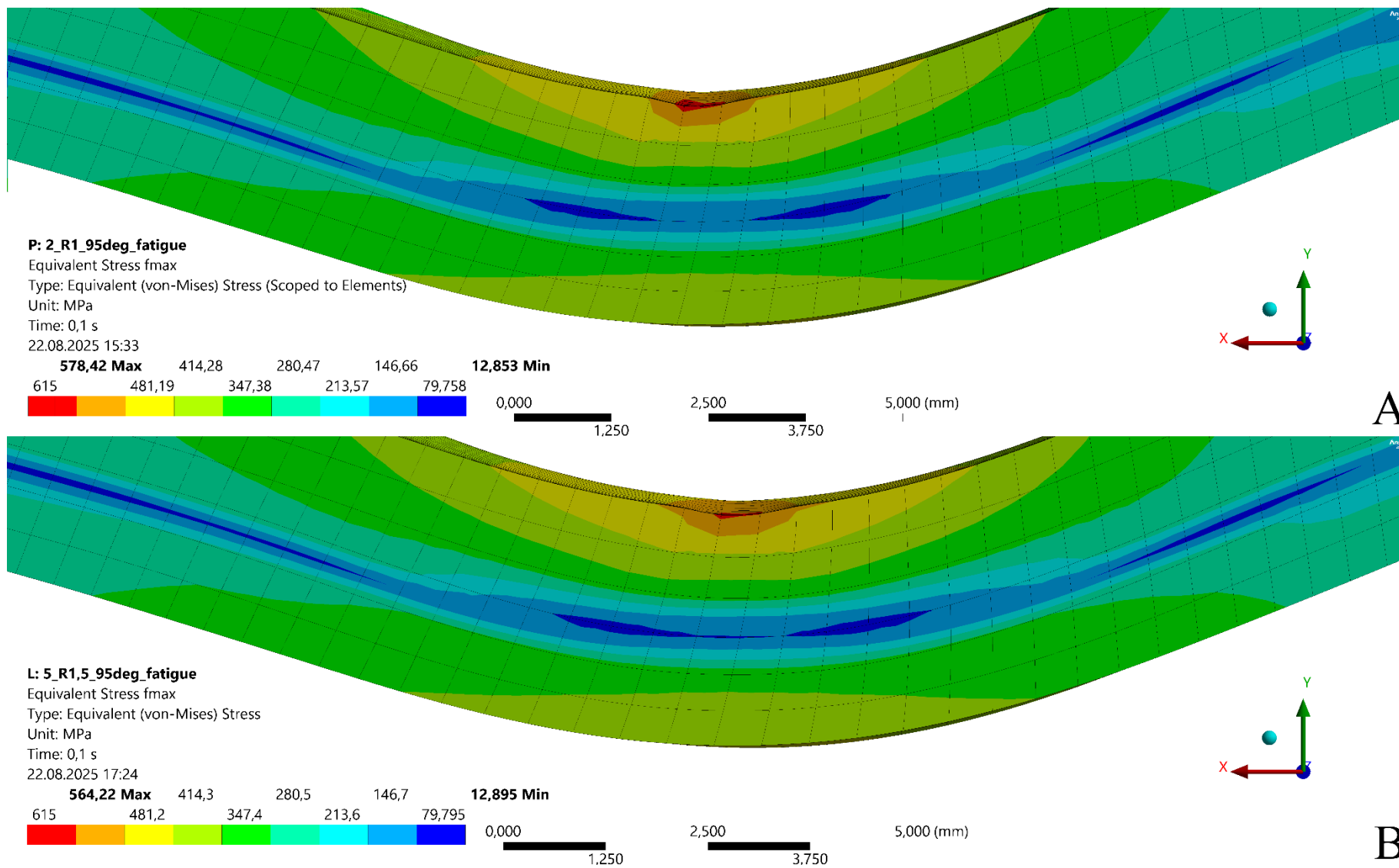
Należy zauważyć, że koncentracja oraz wartości naprężeń maksymalnych w obu fazach cyklu po stronie matrycy są bardzo zbliżone w każdym z analizowanych przypadków. Jednocześnie wartości maksymalne w tym obszarze są zauważalnie niższe niż od strony stempla. Pozwala to zakładać, że strefa minimalnej trwałości ulokowana jest w bezpośrednim sąsiedztwie punktu styku stempla z materiałem.



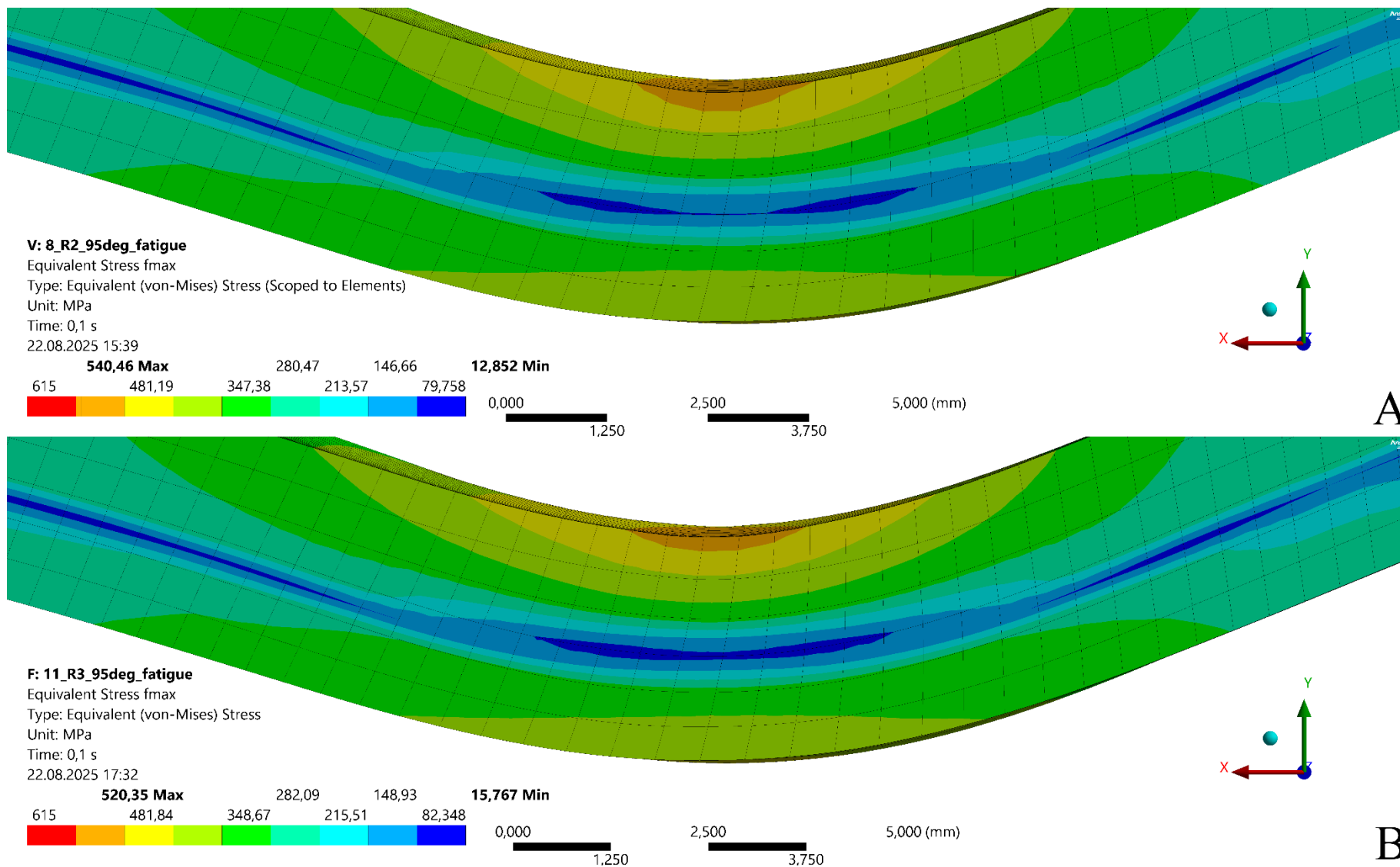
Rys. 165. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



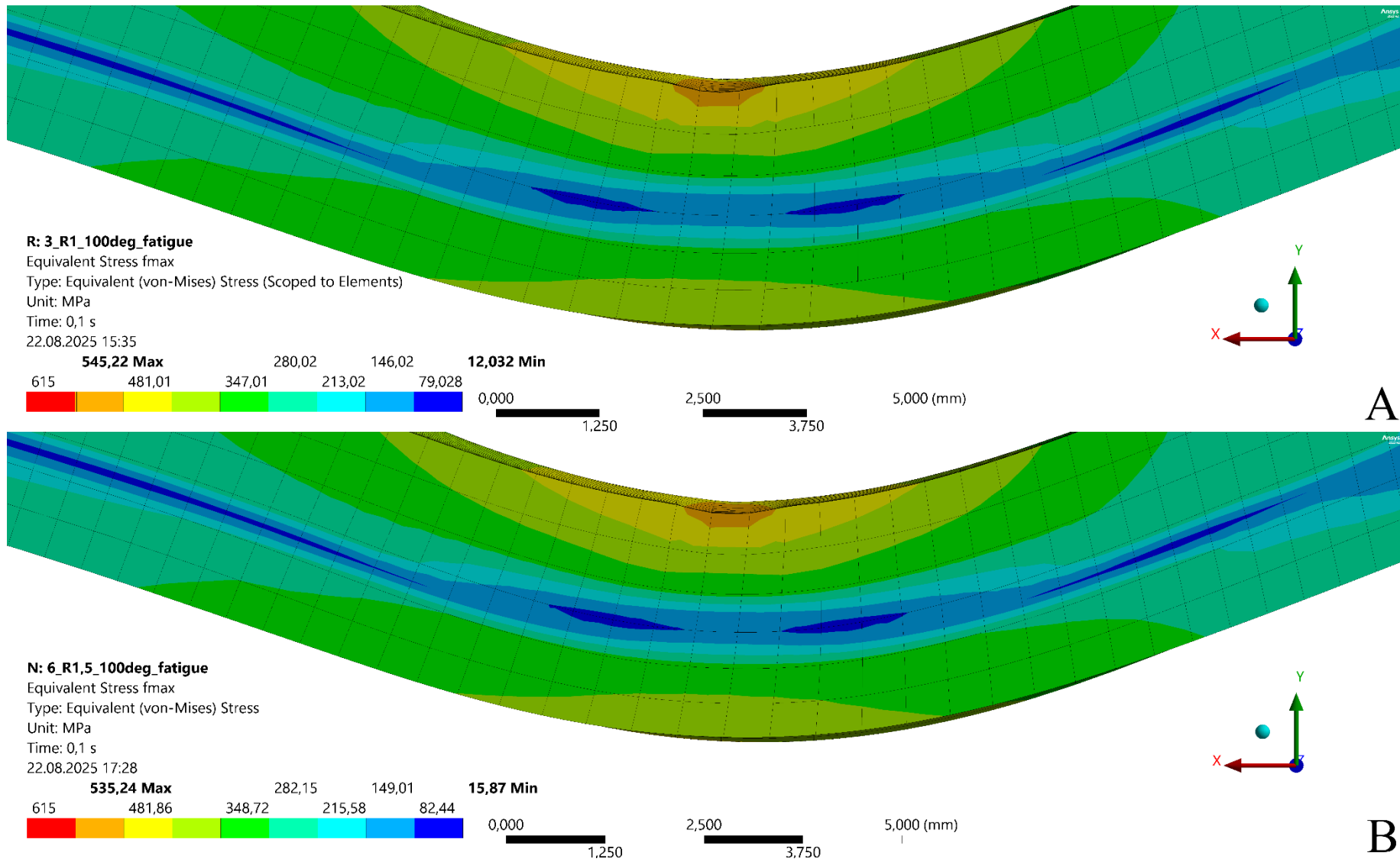
Rys. 166. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



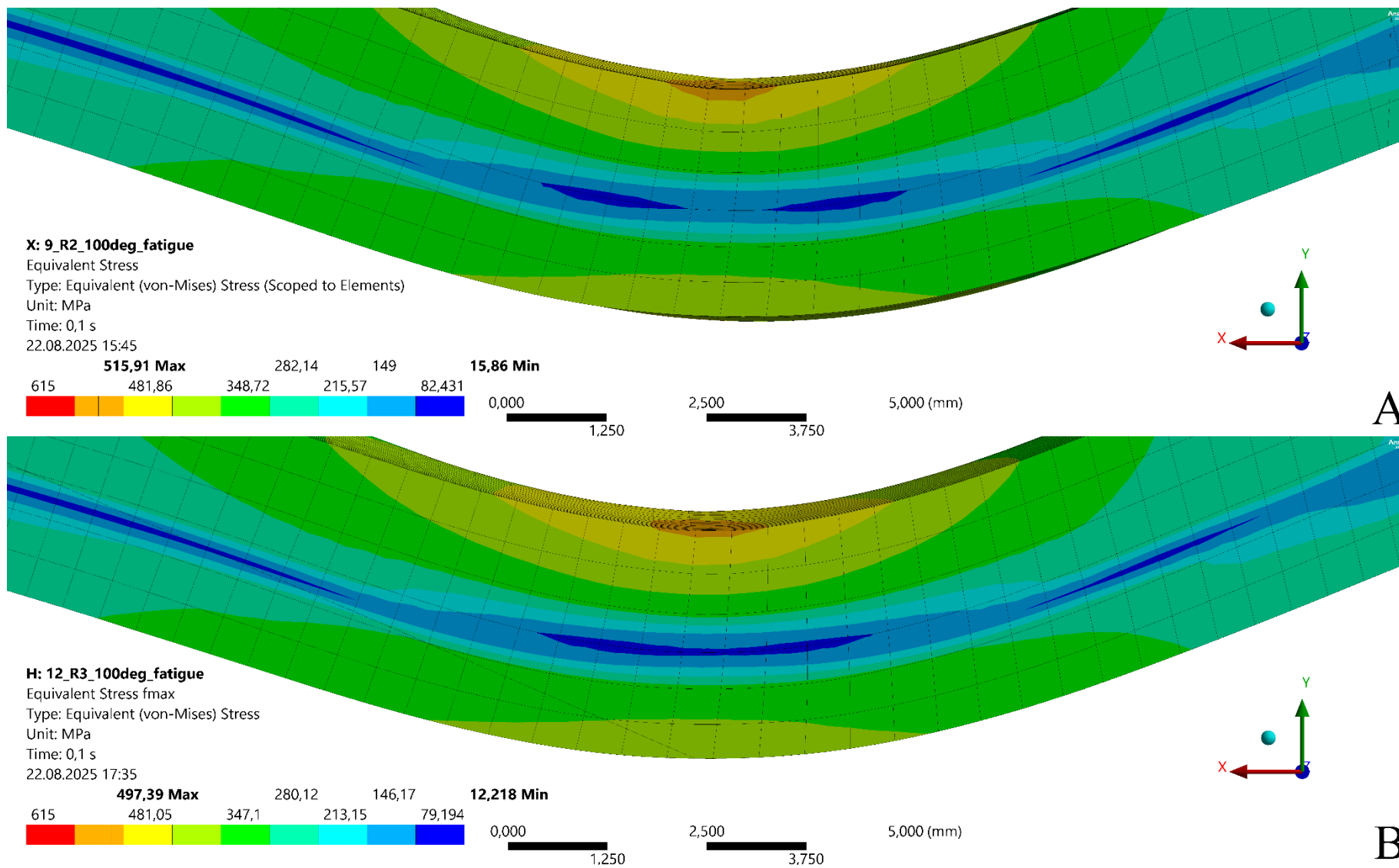
Rys. 167. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



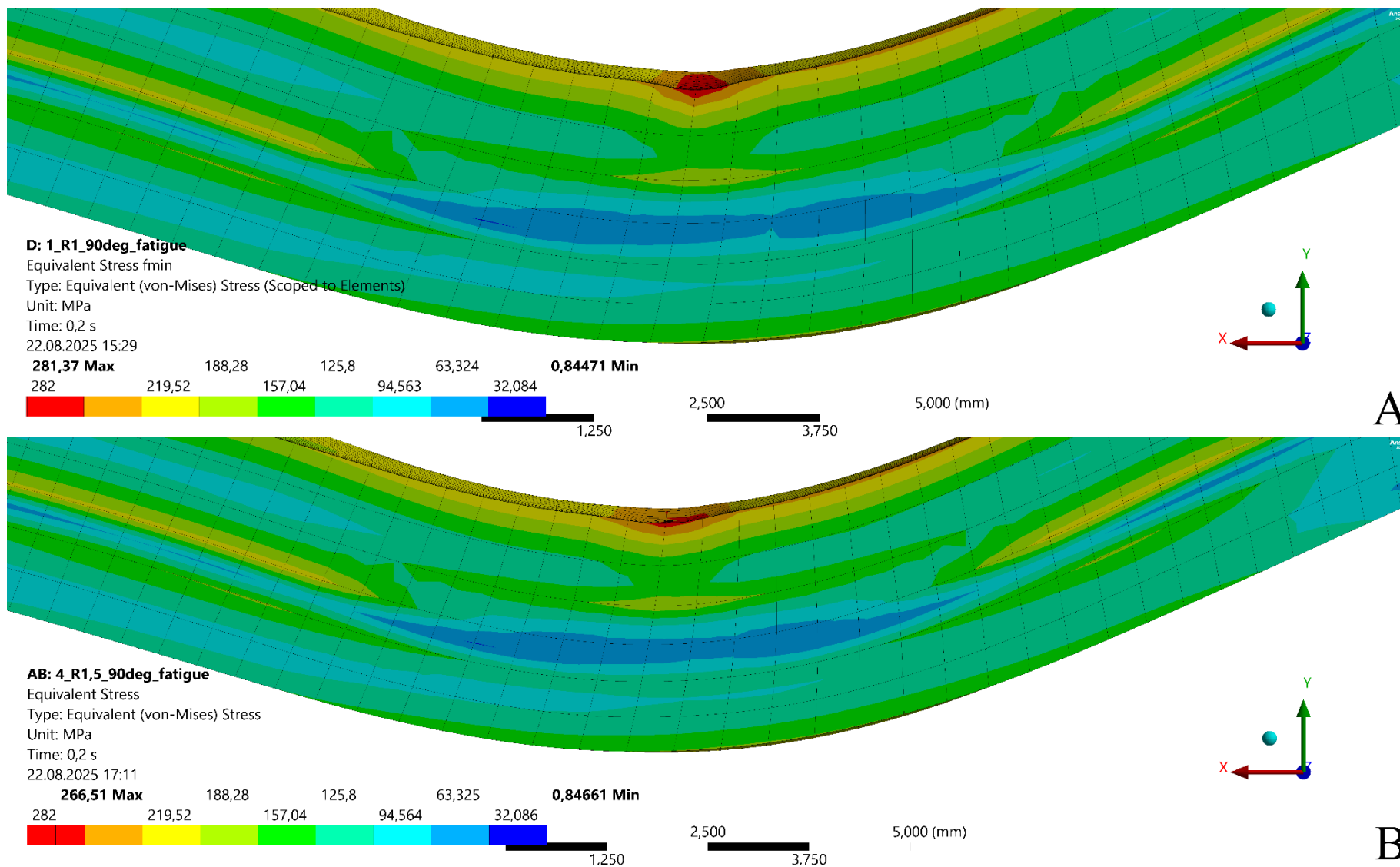
Rys. 168. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



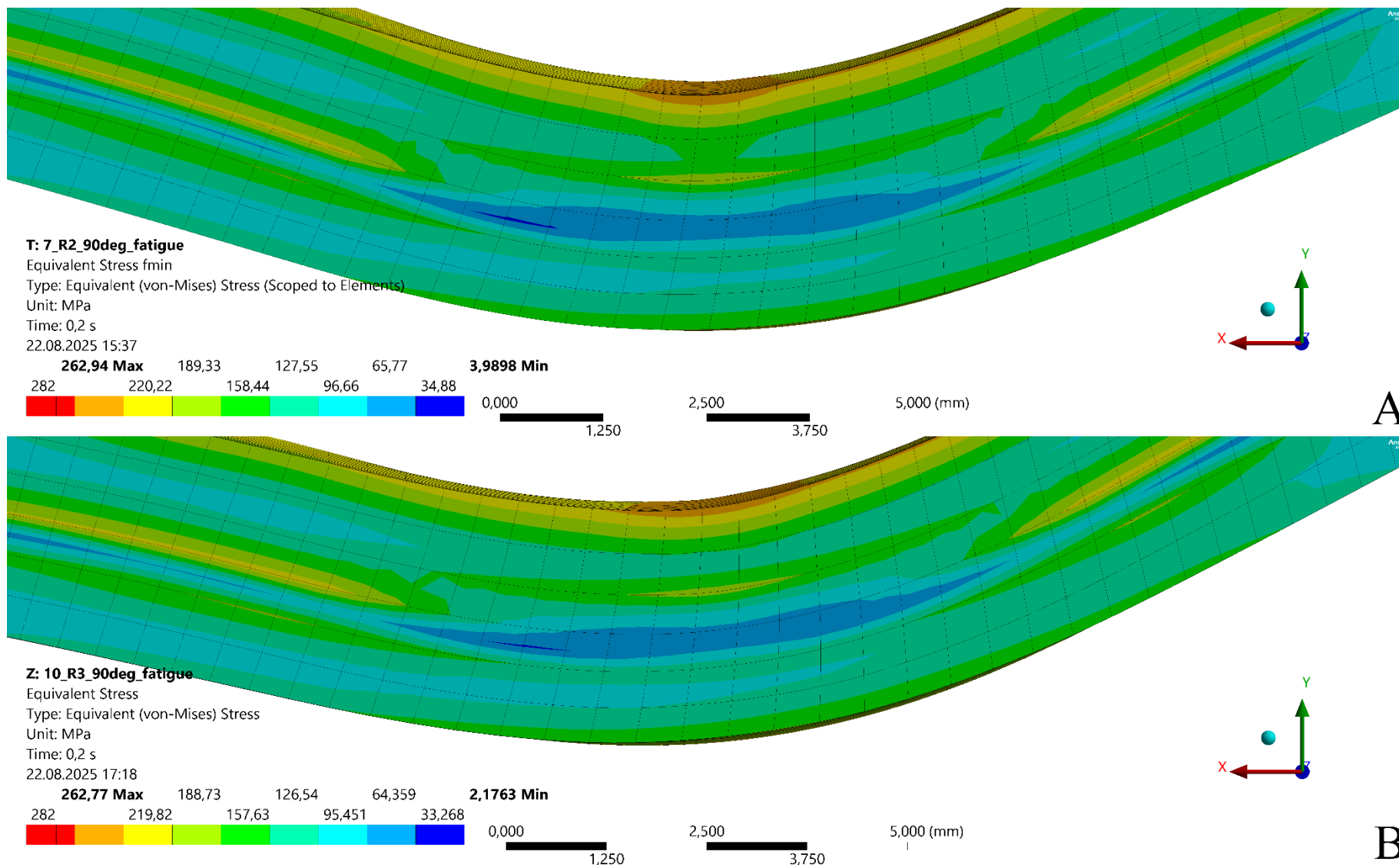
Rys. 169. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



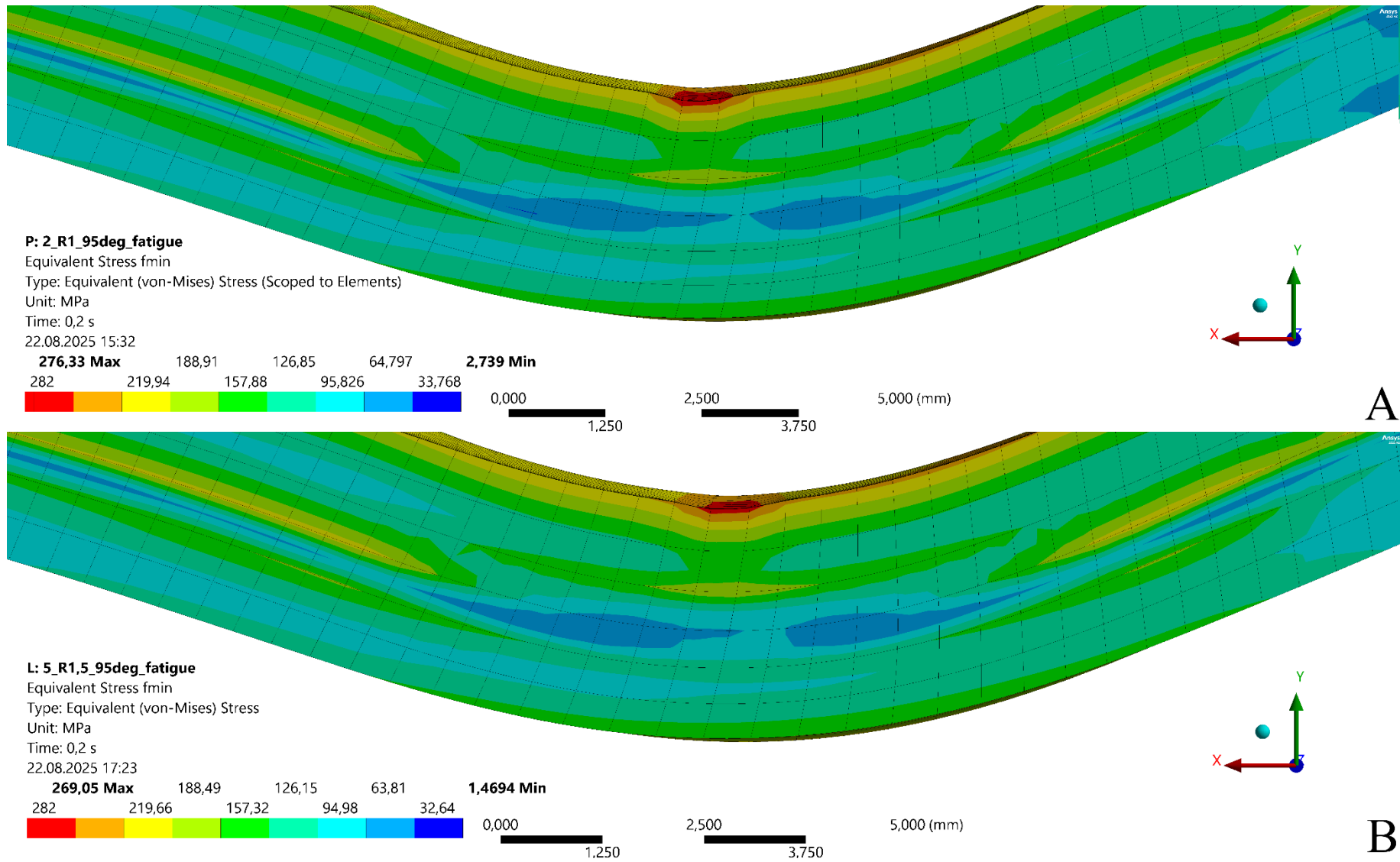
Rys. 170. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,1$  s



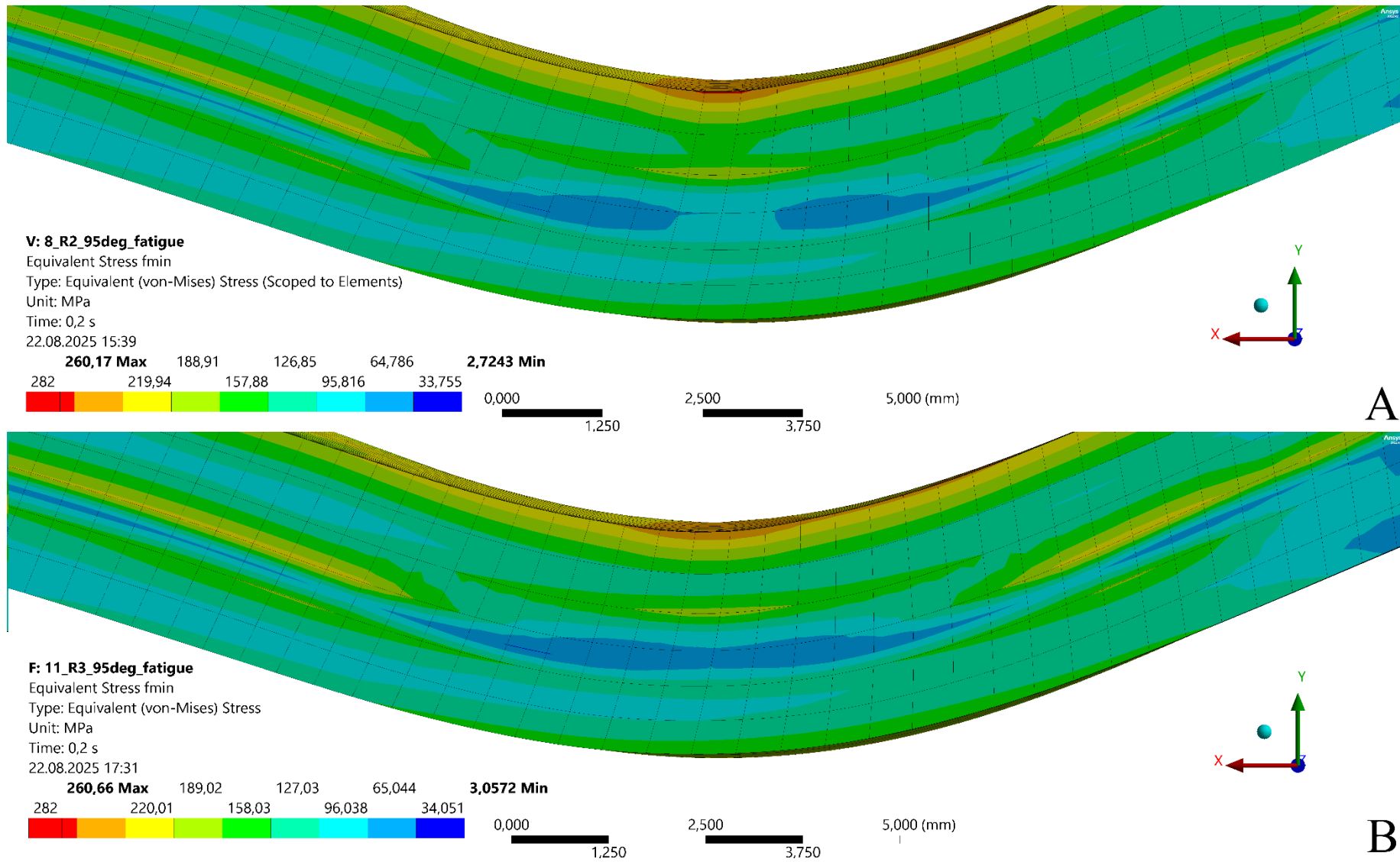
Rys. 171. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



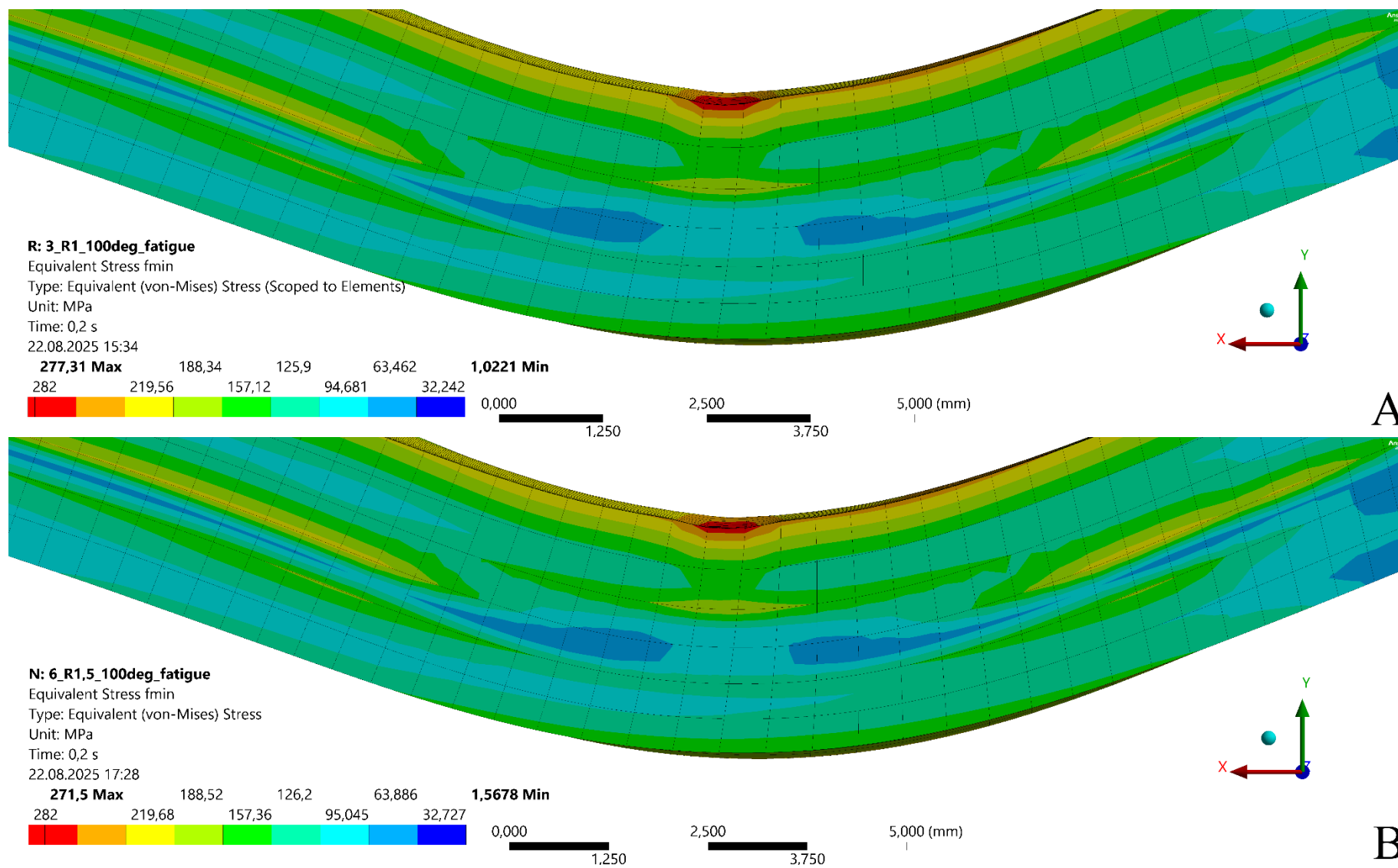
Rys. 172. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



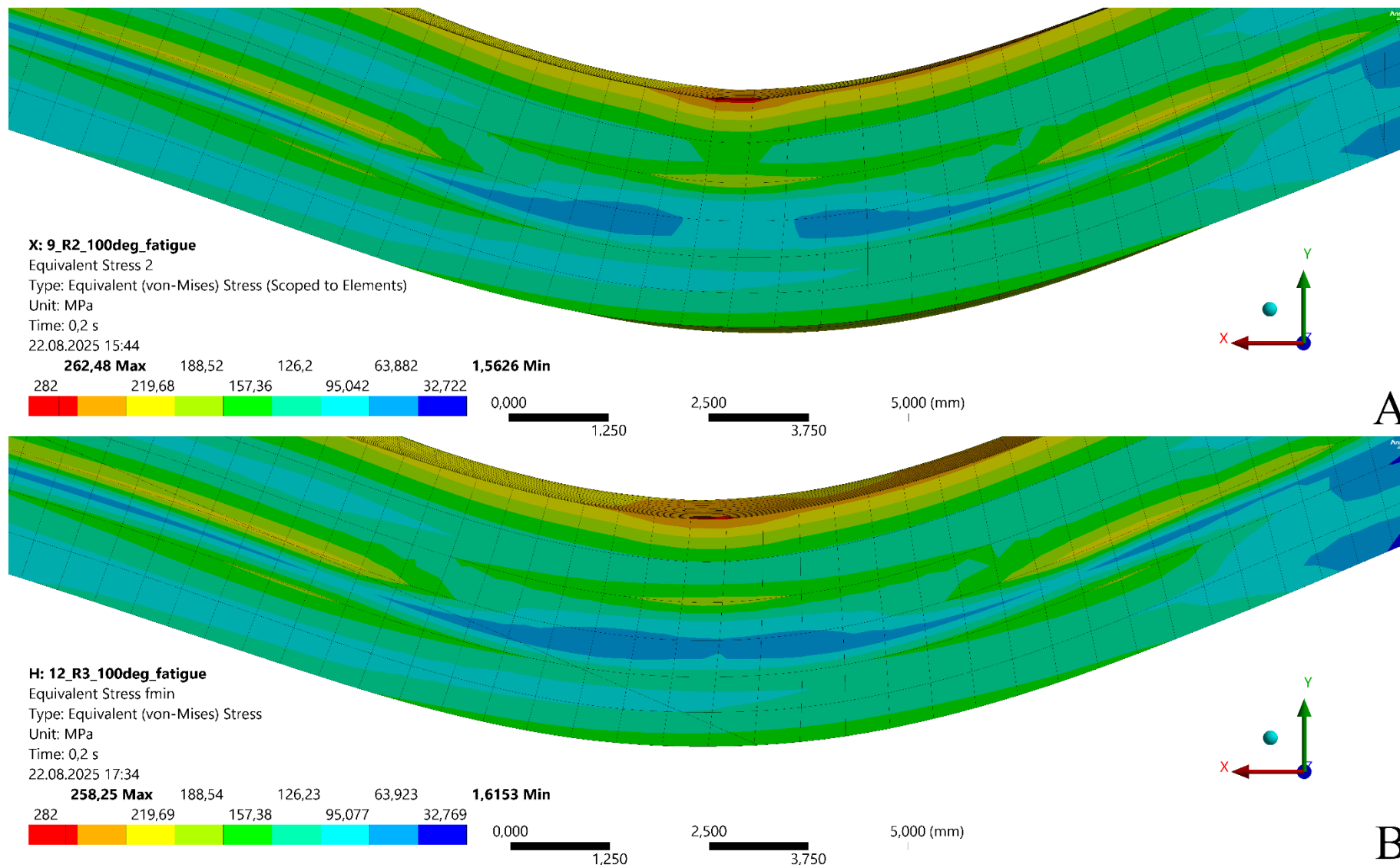
Rys. 173. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



Rys. 174. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 95^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



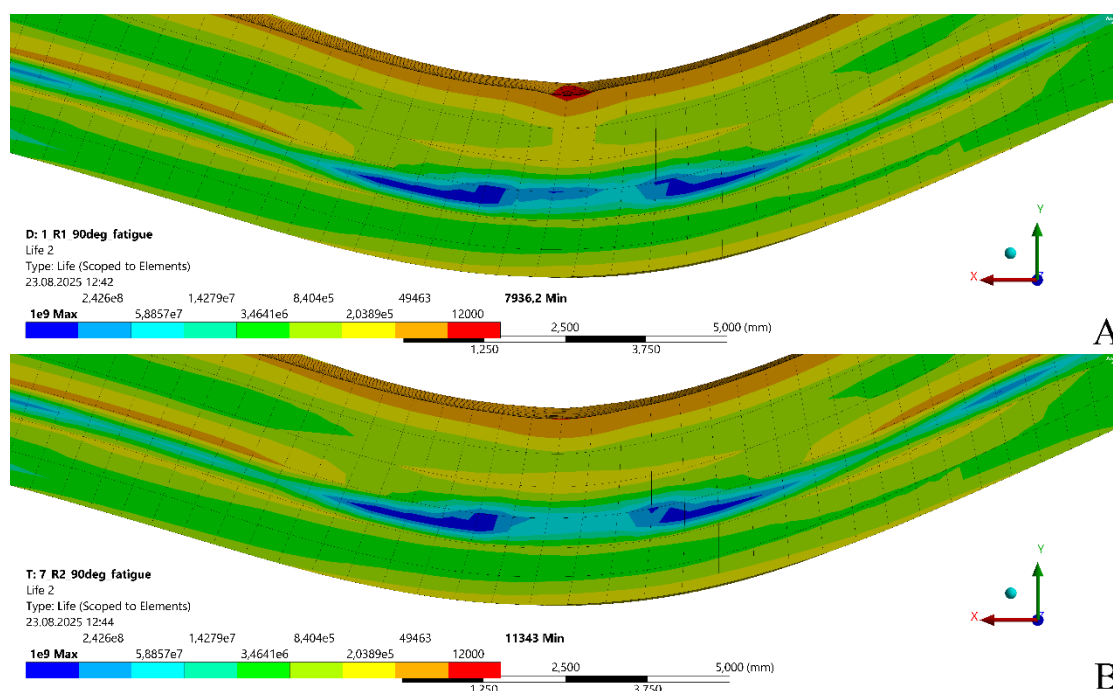
Rys. 175. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) oraz  $R_s = 1,5$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



Rys. 176. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem  $\beta = 100^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 2$  mm (A) oraz  $R_s = 3$  mm (B) dla  $t = 0,2$  s



Końcowym etapem przeprowadzonej analizy było wyznaczenie trwałości zmęczeniowej wszystkich analizowanych wariantów. Porównanie map rozkładu trwałości zmęczeniowej w przekroju wzdłużnym próbki (Rys. 177) potwierdza, że inicjacja pęknięcia następuje w bezpośrednim sąsiedztwie punktu styku stempla z powierzchnią materiału w czasie procesu wyginania, co zostało potwierdzone także na drodze eksperymentalnej. Należy zauważyć, że przedstawiony na rysunku rozkład obszarów o minimalnej trwałości nie różni się jakościowo w przypadku pozostałych wariantów, dlatego pominięto ich prezentację. W zależności od wariantu obserwuje się różną liczbę cykli obciążenia do zniszczenia (Tabela 32).



Rys. 177. Porównanie map rozkładu minimalnej trwałości zmęczeniowej w strefie krytycznej na przykładzie wyginania pod kątem  $\beta = 90^\circ$  z promieniem stempla  $R_s = 1$  mm (A) i  $R_s = 2$  mm (B)

Tabela 32. Zestawienie trwałości zmęczeniowej analizowanych wariantów

Wariant	$\sigma_{res}$ [MPa]	$\epsilon_{res}$ [-]	$\sigma_{Fmax}$ [MPa]	$\sigma_{Fmin}$ [MPa]	$\epsilon_F$ [-]	$n$ [-]
R1 90°	491,73000	0,32563	614,45000	281,37000	0,25242	7936
R1 95°	417,89000	0,32379	578,42000	276,33000	0,22732	8613
R1 100°	382,75000	0,31335	545,22000	277,31000	0,20439	8684
R1,5 90°	422,10000	0,32342	588,17000	266,51000	0,23290	9507
R1,5 95°	416,31000	0,31103	564,22000	269,05000	0,21639	9332
R1,5 100°	392,22000	0,30113	535,24000	271,50000	0,19641	9232
R2 90°	384,19000	0,31803	563,51000	253,19000	0,21513	11343
R2 95°	381,47000	0,29781	540,46000	257,64000	0,19934	10837
R2 100°	368,73000	0,28623	515,91000	262,48000	0,18254	10356
R3 90°	333,53000	0,30549	542,05000	262,77000	0,20812	12717
R3 95°	334,66000	0,29443	520,35000	260,66000	0,18527	12416
R3 100°	335,08000	0,27920	497,39000	258,25000	0,16958	11786

Gdzie:  $\sigma_{res}$  – maksymalne naprężenie po zakończeniu procesu wyginania [MPa],  $\epsilon_{res}$  – maksymalne odkształcenie po zakończeniu procesu wyginania [-],  $\sigma_{Fmax}$  – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania przy maksymalnym obciążeniu [MPa],  $\sigma_{Fmin}$  – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania po zakończeniu pojedynczego cyklu [MPa],  $\epsilon_F$  – maksymalne odkształcenie w czasie cyklicznego rozciągania [-],  $n$  – liczba cykli obciążenia do zniszczenia [-]

W celu zobrazowania danych na wykresie wprowadzono współczynnik łączący wartość kąta gięcia –  $\beta$  oraz promień stempla –  $R_s$ , który przyjmuje postać:

$$W_\beta = \frac{180^\circ - \beta}{R_s} \quad (57)$$

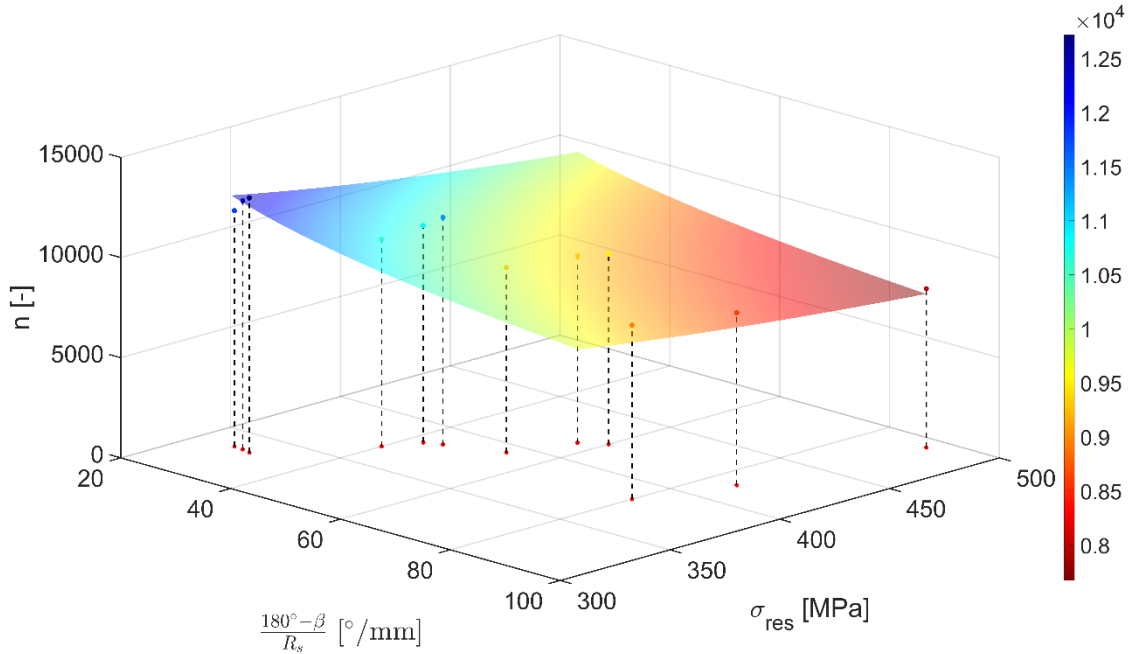
gdzie:  $W_\beta$  – współczynnik wiążący wartość kąta gięcia z promieniem stempla [°/mm],  $\beta$  – kąt gięcia, po odsprężynowaniu [°],  $R_s$  – promień stempla [mm].

Wykres (Rys. 178) przedstawia zależność cykli obciążenia od wartości współczynnika  $W_\beta$  oraz wartości maksymalnego naprężenia w strefie gięcia –  $\sigma_{res}$ . Głównym czynnikiem decydującym o wytrzymałości zmęczeniowej jest promień stempla –  $R_s$ . Wykorzystanie stempli o małych promieniach powoduje wzrost naprężeń w strefie gięcia, co przekłada się na zmniejszenie wytrzymałości zmęczeniowej wyrobów. Wykres przedstawiający wpływ promienia stempla oraz kąta gięcia na wartość naprężeń resztkowych w strefie gięcia –  $\sigma_{res}$  oraz liczbę cykli obciążenia –  $n$  (Rys. 179) potwierdza dominujący wpływ kształtu narzędzia na obie wielkości. Zwiększanie wartości  $R_s$  obniża wartość naprężeń w strefie gięcia, przekładając się na zauważalny wzrost wytrzymałości zmęczeniowej.

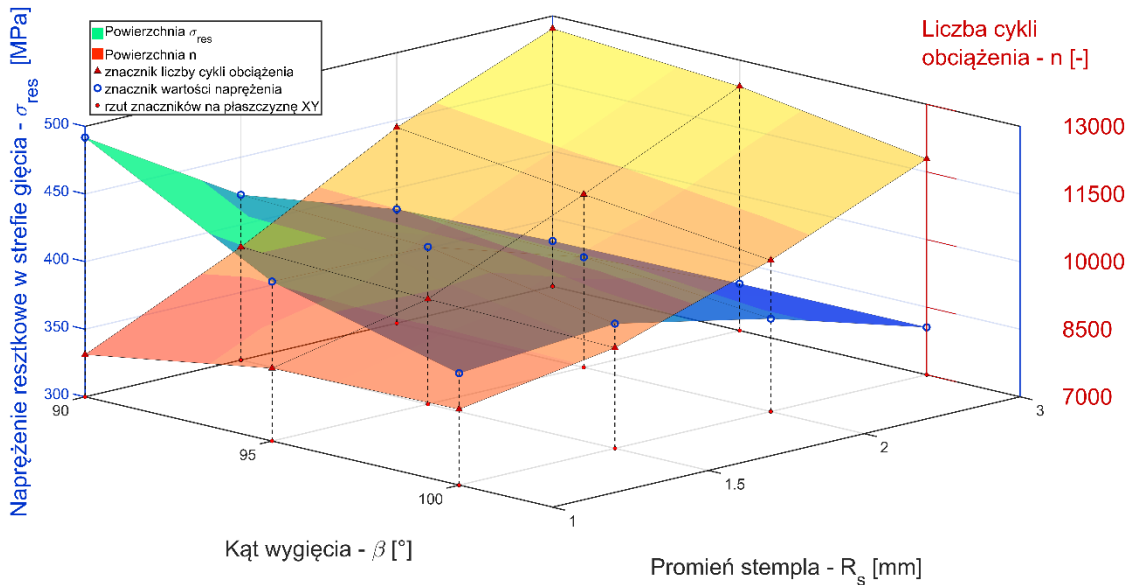
Wykorzystując modelowanie regresyjne ustalono, że funkcja opisująca prognozowaną liczbę cykli pracy elementu podczas cyklicznego rozciągania przyjmuje postać:

$$n = 1,64 \cdot 10^4 \cdot (180^\circ - \beta)^{0,691} \cdot R_s^{0,211} \cdot \sigma_{res}^{-0,616} \quad (58)$$

gdzie:  $n$  – liczba cykli pracy do zniszczenia próbki [-],  $\beta$  – kąt gięcia po odsprężynowaniu [°],  $R_s$  – promień stempla [mm],  $\sigma_{res}$  – naprężenie reszkowe w strefie obróbki powstałe w wyniku procesu gięcia [MPa].



Rys. 178. Wykres przedstawiający maksymalną liczbę cykli obciążenia w zależności od naprężenia reszkowego w strefie gięcia, kąta gięcia oraz promienia stempla wraz z powierzchnią trendu zgodną z zależnością (58)



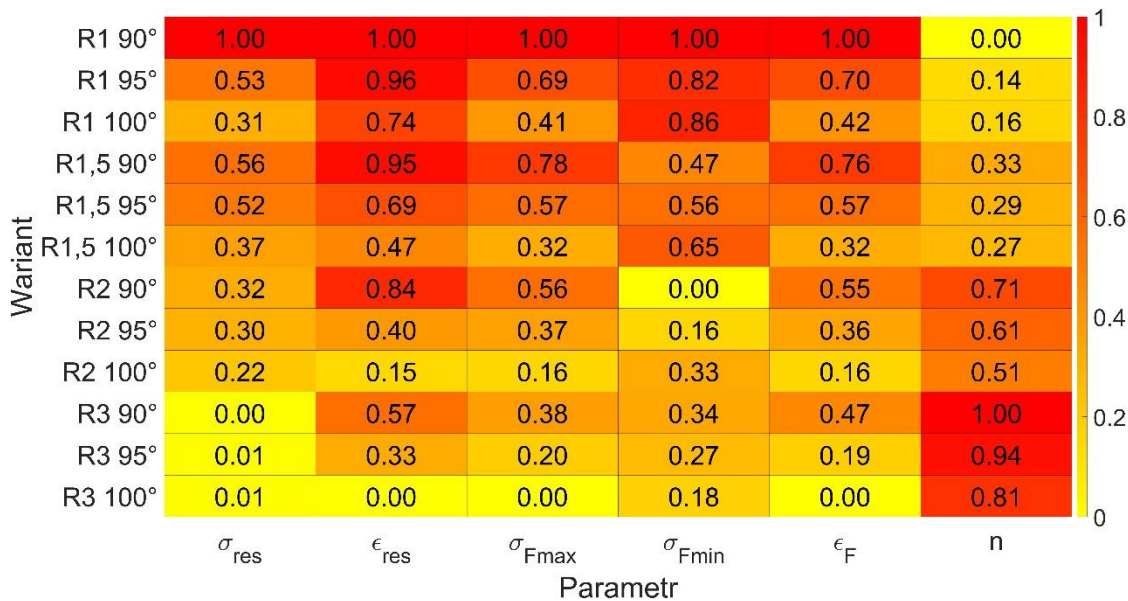
Rys. 179. Wykres przedstawiający wpływ promienia stempla –  $R_s$  [mm] oraz kąta wygięcia –  $\beta$  [°] na wielkość naprężeń reszkowych w strefie gięcia –  $\sigma_{res}$  [MPa] oraz liczbę cykli obciążenia –  $n$  [-]

W celu wizualizacji wartości wszystkich uzyskanych wyników dokonano ich normalizacji, korzystając z zależności (59), co pozwoliło przypisać im wartości

zawarte w przedziale  $\langle 0;1 \rangle$  oraz przedstawić wyniki w formie tablicy porównawczej (Rys. 180).

$$x_{norm} = \frac{x_i - x_{min}}{x_{max} - x_{min}} \quad (59)$$

Gdzie:  $x_{norm}$  – znormalizowana wartość parametru,  $x_i$  – poszczególne wartości parametrów,  $x_{min}$  – minimalna wartość parametru,  $x_{max}$  – maksymalna wartość parametru.

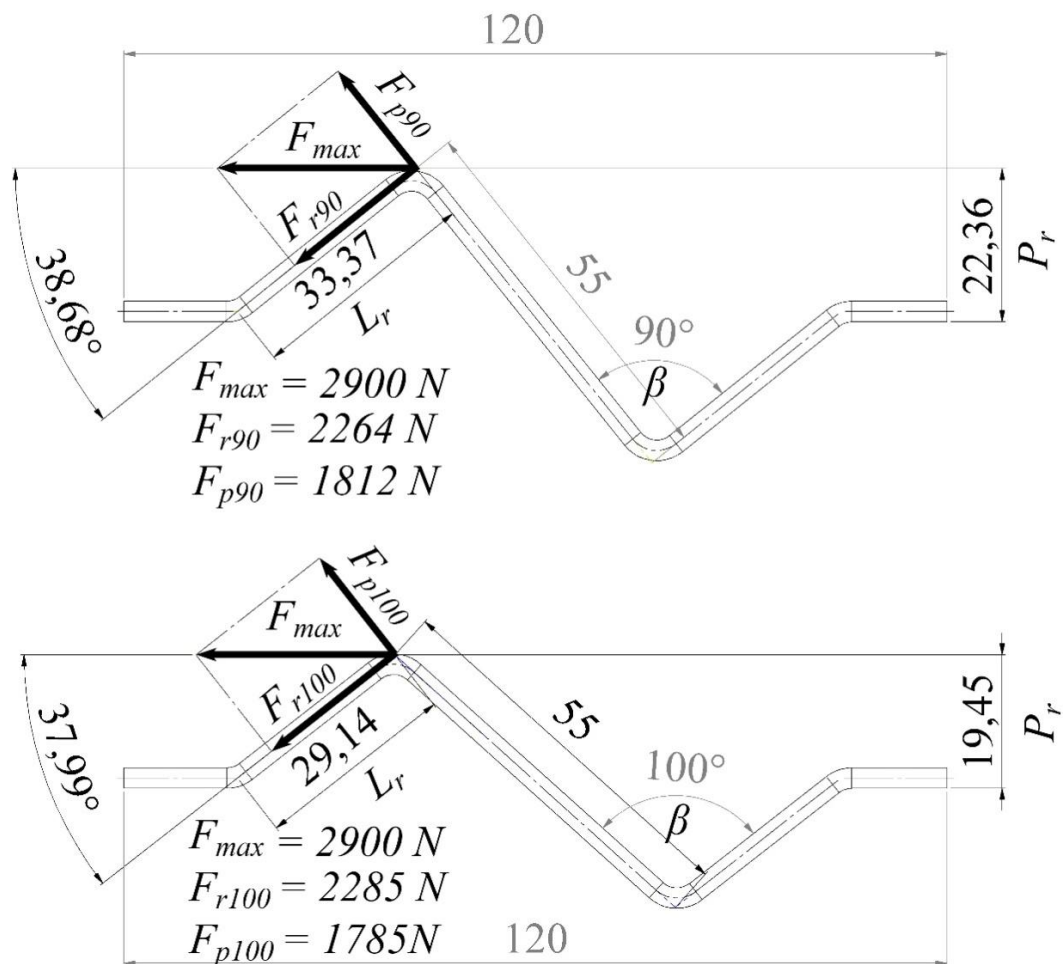


Rys. 180. Znormalizowane wartości parametrów do oceny otrzymanych wyników trwałości zmęczeniowej analizowanych wariantów;  $\sigma_{res}$  – maksymalne naprężenie po zakończeniu procesu wyginania [MPa],  $\epsilon_{res}$  – maksymalne odkształcenie po zakończeniu procesu wyginania [-],  $\sigma_{Fmax}$  – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania przy maksymalnym obciążeniu [MPa],  $\sigma_{Fmin}$  – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania po zakończeniu pojedynczego cyklu [MPa],  $\epsilon_F$  – maksymalne odkształcenie w czasie cyklicznego rozciągania [-],  $n$  – liczba cykli obciążenia do zniszczenia [-]

Analiza otrzymanych wyników pozwala stwierdzić, że zwiększenie promienia stempla do  $R_s = 3$  mm istotnie zwiększyło prognozowaną trwałość zmęczeniową. Dla kąta gięcia  $\beta = 90^\circ$  liczba cykli obciążenia wzrosła o 4781 cykli, co odpowiada zwiększeniu trwałości o 60,2%. W przypadku większych wartości kątów gięcia przyrost trwałości jest mniejszy, ale wciąż istotny i kształtuje się na poziomie 44,2% przy kącie  $\beta = 95^\circ$  oraz 35,7% dla kąta  $\beta = 100^\circ$ .

Należy zauważyć, że poza przypadkiem wykorzystania stempla o promieniu  $R_s = 1$  mm, stosowanie rozwartych kątów gięcia negatywnie wpływało na prognozowaną trwałość. Może to być związane z geometrią próbek (Rys. 115), gdzie różnice w długości ramion powodują powstawanie odmiennych momentów sił

podczas rozciągania. Zmiana kąta wygięcia powoduje, że składowa siły rozciągającej, pokrywająca się z ramieniem rozciąganej próbki, przyjmuje większą wartość (Rys. 181), co prawdopodobnie przyczynia się do zmniejszenia wytrzymałości zmęczeniowej. Porównanie wielkości składowych sił obciążających próbki o różnych kątach wygięcia przedstawiono w tabeli (Tabela 33). Dodatkowo zastosowanie kątów rozwartych oraz większych promieni stempla zwiększa sztywność próbek (Tabela 34), co wiąże się także ze zwiększeniem wartości naprężenia resztkowego w strefie krytycznej po zakończeniu pojedynczego cyklu rozciągania  $\sigma_{Fmin}$ . Na tej podstawie należy zaznaczyć, że poznanie wpływu kąta gięcia na wytrzymałość zmęczeniową wyrobów giętych wymaga dokładniejszych badań. Jednocześnie należy też mieć na uwadze, że opisane zmniejszenie wytrzymałości zmęczeniowej wynikające ze zmiany kąta gięcia –  $\beta$  jest niewielkie i można uznać je za pomijalnie małe.



Rys. 181. Ilustracja składowych sił obciążających próbki wygięte pod różnymi kątami,  $F_{max}$  – maksymalna wartość siły rozciągającej [N],  $F_r$  – składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż krótszego ramienia [N],  $F_p$  – składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż dłuższego ramienia próbki [N],  $L_r$  – długość krótszego ramienia próbki [mm],  $P_r$  – wysokość punktu przyłożenia siły [mm]

Tabela 33. Porównanie wartości składowych sił obciążających próbkę w zależności od kąta wygięcia  $-\beta$  [°]

$\beta$	$F_{max}$	$F_r$	$F_p$	$L_r$	$P_r$
90°	2900 N	2264 N	1812 N	33,37 mm	22,36 mm
95°		2269 N	1806 N	31,18 mm	20,92 mm
100°		2285 N	1785 N	29,14 mm	19,45 mm

Tabela 34. Porównanie sztywności próbek oraz maksymalnych naprężeń w strefie krytycznej dla analizowanych wariantów

Wariant	Całkowite wydłużenie próbki przy maksymalnej sile rozciągającej $-l$ [mm]	Sztywność próbki $-k$ [N/mm]	Maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania po zakończeniu pojedynczego cyklu $-\sigma_{Fmin}$ [MPa]
R1 90°	26,27	110,40	281,37
R1 95°	22,21	130,54	276,33
R1 100°	18,45	157,15	277,31
R1,5 90°	26,10	111,09	266,51
R1,5 95°	22,24	130,42	269,05
R1,5 100°	18,57	156,16	271,50
R2 90°	26,04	111,35	253,19
R2 95°	22,11	131,18	257,64
R2 100°	18,45	157,22	262,48
R3 90°	25,96	111,73	262,77
R3 95°	22,01	131,73	260,66
R3 100°	18,30	158,45	258,25

W celu walidacji uzyskanych wyników wykorzystano dane uzyskane z próby cyklicznego rozciągania, przeprowadzonej na podstawie próbek o analogicznej geometrii oraz przy tożsamy parametrach procesu. W przypadku próbek referencyjnych o promieniu stempla  $R_s = 1$  mm, wygiętych pod kątem  $\beta = 90^\circ$ , uzyskano średnią liczbę cykli do zaobserwowania pęknięcia zmęczeniowego wynoszącą 7048 powtórzeń (Tabela 22). Porównując to z wartością trwałości uzyskaną z symulacji, wynoszącą 7936 cykli, można zauważyć, że różnica wynosi niespełna 900 cykli (12,6%). W przypadku symulacji MES procesów zużycia zmęczeniowego taką dokładność można uznać za wystarczającą do uznania modelu za odpowiadający wynikom doświadczalnym [43]. Dodatkowo rzeczywista strefa inicjacji pęknięcia pokrywa się z miejscem wskazanym jako punkt o najniższej trwałości w symulacji numerycznej. Na tej podstawie można założyć, że przeprowadzona symulacja odzwierciedla wyniki doświadczalne i może stanowić podstawę do dalszego wnioskowania.

## 6.6. Opracowanie wytycznych technologicznych do projektowania wyrobów giętych ze względu na ich wytrzymałość zmęczeniową

Celem podrozdziału jest zebranie oraz podsumowanie wniosków uzyskanych z przeprowadzonych rozważań oraz opracowanie standaryzowanych wytycznych ułatwiających projektowanie procesu wyginania swobodnego blach stalowych. Dla uproszczenia w tabeli krzyżowej (Tabela 35), zestawiono wartości prognozowanej trwałości zmęczeniowej w zależności od promienia narzędzia i kąta gięcia, co może stanowić szybką tablicę referencyjną przydatną w projektowaniu procesów technologicznych.

Tabela 35. Porównanie wartości prognozowanej trwałości zmęczeniowej w zależności od promienia stempla oraz kąta gięcia

Promień gięcia – $R_s$	Kąt gięcia – $\beta$		
	90°	95°	100°
1 mm	7936 (ref)	8613 (+8,5%)	8684 (+9,4%)
1,5 mm	9507 (+19,8%)	9332 (17,6%)	9232 (+16,4%)
2 mm	11343 (+43%)	10837 (+36,5%)	10356 (+30,5%)
3 mm	12717 (+60,2%)	12416 (+56,5%)	11786 (+48,5%)

Biorąc pod uwagę uzyskane wyniki, można przedstawić uogólnione wytyczne odnośnie do projektowania procesów wyginania swobodnego blach stalowych, z zaznaczeniem, że opracowanie pełnej wersji wymaga dalszych badań potwierdzających wpływ określonych parametrów. W aktualnej wersji można uznać, że opracowane wytyczne mają zastosowanie w zakresie omówionym w niniejszej pracy, czyli do stali nisko węglowych, walcowanych na zimno, a szczególnie PN-EN 10130 DC01 oraz w zakresie zmienności badanych parametrów. Niemniej jednak, już na tym etapie, opracowane wytyczne mogą stanowić wartościową pomoc technologiczną.

Uzupełniając uzyskane wyniki wiedzą pochodzącą z dostępnej literatury naukowej, można opracować tabelę jakościowo opisującą wpływ wybranych parametrów zarówno na wartość współczynnika sprężynowania, jak i prognozowaną wytrzymałość zmęczeniową (Tabela 36). Dla jasności i łatwości interpretacji dodano piktogramy opisujące, czy zmiana ma charakter pozytywny ( $\blacktriangle$ ), negatywny ( $\blacktriangledown$ ), niejasny (?), bądź pomijalny ( $\bullet$ ). Tak przedstawiona tabela może stanowić poręczne źródło referencyjne, pomocne w projektowaniu procesów technologicznych.

Symbolem „\*” oznaczono parametry nieanalizowane bezpośrednio w ramach tej rozprawy, a ich interpretację oparto na źródłach literaturowych [43, 108].

Tabela 36. Jakościowy opis wpływu parametrów procesu wyginania swobodnego na współczynnik sprężynowania oraz wytrzymałość zmęczeniową

Parametr	Zmiana	Wpływ na współczynnik sprężynowania	Wpływ na wytrzymałość zmęczeniową
Promień stempla – $R_s$ [mm]	Zmniejszenie	Zmniejszenie ▲	Zmniejszenie ▼
	Zwiększenie	Zwiększenie ▼	Zwiększenie ▲
Kąt gięcia – $\beta$ [°] ( $\beta \geq 90^\circ$ )	Zmniejszenie (100° → 90°)	Zwiększenie ▼	Niejasny (zależny od innych parametrów) ?
	Zwiększenie (90° → 100°)	Zmniejszenie ▲	Niejasny (zależny od innych parametrów) ?
Stosunek promienia gięcia do grubości blachy – $R_g/h$ [-]	Zmniejszenie	Zmniejszenie* ▲	Zmniejszenie* ▼
	Zwiększenie	Zwiększenie* ▼	Zwiększenie* ▲
Kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania – $\theta$ [°]	0°	Zwiększenie ▼	Pomijalny ●
	90°	Zmniejszenie ▲	Pomijalny ●

Należy dodać, że wpływ promienia stempla na zjawisko sprężynowania widoczny jest szczególnie w przypadku gięcia z dużymi promieniami gięcia –  $R_g$ , co występuje w przypadku gięcia stali o wysokiej wytrzymałości [113, 132]. W przypadku niewielkich promieni gięcia  $R_g$ , typowych dla stali niskowęglowych, małe zmiany promienia zaokrąglenia stempla –  $R_s$  mają pomijalny wpływ na współczynnik sprężynowania [30], co potwierdzają także wyniki otrzymane w symulacji, gdzie dopiero zastosowanie promienia stempla  $R_s = 3$  mm miało istotny wpływ na wartość współczynnika  $K$ .

Podsumowując wytyczne przedstawione powyżej, przy projektowaniu procesów wyginania swobodnego cienkich blach ze stali niskowęglowych walcowanych na zimno, w szczególności PN-EN 10130 DC01, dla zapewnienia jak najwyższej wytrzymałości zmęczeniowej gotowego wyrobu należy:

- Zwiększyć promień zaokrąglenia stempla  $R_s$ , ze względu na niewielki wpływ tego parametru na współczynnik sprężynowania, połączony z istotnym zwiększeniem trwałości zmęczeniowej.
- Zachować kąt linii gięcia względem kierunku walcowania  $\theta = 90^\circ$ , co wynika z pomijalnego wpływu tego parametru na wytrzymałość zmęczeniową, przy

jednoczesnym korzystnym wpływie na współczynnik sprężynowania oraz dokładność kształtowanych elementów.

- Zachować stosunek promienia gięcia do grubości blachy  $R_g/h \approx 1$ , co wynika z dostępności narzędzi oraz możliwości formowania blach o różnych grubościach bez wymiany oprzyrządowania. Ma to szczególne znaczenie w praktyce przemysłowej pozwalając na minimalizację czasu przygotowawczego na rzecz czasu pracy maszyny.

Ponadto dalszych badań wymaga wyznaczenie zalecanych relacji  $R_g/h \in \langle 1,5;2 \rangle$ , gdyż dane zawarte w literaturze wskazują na pozytywny wpływ takich wartości na wytrzymałość zmęczeniową, jednak analiza tego parametru nie była przedmiotem tej rozprawy.

W projektowaniu wyrobów poddawanych procesom gięcia oraz samych procesów należy uwzględnić, że zastosowanie zwiększonego promienia stempla jednoznacznie poprawia wytrzymałość zmęczeniową wyrobów, ale wymaga przeprowadzenia analiz i korekty kształtu stempli w celu kompensacji powrotu sprężystego fragmentów wyginanego elementu.

W kolejnym rozdziale zostanie przedstawione podsumowanie przeprowadzonych badań oraz sformułowane wnioski przydatne zarówno w kontekście naukowym, jak i praktycznym.

## ROZDZIAŁ VII

### PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Rozdział ten stanowi podsumowanie rozprawy; przedstawione zostaną w nim najważniejsze wnioski, ocena realizacji celu pracy, weryfikacja hipotez, potencjalne kierunki dalszych badań oraz znaczenie aplikacyjne wyników.

#### 7.1. Podsumowanie rozprawy

Głównym celem rozprawy było opracowanie wytycznych technologicznych dotyczących projektowania procesów wyginania swobodnego blach stalowych w aspekcie zwiększenia wytrzymałości zmęczeniowej gotowego wyrobu, przy zachowaniu odpowiedniej jakości technologicznej. Jego spełnienie wiązało się z realizacją dodatkowych celów, którymi były analiza zjawisk fizycznych w strefie kontaktu kształtowanego przedmiotu z narzędziem oraz opracowanie analizy numerycznej, umożliwiającej prognozowanie zjawisk zachodzących w strefie obróbki podczas procesu i po jego zakończeniu. Dodatkowo opracowana symulacja miała na celu umożliwienie prognozowania trwałości zmęczeniowej wyrobu.

Tak zdefiniowane cele pozwoliły określić problemy naukowe rozprawy. Jednym z nich było wyznaczenie krytycznego promienia gięcia blach stalowych w kontekście optymalizacji wytrzymałości zmęczeniowej, jednak w toku prac badawczych zrezygnowano z oceny wpływu tego parametru. Podyktowane było to względami technologicznymi i aktualną praktyką przemysłową, związaną z wyginaniem cienkich blach. Kolejnym problemem naukowym było opracowanie symulacji MES procesu wyginania swobodnego blach stalowych. Korzystając z danych zebranych w czasie badań wstępnych, problem ten został rozwiązany, czego efektem było opracowanie symulacji numerycznej wykorzystującej model anizotropii plastycznej Barlata, której wyniki opublikowano w czasopiśmie naukowym [86]. Ostatnim zdefiniowanym problemem było zapewnienie odpowiedniej wytrzymałości zmęczeniowej wyrobu, przy jednoczesnej minimalizacji zjawiska powrotu sprężystego, co pokrywało się z podstawowym celem pracy. Na podstawie przeprowadzonej symulacji wykazano, że istnieje zakres zmienności promienia narzędzia, który ma nieistotny wpływ na zjawisko powrotu sprężystego, a jednocześnie znacząco zwiększa prognozowaną trwałość wyrobu.

Osiągnięcie tego etapu wymagało zastosowania różnych metod badawczych, w tym badań eksperymentalnych i numerycznych, metod planowania eksperymentu oraz analizy statystycznej wyników i obserwacji mikroskopowych. Należy zaznaczyć, że badania eksperymentalne łączyły badania typowo laboratoryjne z badaniami przeprowadzonymi w środowisku przemysłowym.

Głównym obszarem analizy był wpływ promienia zaokrąglenia stempla oraz kąta gięcia na rozkład naprężeń oraz odkształceń w strefie obróbki oraz powiązanie ich z trwałością zmęczeniową gotowego wyrobu. Wspomniana analiza została przeprowadzona na podstawie symulacji numerycznej, walidowanej danymi z badań eksperymentalnych. Dodatkowymi obszarami analizy była ocena wpływu anizotropii blachy na jakość technologiczną oraz wytrzymałość zmęczeniową wyrobu. W badaniach udowodniono, że nie istnieje istotna korelacja między orientacją linii gięcia względem kierunku walcowania a minimalną liczbą cykli obciążenia. Natomiast parametr ten ma istotny wpływ na jakość technologiczną, w szczególności na współczynnik sprężynowania, formowalność oraz walory wizualne wyrobu. Przykładem jest możliwość powstawania pasm Lüdersa podczas gięcia w orientacji  $90^\circ$  względem kierunku walcowania.

## 7.2. Weryfikacja hipotez badawczych

Na podstawie uzyskanych wyników można ocenić, czy hipoteza sformułowana na podstawie analizy dotychczasowego stanu wiedzy oraz badań wstępnych była trafna. Hipoteza miała następujące brzmienie:

***Promień krawędzi stempla ( $R_s$ ) ma istotny wpływ na wartość naprężeń w strefie gięcia po zakończeniu procesu ( $\sigma_{res}$ ) oraz na wytrzymałość zmęczeniową kształtowanych elementów. Stosowanie małych promieni ( $R_s$ ) przyczynia się do wzrostu naprężeń ( $\sigma_{res}$ ) oraz spadku wytrzymałości zmęczeniowej, przy czym stosowanie stempli o promieniu ( $R_s$ ) nie mniejszym niż 0,5 promienia gięcia ( $R_g$ ) pozwala ograniczyć zakres tych zmian.***

Analizując uzyskane wyniki należy zauważyć, że w przypadku kąta gięcia  $-\beta = 90^\circ$  zwiększenie promienia zaokrąglenia stempla z  $R_s = 1$  mm do  $R_s = 1,5$  mm pozwoliło na zwiększenie prognozowanych cykli pracy o 1571 powtórzeń (wzrost

o 19,8%), przy jednoczesnym zmniejszeniu wartości maksymalnego naprężenia resztkowego w strefie gięcia o 69,63 MPa (spadek o 14,16%). W związku z powyższym należy uznać, że przedstawiona hipoteza została potwierdzona. Dodatkowo warto zauważyć, że dalsze zwiększanie promienia stempla –  $R_s$  prowadzi do dalszej redukcji wartości naprężeń resztkowych w strefie obróbki, co z kolei przekłada się na zwiększenie liczby cykli pracy.

### 7.3. Wnioski szczegółowe

Na podstawie przeprowadzonych analiz sformułowano następujące wnioski:

1. Rozkład naprężeń zredukowanych oraz odkształceń plastycznych w strefie gięcia jest zależny od wielu czynników, do których należą, m.in.: grubość blachy oraz parametry technologiczne – kąt gięcia ( $\beta$ ), promień gięcia ( $R_g$ ), geometria narzędzi, a głównie promień stempla ( $R_s$ ) i kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania ( $\theta$ ). Parametry te wpływają na skalę zjawiska powrotu sprężystego, a także wytrzymałość zmęczeniową. Przeprowadzone symulacje oraz badania eksperymentalne potwierdziły, że skala zjawiska powrotu sprężystego jest zależna od orientacji linii gięcia względem kierunku walcowania, kąta gięcia, promienia stempla oraz grubości blachy.
2. W przypadku stali węglowej walcowanej na zimno, jaką jest PN-EN 10130 DC01, wpływ orientacji linii gięcia względem kierunku walcowania na wytrzymałość zmęczeniową jest pomijalnie mały, mimo znaczącego wpływu na wartość powrotu sprężystego, co zostało potwierdzone na drodze doświadczalnej. Różnica pomiędzy średnią liczbą cykli pracy do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego dla próbek wykonanych w orientacji wzdłużnej oraz poprzecznej wynosi 633 cykle, co stanowi 9,4%. Natomiast różnica pomiędzy cyklami obciążenia do całkowitego zniszczenia próbki wynosi odpowiednio 426 cykli, co stanowi 3,7%.
3. Mimo porównywalnej liczby cykli pracy do zniszczenia pomiędzy próbkami obciążanymi wzdłużnie oraz poprzecznie, oględziny mikroskopowe oraz analiza topografii powierzchni przelomu ujawniły istotne różnice w charakterze propagacji pęknięcia (Rys. 105 – Rys. 107), które potwierdzają także różnice w wartości statystycznych parametrów wysokościowych (Tabela 23).

4. Wykorzystanie stempli o małym promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm powoduje powstanie charakterystycznej bruzdy w strefie kontaktu, stanowiącej strefę koncentracji odkształceń plastycznych. Po odciążeniu w strefie tej, bezpośrednio poniżej punktu styku narzędzia i materiału obrabianego występuje obszar wzmożonej koncentracji naprężeń. W przypadku stempli o promieniach zaokrąglenia  $R_s \geq 2$  mm strefa taka nie występuje, a rozkład naprężeń jest jednorodny i obejmuje większą objętość materiału kształtowanego (Rys. 137, Rys. 138).
5. Tworzenie się bruzdy, spowodowane użyciem stempla o promieniu zaokrąglenia  $R_s = 1$  mm, stanowi miejsce koncentracji naprężeń również podczas cyklicznego rozciągania, co jest jednym z decydujących czynników obniżających trwałość zmęczeniową (Rys. 165).
6. We wszystkich analizowanych przypadkach miejsce inicjacji pęknięcia zmęczeniowego występuje tuż poniżej miejsca styku stempla z materiałem kształtowanym (Rys. 177). Wynika to z faktu, że region ten charakteryzuje się najwyższymi wartościami naprężeń zredukowanych i odkształceń plastycznych, co potwierdza, iż poziom naprężeń i odkształceń należy do kluczowych parametrów decydujących o niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej.
7. Zastosowanie stempli o promieniach większych niż  $R_s = 1$  mm ( $R_s \geq 1,5$  mm) wyraźnie zwiększa wytrzymałość zmęczeniową we wszystkich analizowanych przypadkach. Dodatkowo poprawia ono walory wizualne wyrobu dzięki ograniczeniu widoczności bruzdy powstającej w wyniku płynięcia materiału na boki pod naciskiem stempla. Jednocześnie wykazano, że istnieje zakres promieni stempla, który nie wpływa istotnie na współczynnik sprężynowania, co znajduje również potwierdzenie w literaturze naukowej [30].
8. Należy zauważyć, że działania wpływające pozytywnie na trwałość zmęczeniową, takie jak zwiększenie wartości stosunku promienia gięcia do grubości blachy –  $R_g/h$ , czy zwiększenie promienia stempla –  $R_s$ , prowadzą jednocześnie do niekorzystnego wzrostu wartości współczynnika sprężynowania [43, 108, 132]. W związku z tym odpowiednie projektowanie procesu wymaga określenia priorytetów i przeprowadzenia optymalizacji pod kątem przewidywanego zastosowania. Przy czym należy mieć na uwadze, że ewentualna kompensacja

zjawiska sprężynowania jest zagadnieniem mniej złożonym w aspekcie technologicznym.

#### **7.4. Teza wynikająca z pracy**

Przeprowadzone analizy oraz uzyskane wyniki pozwalają na sformułowanie następującej tezy:

*Zastosowanie zwiększonego promienia stempla w procesie wyginania swobodnego stali PN-EN 10130 DC01 jednoznacznie poprawia wytrzymałość zmęczeniową wyrobów, ale wymaga analiz i korekty kształtu stempli w celu kompensacji powrotu sprężystego fragmentów wyginanego elementu.*

#### **7.5. Potencjalne zastosowanie aplikacyjne wyników**

Zużycie zmęczeniowe jest jedną z głównych przyczyn awarii urządzeń przemysłowych, więc jego poprawne przewidywanie oraz projektowanie, nastawione na wydłużenie cykli pracy, a tym samym wydłużenie interwałów serwisowych, może stanowić o realnych korzyściach z punktu widzenia przedsiębiorstwa przemysłowego.

Opracowane na podstawie uzyskanych wyników wytyczne dotyczące projektowania procesów wyginania swobodnego mogą stanowić pomoc dla technologów z wielu branż przemysłowych, w których wykorzystuje się kształtowanie plastyczne przez gięcie, a także tam, gdzie trwałość komponentów jest istotna ze względów bezpieczeństwa bądź ekonomicznych. Należy zauważyć, że w przedstawionej pracy wzięto pod uwagę jedynie ograniczony zestaw parametrów i należy dążyć ich rozwinięcia poprzez kolejne badania. Jednak już na tym etapie opracowane wytyczne mogą okazać się użyteczne.

#### **7.6. Potencjalne kierunki dalszych badań**

Ze względu na ograniczenia wynikające z dostępności aparatury badawczej oraz ośrodków przemysłowych, a także z uwagi na zakres samej rozprawy doktorskiej, nie było możliwe zbadanie wpływu wszystkich parametrów procesu gięcia na wytrzymałość zmęczeniową wyrobu. Naturalne jest również to, że niektóre wyniki otwierają nowe potencjalne drogi badawcze. W związku z tym można zaproponować rozszerzenie zakresu przedstawionej rozprawy, które mogłoby być realizowane

w ramach kolejnych projektów badawczych oraz upowszechniane w postaci publikacji naukowych.

Naturalnym kierunkiem wydaje się skonfrontowanie otrzymanych wyników z realiami kształtowania innych materiałów, w szczególności zaawansowanych – takich jak stale wysokiej wytrzymałości (AHSS oraz UHSS), stopy tytanu, czy materiały kompozytowe – a także materiałami o silnie zaznaczonej anizotropii, takich jak stale elektrotechniczne. Wskazane jest również zbadanie wpływu innych parametrów procesu gięcia.

W przedstawionej rozprawie skupiono się na analizie niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej, co w dużej mierze podyktowane było optymalizacją czasu trwania badań eksperymentalnych. Dla lepszego odzwierciedlenia zastosowań przemysłowych, zasadne byłoby przeprowadzenie analizy wpływu zbadanych parametrów na trwałość gotowego wyrobu w zakresie wysokocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej.

Choć próbki użyte do badań wykonano z wykorzystaniem technologii przemysłowej, ich geometria odpowiadała przede wszystkim wymaganiom badań laboratoryjnych. Cennym kierunkiem dalszych prac byłaby analiza porównawcza trwałości zmęczeniowej rzeczywistych wyrobów produkowanych zgodnie z opracowanymi wytycznymi.

Podczas prac badawczych oraz analizy wyników opracowano autorskie aplikacje służące do oceny obrazu struktury na zglądach metalograficznych materiałów, charakteryzujących się wyraźną granicą ziaren. Aplikacje te umożliwiają również ocenę przemieszczeń punktów charakterystycznych naniesionych na próbkę. Istnieje możliwość ich dalszego rozwoju i dopracowania, tak aby mogły pełnić funkcję narzędzi wspomagających różnorodne analizy.

# LITERATURA

- [1] anizotropia - Encyklopedia PWN - źródło wiarygodnej i rzetelnej wiedzy: <https://encyklopedia.pwn.pl/haslo/anizotropia;3869640.html>. Accessed: 2022-02-20.
- [2] Antony, J. 2014. 6 - Full Factorial Designs. *Design of Experiments for Engineers and Scientists (Second Edition)*. J. Antony, ed. Elsevier. 63–85.
- [3] Arola, A.-M., Kaijalainen, A., Kesti, V., Troive, L., Larkiola, J. and Porter, D. 2021. The effect of mechanical behavior on bendability of ultrahigh-strength steel. *Materials Today Communications*. 26, (Mar. 2021), 101943. <https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2020.101943>.
- [4] Bakhshi-Jooybari, M., Rahmani, B., Daezadeh, V. and Gorji, A. 2009. The study of spring-back of CK67 steel sheet in V-die and U-die bending processes. *Materials & Design*. 30, 7 (Aug. 2009), 2410–2419. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.10.018>.
- [5] Banabic, D. 2000. Anisotropy of Sheet Metal. *Formability of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits*. D. Banabic, H.-J. Bunge, K. Pöhlandt, A.E. Tekkaya, and D. Banabic, eds. Springer. 119–172.
- [6] Banabic, D. 2000. Forming Limits of Sheet Metal. *Formability of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits*. D. Banabic, H.-J. Bunge, K. Pöhlandt, A.E. Tekkaya, and D. Banabic, eds. Springer. 173–214.
- [7] Barlat, F., Aretz, H., Yoon, J.W., Karabin, M.E., Brem, J.C. and Dick, R.E. 2005. Linear transformation-based anisotropic yield functions. *International Journal of Plasticity*. 21, 5 (May 2005), 1009–1039. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2004.06.004>.
- [8] Barlat, F., Brem, J.C., Yoon, J.W., Chung, K., Dick, R.E., Lege, D.J., Pourboghrat, F., Choi, S.-H. and Chu, E. 2003. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory. *International Journal of Plasticity*. 19, 9 (Sep. 2003), 1297–1319. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(02\)00019-0](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00019-0).
- [9] Barlat, F., Lege, D.J. and Brem, J.C. 1991. A six-component yield function for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*. 7, 7 (Jan. 1991), 693–712. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(91\)90052-Z](https://doi.org/10.1016/0749-6419(91)90052-Z).
- [10] Barlat, F. and Lian, K. 1989. Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I: A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions. *International Journal of Plasticity*. 5, 1 (Jan. 1989), 51–66. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(89\)90019-3](https://doi.org/10.1016/0749-6419(89)90019-3).
- [11] Baseri, H., Bakhshi-Jooybari, M. and Rahmani, B. 2011. Modeling of spring-back in V-die bending process by using fuzzy learning back-propagation algorithm. *Expert Systems with Applications*. 38, 7 (Jul. 2011), 8894–8900. <https://doi.org/10.1016/j.eswa.2011.01.102>.
- [12] Basquin, O.H. 1910. The exponential law of endurance tests. *American Society for Testing and Materials*. 10, (1910), 625–630.
- [13] Bednarski, T. 1995. *Mechanika plastycznego płynięcia w zarysie*. Wydaw. Naukowe PWN.
- [14] Béres, G., Lukács, Z. and Tisza, M. 2020. Springback Evaluation of Tailor Welded Blanks at V-die Bending made of DP Steels. *Procedia Manufacturing*. 47, (2020), 1366–1373. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.266>.
- [15] Béres, G., Lukacs, Z. and Tisza, M. 2020. Springback Evaluation of Tailor Welded Blanks at V-die Bending made of DP Steels. *Procedia Manufacturing*. 47, (Jan. 2020), 1366–1373. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.04.266>.
- [16] Bethea, R.M. 2019. *Statistical methods for engineers and scientists*. CRC Press.
- [17] Bloch, H.P. and Geitner, F.K. 2012. *Machinery failure analysis and troubleshooting*. BH/Elsevier.
- [18] Brown, M.W. and Miller, K.J. 1979. BIAXIAL CYCLIC DEFORMATION BEHAVIOUR OF STEELS. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 1, 1 (Jan. 1979), 93–106. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1979.tb00369.x>.

- [19] Buckley, M.A. and Norman, D.P. 2011. Validation of a virtual method for fracture prediction in the automotive body structure: a key enabler for light weight vehicles. *Innovations in Fuel Economy and Sustainable Road Transport*. Woodhead Publishing, 123–132.
- [20] Calle, M.A.G. and Alves, M. 2015. A review-analysis on material failure modeling in ship collision. *Ocean Engineering*. 106, (Sep. 2015), 20–38. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2015.06.032>.
- [21] Cazacu, O., Plunkett, B. and Barlat, F. 2006. Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed metals. *International Journal of Plasticity*. 22, 7 (Jul. 2006), 1171–1194. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2005.06.001>.
- [22] Çetkin, A. 2024. Fatigue Properties of Zinc Coated Low Carbon Steel Sheet Joints by the Means of Spot Welding. *Deu Muhendislik Fakultesi Fen ve Muhendislik*. 26, 77 (May 2024), 299–306. <https://doi.org/10.21205/deufmd.2024267714>.
- [23] Chen, Z., Dai, Y. and Liu, Y. 2024. Structural fatigue crack propagation simulation and life prediction based on improved XFEM-VCCT. *Engineering Fracture Mechanics*. 310, (Nov. 2024), 110519. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2024.110519>.
- [24] Coffin, L.F., Jr. 2022. A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*. 76, 6 (Jul. 2022), 931–949. <https://doi.org/10.1115/1.4015020>.
- [25] Colosio, M.A., De Andrade, A.H.P. and Dos Santos, J.C. 2000. OVERVIEW OF AUTOMOTIVE COMPONENT FAILURES. (Dec. 2000), 2000-01–3231.
- [26] Czerwinski, F. 2021. Current Trends in Automotive Lightweighting Strategies and Materials. *Materials*. 14, 21 (Jan. 2021), 6631. <https://doi.org/10.3390/ma14216631>.
- [27] Dannbauer, H., Gaier, C. and Aichberger, W. 2007. Integrating the Results from Process Simulation into Fatigue Life Prediction. (Jan. 2007), 2007-26–071.
- [28] Dasappa, P., Inal, K. and Mishra, R. 2012. The effects of anisotropic yield functions and their material parameters on prediction of forming limit diagrams. *International Journal of Solids and Structures*. 49, 25 (Dec. 2012), 3528–3550. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.04.021>.
- [29] Deng, G.J., Tu, S.T., Wang, Q.Q., Zhang, X.C. and Xuan, F.Z. 2014. Small fatigue crack growth mechanisms of 304 stainless steel under different stress levels. *International Journal of Fatigue*. 64, (Jul. 2014), 14–21. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2014.01.027>.
- [30] Elkins, K.L. and Sturges, R.H. 1999. Springback Analysis and Control in Small Radius Air Bending. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 121, 4 (Nov. 1999), 679–688. <https://doi.org/10.1115/1.2833103>.
- [31] Erbel, J. ed. 2001. Obróbka plastyczna. *Encyklopedia technik wytwarzania stosowanych w przemyśle maszynowym. T. I. Odlewnictwo. Obróbka plastyczna. Przetwórstwo tworzyw sztucznych. Spawalnictwo*. OWPW. 44–125.
- [32] Facchinetti, M.L., Weber, B., Doudard, C. and Calloch, S. 2009. Coupling of Forming Process and Fatigue Design Computations: A Local Approach. *Advanced Engineering Materials*. 11, 9 (Sep. 2009), 736–741. <https://doi.org/10.1002/adem.200900041>.
- [33] Fentahun, M.A. and Savaş, P.D.M.A. 2018. Materials Used in Automotive Manufacture and Material Selection Using Ashby Charts. *International Journal of Materials Engineering*. 8, 3 (2018), 40–54.
- [34] Flasker, J. 2001. Numerical simulation of surface pitting due to contact loading. *International Journal of Fatigue*. 23, 7 (Aug. 2001), 599–605. [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(01\)00020-2](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00020-2).
- [35] Galtier, A., Cugy, P., Maronne, E., Yoshida, Y., Seto, A. and Robert, J.-L. 2003. Integration of process operation in the fatigue calculation of sheets structural parts. (Oct. 2003), 2003-01–2879.
- [36] Gauthier, J., Krause, T.W. and Atherton, D.L. 1998. Measurement of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique. *NDT & E International*. 31, 1 (Feb. 1998), 23–31. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(97\)00023-6](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(97)00023-6).
- [37] Gedeon, M. 2009. Elastic springback. *Technical Tidbits*. 11, (2009).

- [38] Ghassemieh, E. 2011. Materials in Automotive Application, State of the Art and Prospects. *New Trends and Developments in Automotive Industry*.
- [39] Gladshstein, L.I., Larionova, N.P. and Belyaev, B.F. 2012. Effect of ferrite-pearlite microstructure on structural steel properties. *Metallurgist*. 56, 7–8 (Nov. 2012), 579–590. <https://doi.org/10.1007/s11015-012-9619-3>.
- [40] Glodež, S. and Ren, Z. 1998. Modelling of crack growth under cyclic contact loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 30, 2 (Oct. 1998), 159–173. [https://doi.org/10.1016/S0167-8442\(98\)00053-6](https://doi.org/10.1016/S0167-8442(98)00053-6).
- [41] Gloria, A., Montanari, R., Richetta, M. and Varone, A. 2019. Alloys for Aeronautic Applications: State of the Art and Perspectives. *Metals*. 9, 6 (Jun. 2019), 662. <https://doi.org/10.3390/met9060662>.
- [42] Gomes, C., Onipede, O. and Lovell, M. 2005. Investigation of springback in high strength anisotropic steels. *Journal of Materials Processing Technology*. 159, 1 (Jan. 2005), 91–98. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.423>.
- [43] Gothivarekar, S., Coppieters, S., Talemi, R. and Debruyne, D. 2021. Effect of bending process on the fatigue behaviour of high strength steel. *Journal of Constructional Steel Research*. 182, (Jul. 2021), 106662. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106662>.
- [44] Gupta, T. and Payal, H. 2016. Investigative Study on Bending and Spring Back of Electro Galvanized Steel. (Jan. 2016).
- [45] Gupta, T.R. and Payal, H.S. 2017. Effect of Tooling Parameters on Bending Force in Air Bending of CR4 steel. *International Journal of Theoretical and Applied Mechanics*. 12, 3 (Aug. 2017), 375. <https://doi.org/10.37622/IJTAM/12.3.2017.375-388>.
- [46] Gupta, T.R., Sidhu, S.S. and Payal, H.S. 2018. Effect of die width on spring back of electrogalvanized CR4 steel during air bending. *Materials Today: Proceedings*. 5, 9, Part 3 (Jan. 2018), 18416–18425. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2018.06.182>.
- [47] Hahn, G.T. 1962. A model for yielding with special reference to the yield-point phenomena of iron and related bcc metals. *Acta Metallurgica*. 10, 8 (Aug. 1962), 727–738. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(62\)90041-X](https://doi.org/10.1016/0001-6160(62)90041-X).
- [48] Hallquist, J.O. ed. 2006. *LS-DYNA Theory Manual*. Livermore Software Technology Corporation.
- [49] Harkness, J. 1989. Prediction of Elastic Springback in Forming of Heat Treatable and Mill Hardened Tempers of Beryllium Copper Strip. *Proceedings of the 1989 IICIT Conference*. (1989).
- [50] Hencky, H. 1924. Zur Theorie plastischer Deformationen und der hierdurch im Material hervorgerufenen Nachspannungen. *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*. 4, 4 (Jan. 1924), 323–334. <https://doi.org/10.1002/zamm.19240040405>.
- [51] Hill, R. 1948. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. 193, 1033 (May 1948), 281–297. <https://doi.org/10.1098/rspa.1948.0045>.
- [52] Hill, R. 1993. A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals. *International Journal of Mechanical Sciences*. 35, 1 (Jan. 1993), 19–25. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(93\)90061-X](https://doi.org/10.1016/0020-7403(93)90061-X).
- [53] Hill, R. 1990. Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 38, 3 (Jan. 1990), 405–417. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(90\)90006-P](https://doi.org/10.1016/0022-5096(90)90006-P).
- [54] Hill, R. 2009. *The mathematical theory of plasticity*. Clarendon Press.
- [55] Hirsch, J. and Al-Samman, T. 2013. Superior light metals by texture engineering: Optimized aluminum and magnesium alloys for automotive applications. *Acta Materialia*. 61, 3 (Feb. 2013), 818–843. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2012.10.044>.
- [56] Hosford, W.F. and Caddell, R.M. 2007. *Metal forming: mechanics and metallurgy*. Cambridge University Press.
- [57] Hou, L.G., Xiao, W.L., Su, H., Wu, C.M., Eskin, D.G., Katgerman, L., Zhuang, L.Z. and Zhang, J.S. 2021. Room-temperature low-cycle fatigue and fracture behaviour of

- asymmetrically rolled high-strength 7050 aluminium alloy plates. *International Journal of Fatigue*. 142, (Jan. 2021), 105919. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105919>.
- [58] Hou, Y., Min, J., Lee, H.-R., Ha, J., Park, N. and Lee, M.-G. 2024. A generalized, computationally versatile plasticity model framework - Part II: Theory and verification focusing on shear anisotropy. *International Journal of Plasticity*. 183, (Dec. 2024), 104158. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2024.104158>.
- [59] Hu, W. 2005. An orthotropic yield criterion in a 3-D general stress state. *International Journal of Plasticity*. 21, 9 (Sep. 2005), 1771–1796. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2004.11.004>.
- [60] Huber, M.T. 2004. Specific work of strain as a measure of material effort. *Archives of Mechanics*. 56, 3 (2004), 173–190.
- [61] Inagaki, H. 1994. Fundamental Aspect of Texture Formation in Low Carbon Steel. *ISIJ International*. 34, 4 (1994), 313–321. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.34.313>.
- [62] Kałduński, P. 2016. Plane anisotropy parameters identification based on Barlat's model. *ADVANCES IN MECHANICS: THEORETICAL, COMPUTATIONAL AND INTERDISCIPLINARY ISSUES*. 275–278.
- [63] Kantola, J., Mäntyjärvi, K. and Karjalainen, J.A. 2013. Cutting Edge and its Influence on the Fatigue Life of High Strength CrMn-Austenitic Stainless Steel. *Key Engineering Materials*. 554–557, (Jun. 2013), 1967–1975. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.1967>.
- [64] Karafillis, A.P. and Boyce, M.C. 1993. A general anisotropic yield criterion using bounds and a transformation weighting tensor. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 41, 12 (Dec. 1993), 1859–1886. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(93\)90073-O](https://doi.org/10.1016/0022-5096(93)90073-O).
- [65] Kim, Y. and Hwang, W. 2019. High-Cycle, Low-Cycle, Extremely Low-Cycle Fatigue and Monotonic Fracture Behaviors of Low-Carbon Steel and Its Welded Joint. *Materials*. 12, 24 (Dec. 2019), 4111. <https://doi.org/10.3390/ma12244111>.
- [66] Konopik, P., Farahnak, P., Rund, M., Prochazka, R. and Dzuga, J. 2018. Application of micro-tensile test for material characterization of mild steel DC01. *Ubiquity Proceedings*. 1, S1 (Sep. 2018), 33. <https://doi.org/10.5334/uproc.33>.
- [67] Krajcarz, D. 2014. Comparison Metal Water Jet Cutting with Laser and Plasma Cutting. *Procedia Engineering*. 69, (Jan. 2014), 838–843. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.03.061>.
- [68] Kraska, D. and Trzepieciński, T. 2018. Analiza numeryczna odkształceń blachy DC04 w procesie kształtowania wytłoczek osiowosymetrycznych. *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej. Mechanika*. z. 90 [298], nr 2, (2018). <https://doi.org/10.7862/rm.2018.13>.
- [69] Krishnakumar, K. and Selvakumar, A. 2020. Metallurgical investigation of failure analysis in industrial machine components. *Materials Today: Proceedings*. 27, (Jan. 2020), 2076–2080. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.09.071>.
- [70] Kukielka, L. 2000. *Podstawy badań inżynierskich*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej.
- [71] Kunio, T., Shimizu, M., Ohtani, N. and Abe, T. 1988. Microstructural Aspects of Crack Initiation and Propagation in Extremely Low Cycle Fatigue. *Low Cycle Fatigue*. ASTM International 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959. 751–764.
- [72] Lankford, W.T., Snyder, S.C. and Bausher, J.A. 1950. New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets. *Trans. ASM*. 42 (1950), 1197–1205.
- [73] Li, L., Shen, L. and Proust, G. 2015. Fatigue crack initiation life prediction for aluminium alloy 7075 using crystal plasticity finite element simulations. *Mechanics of Materials*. 81, (Feb. 2015), 84–93. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2014.11.004>.
- [74] Li, S., Yue, X., Li, Q., Peng, H., Dong, B., Liu, T., Yang, H., Fan, J., Shu, S., Qiu, F. and Jiang, Q. 2023. Development and applications of aluminum alloys for aerospace industry. *Journal of Materials Research and Technology*. 27, (Nov. 2023), 944–983. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.09.274>.

- [75] Li, Z., Zhang, Z., Zhou, G., Zhao, P., Jia, Z. and Poole, W.J. 2021. The effect of Mg and Si content on the microstructure, texture and bendability of Al–Mg–Si alloys. *Materials Science and Engineering: A*. 814, (May 2021), 141199. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141199>.
- [76] Liu, M., Oliveira Miranda, A.C.D., Avelar Antunes, M., Meggiolaro, M.A. and Pinho De Castro, J.T. 2023. Plastic stress concentration effects in fatigue strength. *International Journal of Fatigue*. 168, (Mar. 2023), 107394. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107394>.
- [77] Lüders, W. 1860. Ueber die Aeußerung der Elasticität an stahlartigen Eisenstäben, und die bei Biegung solcher Stäbe beobachteten Molecular-Verschiebungen. *Dinglers Polytechnisches Journal*. 155, VIII (1860), 18–22.
- [78] Ludwik, P. 1909. *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer Berlin Heidelberg.
- [79] Manonukul, A. and Dunne, F.P.E. 2004. High– and low–cycle fatigue crack initiation using polycrystal plasticity. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 460, 2047 (Jul. 2004), 1881–1903. <https://doi.org/10.1098/rspa.2003.1258>.
- [80] Manson, S.S. 1954. Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress.
- [81] Marciniak, Z., Duncan, J.L. and Hu, S.J. 2002. 6 - Bending of sheet. *Mechanics of Sheet Metal Forming (Second Edition)*. Z. Marciniak, J.L. Duncan, and S.J. Hu, eds. Butterworth-Heinemann. 82–107.
- [82] Mathia, T., Louis, F., Maeder, G. and Mairey, D. 1982. Relationships between surface states, finishing processes and engineering properties. *Wear*. 83, 2 (Dec. 1982), 241–250. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(82\)90180-6](https://doi.org/10.1016/0043-1648(82)90180-6).
- [83] Mattei, L., Daniel, D., Guiglionda, G., Klöcker, H. and Driver, J. 2013. Strain localization and damage mechanisms during bending of AA6016 sheet. *Materials Science and Engineering: A*. 559, (Jan. 2013), 812–821. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.09.028>.
- [84] Mazzolani, F.M. 2024. Aluminium in Civil Engineering Structures. *Structural Design of Buildings: Elemental Design*. Emerald Publishing Limited. 149–176.
- [85] Mekkassi, R.F., Béres, G. and Lukács, Z. 2022. Optimization of notched tensile test specimen under plane strain condition. *Multidiszciplináris tudományok*. 12, 3 (2022), 117–126. <https://doi.org/10.35925/j.multi.2022.3.11>.
- [86] Miksza, M., Bohdal, Ł., Kałduński, P., Patyk, R. and Kukielka, L. 2022. Forecasting the Fatigue Strength of DC01 Cold-Formed Angles Using the Anisotropic Barlat Model. *Materials*. 15, 23 (Nov. 2022), 8436. <https://doi.org/10.3390/ma15238436>.
- [87] Miksza, M., Bohdal, Ł. and Kośka, K. 2023. Algorytm automatycznej analizy obrazu struktury na zglądach metalograficznych stopów z wyraźną granicą ziaren. *Innowacje techniczne i technologiczne w naukach inżynierskich*. Wydawnictwo Naukowe TYGIEL sp. z o.o. 131–149.
- [88] Miksza, M., Bohdal, Ł. and Kośka, K. 2021. Numerical analysis of the V-die bending process of the zinc coated DC01 steel. *Journal of Mechanical and Energy Engineering*. 5, 2 (Dec. 2021), 087–094. <https://doi.org/10.30464/10.30464/jmee.2021.5.2.87>.
- [89] Miller, W.S., Zhuang, L., Bottema, J., Wittebrood, A.J., De Smet, P., Haszler, A. and Vieregge, A. 2000. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Materials Science and Engineering: A*. 280, 1 (Mar. 2000), 37–49. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(99\)00653-X](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00653-X).
- [90] von Mises, R. 1913. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen. Mathematisch-Physikalische Klasse*. 1 (1913), 582–592.
- [91] Mughrabi, H. 2015. Microstructural mechanisms of cyclic deformation, fatigue crack initiation and early crack growth. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 373, 2038 (Mar. 2015), 20140132. <https://doi.org/10.1098/rsta.2014.0132>.

- [92] Muhammad, W., Kang, J., Brahme, A.P., Ali, U., Hirsch, J., Brinkman, H.-J., Engler, O., Mishra, R.K. and Inal, K. 2019. Bendability enhancement of an age-hardenable aluminum alloy: Part I — relationship between microstructure, plastic deformation and fracture. *Materials Science and Engineering: A*. 753, (Apr. 2019), 179–191. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.03.053>.
- [93] Mutafi, A., Yidris, N., Ishak, M.R. and Zahari, R. 2018. An investigation on longitudinal residual strains distribution of thin-walled press-braked cold formed steel sections using 3D FEM technique. *Heliyon*. 4, 11 (Nov. 2018), e00937. <https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2018.e00937>.
- [94] Natkowski, E., Sonnweber-Ribic, P. and Münstermann, S. 2022. Surface roughness influence in micromechanical fatigue lifetime prediction with crystal plasticity models for steel. *International Journal of Fatigue*. 159, (Jun. 2022), 106792. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.106792>.
- [95] Oh, G. and Akiniwa, Y. 2021. Mean and residual stress effects on fatigue behavior in a pre-strained corner of stainless steel sheet. *International Journal of Fatigue*. 145, (Apr. 2021), 106125. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.106125>.
- [96] Phanitwong, W. and Thipprakmas, S. 2016. Development of anew spring-back factor for a wiping die bending process. *Materials & Design*. 89, (Jan. 2016), 749–758. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.10.031>.
- [97] Pokka, A.-. P. 2024. Development of the cross-section moment in air-bending. (May 2024), 1027–1037.
- [98] Pritima, D., Padmanabhan, P. and Ravichandran, M. 2017. Properties and bending behavior of Nickel coated Mild steel sheet during air bending. *JOURNAL OF ADVANCES IN CHEMISTRY*. 13, 11 (Mar. 2017), 5991–5996. <https://doi.org/10.24297/jac.v13i11.5865>.
- [99] Prosgolitis, C.G., Keranidis, A.T., Kamoutsi, H. and Haidemenopoulos, G.N. 2022. Low Cycle Fatigue Behavior of Plastically Pre-Strained HSLA S355MC and S460MC Steels. *Materials*. 15, 22 (Nov. 2022), 7927. <https://doi.org/10.3390/ma15227927>.
- [100] Qiu, H., Inoue, T. and Ueji, R. 2020. In-Situ Observation of Lüders Band Formation in Hot-Rolled Steel via Digital Image Correlation. *Metals*. 10, 4 (Apr. 2020), 530. <https://doi.org/10.3390/met10040530>.
- [101] Rabahallah, M., Balan, T., Bouvier, S., Bacroix, B., Barlat, F., Chung, K. and Teodosiu, C. 2009. Parameter identification of advanced plastic strain rate potentials and impact on plastic anisotropy prediction. *International Journal of Plasticity*. 25, 3 (Mar. 2009), 491–512. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2008.03.006>.
- [102] Ragai, I., Lazim, D. and Nemes, J.A. 2005. Anisotropy and springback in draw-bending of stainless steel 410: experimental and numerical study. *Journal of Materials Processing Technology*. 166, 1 (Jul. 2005), 116–127. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.08.007>.
- [103] Ramberg, W. and Osgood, W.R. 1943. Description of stress-strain curves by three parameters.
- [104] Saberifar, S., Mashreghi, A.R., Mosalaeepur, M. and Ghasemi, S.S. 2012. The interaction between non-metallic inclusions and surface roughness in fatigue failure and their influence on fatigue strength. *Materials & Design*. 35, (Mar. 2012), 720–724. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.10.028>.
- [105] Schindelin, J. et al. 2012. Fiji: an open-source platform for biological-image analysis. *Nature Methods*. 9, 7 (Jul. 2012), 676–682. <https://doi.org/10.1038/nmeth.2019>.
- [106] Schütz, W. 1996. A history of fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*. 54, 2 (May 1996), 263–300. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(95\)00178-6](https://doi.org/10.1016/0013-7944(95)00178-6).
- [107] Semiatin, S.L. ed. 2006. *Metalworking: Sheet Forming*. ASM International.
- [108] Shaffer, B.W. and Ungar, E.E. 1960. Mechanics of the Sheet-Bending Process. *Journal of Applied Mechanics*. 27, 1 (Mar. 1960), 34–40. <https://doi.org/10.1115/1.3643931>.
- [109] Shields, E. 2001. Fracture prediction of hole patterns with multiple cracks using the finite element method. *International Journal of Fatigue*. 23, 1 (Jan. 2001), 13–20. [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(00\)00071-2](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(00)00071-2).

- [110] Shirasawa, H. 1994. Concurrent Influence of an Increase in Tensile Strength and Thickness Reduction on Fatigue Strength of Hot Rolled Steel. *ISIJ International*. 34, 3 (1994), 285–289. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.34.285>.
- [111] Smith, K.N., Topper, T. and Watson, P. 1970. A stress–strain function for the fatigue of metals (stress-strain function for metal fatigue including mean stress effect). *J Materials*. 5, (1970), 767–778.
- [112] Spišák, E., Majerníková, J., Mulidrán, P., Hajduk, J. and Ruda, F. 2025. Springback Analysis and Prediction of Automotive Steel Sheets Used in Compression Bending. *Materials*. 18, 4 (Feb. 2025), 774. <https://doi.org/10.3390/ma18040774>.
- [113] Sriram, S., Yao, H. and Ramisetti, N. 2012. Development of an Empirical Model to Characterize Fracture Behavior During Forming of Advanced High Strength Steels Under Bending Dominated Conditions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 134, 3 (Jun. 2012), 031003. <https://doi.org/10.1115/1.4006092>.
- [114] Stephens, R.I. and Fuchs, H.O. eds. 2001. *Metal fatigue in engineering*. Wiley.
- [115] Suárez Fernández, D., Wynne, B.P., Crawforth, P., Fox, K. and Jackson, M. 2021. The effect of forging texture and machining parameters on the fatigue performance of titanium alloy disc components. *International Journal of Fatigue*. 142, (Jan. 2021), 105949. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105949>.
- [116] Sunder, R. 2016. Why and How Residual Stress Affects Metal Fatigue. *Advanced Materials*. I.A. Parinov, S.-H. Chang, and V.Yu. Topolov, eds. Springer International Publishing. 489–504.
- [117] Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C. and Chieragatti, R. 2008. Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*. 30, 12 (Dec. 2008), 2119–2126. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.06.003>.
- [118] Swift, H.W. 1952. Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1, 1 (Oct. 1952), 1–18. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(52\)90002-1](https://doi.org/10.1016/0022-5096(52)90002-1).
- [119] Szataniak, P., Novy, F. and Ulewicz, R. 2014. HSLA steels - Comparison of cutting techniques. *METAL 2014 - 23rd International Conference on Metallurgy and Materials, Conference Proceedings*. (Jan. 2014), 778–783.
- [120] Takahashi, Y., Shikama, T., Yoshihara, S., Aiura, T. and Noguchi, H. 2012. Study on dominant mechanism of high-cycle fatigue life in 6061-T6 aluminum alloy through microanalyses of microstructurally small cracks. *Acta Materialia*. 60, 6 (Apr. 2012), 2554–2567. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2012.01.023>.
- [121] Talemi, R.H., Chhith, S. and De Waele, W. 2017. Experimental and numerical study on effect of forming process on low-cycle fatigue behaviour of high-strength steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 40, 12 (Dec. 2017), 2050–2067. <https://doi.org/10.1111/ffe.12625>.
- [122] Tateishi, K. 2004. Low cycle fatigue strength of butt-welded steel joint by means of new testing system with image technique. *International Journal of Fatigue*. 26, 12 (Dec. 2004), 1349–1356. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.03.016>.
- [123] Teaca, M., Charpentier, I., Martiny, M. and Ferron, G. 2010. Identification of sheet metal plastic anisotropy using heterogeneous biaxial tensile tests. *International Journal of Mechanical Sciences*. 52, 4 (Apr. 2010), 572–580. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2009.12.003>.
- [124] Tekäüt, İ. 2019. Theoretical Evaluation of the Effect of Surfaces Processed with Abrasive Water Jet on Fatigue Life. *Transactions of FAMENA*. 43, 2 (Jul. 2019), 85–98. <https://doi.org/10.21278/TOF.43207>.
- [125] TMR100.20.84 - Type R2/R3: Dies - Rolleri S.p.A.: <https://www.rolleritools.com/tools-6437/press-brakes/tools/type-r2r3-dies/tmr1002084-7286>. Accessed: 2025-05-20.
- [126] TMR100.24.84 - Type R2/R3: Dies - Rolleri S.p.A.: <https://www.rolleritools.com/index.php/tmr1002484-7287.html>. Accessed: 2022-06-19.

- [127] TPR237.60.R3 - Type R2: Punches - Roller S.p.A.: <https://www.rolleritools.com/tools-6437/press-brakes/tools/type-r2-punches/tpr23760r3>. Accessed: 2025-05-20.
- [128] TPR256.86.R1-A - Type R2: Punches - Roller S.p.A.: <https://www.rolleritools.com/index.php/tpr25686r1-a-7193.html>. Accessed: 2022-06-19.
- [129] Trzepieciński, T. and Lemu, H. 2017. Effect of Computational Parameters on Springback Prediction by Numerical Simulation. *Metals*. 7, 9 (Sep. 2017), 380. <https://doi.org/10.3390/met7090380>.
- [130] Trzepieciński, T. and Lemu, H.G. 2020. Improving Prediction of Springback in Sheet Metal Forming Using Multilayer Perceptron-Based Genetic Algorithm. *Materials*. 13, 14 (Jan. 2020), 3129. <https://doi.org/10.3390/ma13143129>.
- [131] Trzepieciński, T. and Lemu, H.G. 2017. Prediction of springback in V-die air bending process by using finite element method. *MATEC Web of Conferences*. 121, (2017), 03023. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201712103023>.
- [132] Väisänen, A., Mäntyjärvi, K. and Karjalainen, J.A. 2009. Bendability of Ultra-High-Strength Steel. *Key Engineering Materials*. 410–411, (Mar. 2009), 611–620. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.410-411.611>.
- [133] Vander Voort, G. 2004. *ASM Handbook Volume 9: Metallography and Microstructures*. ASM International.
- [134] Vasile, R., Racz, S.-G. and Bologna, O. 2016. Numerical and experimental analysis of the formability of 1.4301 austenitic stainless steel sheets using hydroforming. *Proceedings in Manufacturing Systems*. 11, 2 (2016), 89–94.
- [135] Voce, E. 1955. A Practical Strain-Hardening Function. *Metallurgia - The British Journal of Metals*. 51, 307 (1955), 219–226.
- [136] Wang, J., Yao, L., Zheng, X., Xu, K., Qi, S., Xiao, X., Wang, X. and Gao, Y. 2024. Finite element analysis of fretting fatigue properties of GH4169 superalloy considering the surface treatments. *International Journal of Fatigue*. 183, (Jun. 2024), 108266. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108266>.
- [137] Weiss, M., Rolfe, B., Hodgson, P.D. and Yang, C. 2012. Effect of residual stress on the bending of aluminium. *Journal of Materials Processing Technology*. 212, 4 (Apr. 2012), 877–883. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.11.008>.
- [138] Wöhler, A. 1870. *Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl*. Ernst & Korn Berlin.
- [139] Xiao, R. 2019. A Review of Cruciform Biaxial Tensile Testing of Sheet Metals. *Experimental Techniques*. 43, 5 (Oct. 2019), 501–520. <https://doi.org/10.1007/s40799-018-00297-6>.
- [140] Yan, M., Wang, M., Xu, Z., Liu, Y., Chen, L. and Huang, H. 2023. Analysis on the bending deformation characteristic and crack failure mechanism of thin-walled stainless-steel bellows. *Engineering Failure Analysis*. 143, (Jan. 2023), 106900. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106900>.
- [141] Yoon, J.-W., Barlat, F., Dick, R.E., Chung, K. and Kang, T.J. 2004. Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part II: FE formulation and its implementation. *International Journal of Plasticity*. 20, 3 (Mar. 2004), 495–522. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(03\)00099-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(03)00099-8).
- [142] Yoshida, F., Hamasaki, H. and Uemori, T. 2013. A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets. *International Journal of Plasticity*. 45, (Jun. 2013), 119–139. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2013.01.010>.
- [143] Zhang, S.Y., Leotoing, L., Guines, D. and Thuillier, S. 2013. Calibration of Material Parameters of Anisotropic Yield Criterion with Conventional Tests and Biaxial Test. *Key Engineering Materials*. 554–557, (Jun. 2013), 2111–2117. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.2111>.
- [144] Zhu, M.-L., Xuan, F.-Z. and Chen, J. 2012. Influence of microstructure and microdefects on long-term fatigue behavior of a Cr–Mo–V steel. *Materials Science and Engineering: A*. 546, (Jun. 2012), 90–96. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.03.030>.

- [145] 2019. Norma EN 573-3:2019 - Aluminium and aluminium alloys - Chemical composition and form of wrought products - Part 3: Chemical composition and form of products. Comité européen de normalisation.
- [146] 2021. Norma ISO 25178-2:2021 - Geometrical product specifications (GPS) — Surface texture: Areal. Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters. International Organization for Standardization.
- [147] 2019. Norma PN-EN 10025-2:2019-11 - Wyroby walcowane na gorąco ze stali konstrukcyjnych -- Część 2: Warunki techniczne dostawy stali konstrukcyjnych niestopowych. Polski Komitet Normalizacyjny.
- [148] 2010. Norma PN-EN 10088-4:2010 - Stale odporne na korozję -- Część 4: Warunki techniczne dostawy blach grubych, blach cienkich i taśm ze stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych. Polski Komitet Normalizacyjny.
- [149] 2009. Norma PN-EN 10130:2009 - Wyroby płaskie walcowane na zimno ze stali niskowęglowych do obróbki plastycznej na zimno -- Warunki techniczne dostawy. Polski Komitet Normalizacyjny.
- [150] 2015. Norma PN-EN 10346:2015-09 - Wyroby płaskie stalowe powlekane ogniowo w sposób ciągły do obróbki plastycznej na zimno -- Warunki techniczne dostawy. Polski Komitet Normalizacyjny.
- [151] 2020. Norma PN-EN ISO 6892-1:2020-05 - Metale -- Próba rozciągania -- Część 1: Metoda badania w temperaturze pokojowej. Polski Komitet Normalizacyjny.
- [152] 2020. Norma PN-EN ISO 10113:2020-07E - Metale -- Blachy i taśmy -- Wyznaczanie współczynnika anizotropii plastycznej. Polski Komitet Normalizacyjny.

## SPIS RYSUNKÓW

Rys. 1. Obraz z widocznym całkowitym pęknięciem materiału wzdłuż linii gięcia spowodowanym niepoprawnym doborem narzędzi gnących.....	14
Rys. 2. Obraz przedstawiający lokalne pęknięcia wzdłuż linii gięcia.....	15
Rys. 3. Wizualizacja pęknięcia wyrobu wzdłuż linii gięcia zależne od kierunku obróbki, a) krawędź bez pęknięcia – gięcie poprzecznie do kierunku walcowania, b) krawędź pęknięta – gięcie zgodnie z kierunkiem walcowania.....	16
Rys. 4. Widok rysy powstałej w skutek tarcia powierzchni materiału o krawędź matrycy, charakterystycznej dla wyginania swobodnego.....	17
Rys. 5. Wizualizacja odchyłek okrągłości otworu powstałych na skutek niepoprawnego doboru narzędzi gnących.....	18
Rys. 6. Odchyłki okrągłości otworu wraz z wpływami na krawędzi spowodowane niepoprawnym doborem narzędzi: A – wyrób wykonany poprawnie, B – wyrób z wadami produkcyjnymi.....	18
Rys. 7. Obraz bruzdowania wywołanego naciskiem stempla charakterystycznego dla wyginania swobodnego.....	19
Rys. 8. Obraz bardzo głębokiej bruzdy, obniżającej walory wizualne wyrobu, spowodowanej zbyt małym promieniem krawędzi stempla.....	19
Rys. 9. Obraz pęknięcia zmęczeniowego w strefie gięcia.....	20
Rys. 10. Obraz powierzchni arkusza stopu aluminium EN AW-5052.....	23
Rys. 11. Obraz powierzchni arkusza stali nierdzewnej AISI 304.....	23
Rys. 12. Obraz zglądu metalograficznego stali nierdzewnej AISI 304.....	24
Rys. 13. Porównanie kształtu powierzchni płynięcia dla modeli HMM, Hill-48 oraz Barlat-91.....	31
Rys. 14. Schemat procesu wyginania na matrycy typu V, 1 – stempel, 2 – gięta blacha, 3 – matryca.....	32
Rys. 15. Różnica pomiędzy tłoczeniem (A) a gięciem swobodnym (B) w przypadku wyginania blachy.....	33
Rys. 16. Schemat procesu zaginania, 1 – belka dociskająca, 2 – stół, 3 – blacha przed gięciem, 4 – wyrób zagięty, $F_d$ – siła dociskająca, $F_z$ – siła zaginająca.....	34
Rys. 17. Schemat procesu zwijania (A) oraz obraz przykładowego wyrobu wykonanego tą techniką (B). 1 – belka oporowa, 2 – stempel w położeniu końcowym, 3 – blacha przed zwijaniem, 4 – stempel w położeniu początkowym, 5 – wyrób po zwijaniu, 6 – belka dociskająca, $F_{zw}$ – siła nacisku na stempel, $F_d$ – siła dociskająca.....	34
Rys. 18. Obraz przykładowego wyrobu wykonanego poprzez wyginanie na prasie. Widoczne jest sześć gięć z różną orientacją linii gięcia względem kierunku walcowania.....	35
Rys. 19. Obraz prasy do wyginania blach Trumpf TrumaBend V85S.....	35
Rys. 20. Obraz narzędzi gnących zamocowanych we współczesnej prasie krawędziowej, w tle widoczny zderzak służący do pozycjonowania blachy.....	36
Rys. 21. Mapa współwystępowania słów kluczowych w publikacjach dotyczących wyginania swobodnego opracowana w programie VOSviewer.....	37
Rys. 22. Schemat zjawiska powrotu sprężystego: $\alpha$ – kąt zagięcia pod działaniem obciążenia [°], $\beta$ – kąt rzeczywisty (po odsprężynowaniu) [°].....	38
Rys. 23. Wykres naprężenie – odkształcenie w czasie fazy obciążania oraz odciążania blachy w procesie kształtowania plastycznego.....	39
Rys. 24. Ilustracja pojęć orientacja próbki – $\Psi$ [°] oraz kąt zawarty pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania blachy – $\theta$ [°].....	40
Rys. 25. Rysunek cienkościennego mieszka stalowego, który poddawany jest wielokrotnemu przeginaniu. $D$ – średnica zewnętrzna [mm], $d$ – średnica wewnętrzna [mm], $t$ – grubość	

ścianki [mm], $H$ – wysokość fali mieszka [mm], $R$ – promień szczytu [mm], $r$ – promień doliny [mm], $L$ – skok fali mieszka [mm] [140] .....	48
Rys. 26. Schemat modelu typu „czarna skrzynka” omawianego procesu: $n$ – maksymalna liczba cykli obciążenia [-]; $R_g$ – promień gięcia [mm]; $R_s$ – promień zaokrąglenia krawędzi stempla [mm]; $\theta$ – kąt pomiędzy linią gięcia a kierunkiem walcowania blachy [°]; $\beta$ – kąt gięcia po odsprężynowaniu [°]; $E$ – moduł Younga [GPa]; $R_e$ – granica plastyczności [MPa]; $h$ – grubość blachy [mm]; $\sigma_m$ – naprężenie wstępne w materiale [MPa]; $Z$ – czynniki zakłócające [-] .....	53
Rys. 27. Rysunek wykonawczy próbki wykorzystanej w badaniach wstępnych .....	61
Rys. 28. Wykres pudełkowy przedstawiający wyniki statycznej próby rozciągania analizowanych materiałów .....	63
Rys. 29. Ilustracja sposobu przecięcia próbek wykorzystanych w badaniach metalograficznych .....	66
Rys. 30. Obraz próbki stali PN-EN 10025 S235JR przygotowanej do oględzin pod mikroskopem metalograficznym, A – strefa rozciągana (od strony matrycy), B – strefa ściskana (od strony stempla), C – powierzchnia walcowana .....	67
Rys. 31. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie walcowania .....	68
Rys. 32. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy .....	68
Rys. 33. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla .....	69
Rys. 34. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie walcowania .....	70
Rys. 35. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy .....	70
Rys. 36. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10025 S235JR w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla .....	71
Rys. 37. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie walcowania .....	71
Rys. 38. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony matrycy .....	72
Rys. 39. Obraz zglądu metalograficznego stopu aluminium EN AW-5754 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia, widok od strony stempla .....	72
Rys. 40. Obraz próbki metalograficznej stali PN-EN 10130 DC01 przygotowanej do oceny pod mikroskopem, u góry - próbka wygięta pod kątem 90°, na dole - próbka wygięta pod kątem 115° .....	73
Rys. 41. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony matrycy, gięcie pod kątem 90° .....	74
Rys. 42. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony stempla, gięcie pod kątem 90° .....	74
Rys. 43. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony matrycy, gięcie pod kątem 115° .....	75
Rys. 44. Obraz zglądu metalograficznego stali PN-EN 10130 DC01 w płaszczyźnie prostopadłej do linii gięcia – widok od strony stempla, gięcie pod kątem 115° .....	76
Rys. 45. Fragment kodu aplikacji wykorzystanej do obliczania parametrów ziaren w środowisku Matlab .....	77
Rys. 46. Porównanie wyników segmentacji z rzeczywistym zglądem metalograficznym oraz wizualizacja parametrów analizowanych w ocenie ilościowej, $MA$ – długość głównej osi ziarna, $MnA$ – długość pobocznej osi ziarna, $Ort$ – orientacja ziarna .....	78

Rys. 47. Histogram porównawczy pola powierzchni ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90° .....	80
Rys. 48. Histogram porównawczy okrągłości ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90° .....	80
Rys. 49. Histogram porównawczy mimośrodowości ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90° .....	81
Rys. 50. Histogram porównawczy orientacji ziaren w dwóch strefach obróbki dla próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 wygiętej pod kątem 90° .....	82
Rys. 51. Histogram trójwymiarowy łączący rozkład okrągłości oraz pola powierzchni ziaren	82
Rys. 52. Rysunek próbki krzyżowej wykorzystanej w próbie rozciągania dwuosiowego .....	84
Rys. 53. Obraz siatki punktów charakterystycznych naniesionych na próbkę widoczny na ekranie podglądu ekstensometru optycznego .....	84
Rys. 54. Wykres odkształcenia w funkcji czasu dla próby rozciągania dwuosiowego próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 .....	85
Rys. 55. Wykres siły w funkcji odkształcenia dla próby rozciągania dwuosiowego próbki ze stali PN-EN 10130 DC01 .....	86
Rys. 56. Rysunek próbki wykorzystanej w statycznej próbie rozciągania .....	87
Rys. 57. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji 0° .....	88
Rys. 58. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji 90° .....	88
Rys. 59. Obraz strefy pęknięcia w przypadku próbki o orientacji 67,5° .....	89
Rys. 60. Rysunek próbki wykorzystanej do wyznaczenia współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01 .....	89
Rys. 61. Obraz próbki przeznaczonej do statycznej próby rozciągania z widoczną siatką wytworzonych punktów znakujących .....	90
Rys. 62. Zbliżenie na fragment próbki z naniesionymi punktami znakującymi .....	90
Rys. 63. Ilustracja uśrednionych wyników porównawczej próby rozciągania próbek znakowanych i bez oznaczeń .....	90
Rys. 64. Porównanie uśrednionych przebiegów krzywej siła – wydłużenie dla analizowanych próbek .....	92
Rys. 65. Porównanie przebiegu krzywej siła – wydłużenie dla pojedynczej próbki .....	93
Rys. 66. Nieprzetworzony obraz mikroskopowy centralnej sekcji odcinka pomiarowego z widocznymi znacznikami .....	94
Rys. 67. Obraz mikroskopowy centralnej sekcji odcinka pomiarowego po wstępnej obróbce w środowisku ImageJ .....	95
Rys. 68. Jakościowe porównanie punktów charakterystycznych na próbce przed oraz po odkształceniu .....	96
Rys. 69. Rysunek stempla wykorzystanego w symulacji procesu wyginania .....	104
Rys. 70. Rysunek matrycy wykorzystanej w symulacji procesu wyginania .....	104
Rys. 71. Widok ekranu głównego preprocesora LS-Dyna, w którym przygotowano symulację .....	105
Rys. 72. Widok geometrii modelu przed procesem gięcia – rzut z boku .....	106
Rys. 73. Widok geometrii modelu przed procesem gięcia – rzut izometryczny .....	106
Rys. 74. Krzywa prędkości pionowego przemieszczenia stempla w osi Z .....	107
Rys. 75. Ilustracja szerokości próbki po procesie gięcia w, wykorzystanej do walidacji symulacji w zakresie odkształceń plastycznych .....	108
Rys. 76. Obrazy strefy gięcia oraz pól odkształceń próbki uzyskane w wyniku symulacji ...	110
Rys. 77. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem 90° .....	112
Rys. 78. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem 90° .....	112

Rys. 79. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem 115°.....	113
Rys. 80. Rozkład naprężeń zredukowanych po procesie wyginania próbki o grubości 4 mm pod kątem 115°.....	113
Rys. 81. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 90°.....	115
Rys. 82. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 90°.....	115
Rys. 83. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 3 mm pod kątem 115°.....	116
Rys. 84. Rozkład odkształceń plastycznych w materiale po procesie wyginania blachy o grubości 4 mm pod kątem 115°.....	116
Rys. 85. Schemat obciążenia próbki o kącie wygięcia 90°, kolor niebieski – kształt pierwotny, kolor czerwony – kształt po odgięciu.....	118
Rys. 86. Przemieszczenie wybranego fragmentu próbki w funkcji czasu.....	119
Rys. 87. Rozkład wartości EPS w wyrobie przed rozpoczęciem cyklicznego obciążania.....	120
Rys. 88. Rozkład wartości EPS w wyrobie po upływie 50% cykli iteracyjnych.....	120
Rys. 89. Rozkład wartości EPS w wyrobie w ostatnim kroku symulacji.....	121
Rys. 90. Charakterystyka przyrostu wartości EPS dla próbki o grubości $h = 4$ mm wygiętej pod kątem 90°.....	121
Rys. 91. Charakterystyka przyrostu wartości EPS dla próbki o grubości $h = 4$ mm wygiętej pod kątem 115°.....	122
Rys. 92. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości $h = 4$ mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) dla różnych kątów gięcia.....	123
Rys. 93. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości $h = 3$ mm oraz $h = 4$ mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) pod kątem 90°.....	123
Rys. 94. Porównanie charakterystyki przyrostu EPS dla próbek o grubości $h = 3$ mm oraz $h = 4$ mm wygiętych poprzecznie do kierunku walcowania ( $\theta = 90^\circ$ ) pod kątem 115°.....	124
Rys. 95. Obraz próbki umieszczonej w maszynie zmęczeniowej w czasie trwania eksperymentu.....	125
Rys. 96. Rysunek wykonawczy próbki wykorzystanej w badaniach zmęczeniowych.....	126
Rys. 97. Fotografia próbek wykorzystanych w badaniach zmęczeniowych.....	126
Rys. 98. Przebieg czasowy obciążenia próbki w czasie badań zmęczeniowych.....	127
Rys. 99. Widok próbki po zakończeniu badania wytrzymałości zmęczeniowej.....	128
Rys. 100. Zbliżenie na strefę pęknięcia zmęczeniowego w zaawansowanym stadium bez separacji części próbki.....	128
Rys. 101. Zbliżenie na strefę pęknięcia zmęczeniowego z widoczną całkowitą separacją obu części próbki.....	129
Rys. 102. Obraz próbki przygotowanej do obserwacji mikroskopowych.....	130
Rys. 103. Obraz strefy przełomu zarejestrowany z wykorzystaniem laserowego mikroskopu konfokalnego z zaznaczeniem stref pęknięcia.....	131
Rys. 104. Obraz porównawczy powierzchni przełomu dla próbki wykonanej w orientacji 90° (z lewej) oraz 0° (z prawej) względem kierunku walcowania.....	132
Rys. 105. Trójwymiarowa mapa topografii powierzchni przełomu próbki wykonanej w orientacji 0°.....	133
Rys. 106. Trójwymiarowa mapa topografii powierzchni przełomu próbki wykonanej w orientacji 90°.....	133
Rys. 107. Porównanie uśrednionych profil topografii powierzchni przełomu dla próbek o orientacji 0° oraz 90°.....	134
Rys. 108. Wykres radarowy obrazujący różnice znormalizowanych wartości parametrów wysokościowych topografii powierzchni przełomu próbek o orientacji 0° oraz 90°.....	135

Rys. 109. Obraz strefy inicjacji pęknięcia zmęczeniowego próbki o orientacji $90^\circ$ .....	137
Rys. 110. Porównanie strefy propagacji pęknięcia zmęczeniowego w próbce o orientacji $0^\circ$ (A) oraz $90^\circ$ (B), kierunek propagacji zaznaczony na czerwono .....	138
Rys. 111. Obraz strefy propagacji z wyraźnie widocznymi prążkami zmęczeniowymi .....	139
Rys. 112. Obraz strefy końcowego pęknięcia na przykładzie próbki o orientacji $90^\circ$ .....	140
Rys. 113. Rysunki narzędzi wykorzystanych w symulacji procesu wyginania swobodnego: A – stempel $R_s = 1$ mm, B – stempel $R_s = 1,5$ mm, C – stempel $R_s = 2$ mm, D – stempel $R_s = 3$ mm, E – matryca.....	146
Rys. 114. Ilustracja podcięcia stempla, umożliwiającego kształtowanie profili C-kształtnych: 1 – matryca, 2 – stempel, 3 – kształtowana blacha.....	147
Rys. 115. Porównanie docelowych wariantów geometrycznych próbek wykorzystanych w symulacji MES .....	148
Rys. 116. Porównanie geometrii półwyrobów dla każdego z wariantów geometrycznych wykorzystanych w symulacji procesu wyginania swobodnego .....	149
Rys. 117. Obraz geometrii układu w środowisku Ansys, na przykładzie wariantu $R_s = 1$ mm, $\beta = 90^\circ$ .....	150
Rys. 118. Obraz siatki elementów skończonych w strefie gięcia.....	151
Rys. 119. Ilustracja pojęcia zagłębienia stempla – $z$ [mm] oraz jego zależności od szerokości rowka matrycy – $d$ [mm] .....	152
Rys. 120. Zmiana maksymalnej wartości naprężenia zredukowanego w funkcji czasu podczas 7-sekundowego cyklu zagłębiania stempla .....	153
Rys. 121. Płaszczyzna przekroju próbki użyta do zobrazowania map rozkładu naprężeń w strefie gięcia.....	154
Rys. 122. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	155
Rys. 123. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	156
Rys. 124. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	157
Rys. 125. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	158
Rys. 126. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	159
Rys. 127. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 7$ s.....	160
Rys. 128. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	161
Rys. 129. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	162
Rys. 130. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	163
Rys. 131. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	164
Rys. 132. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	165
Rys. 133. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	166
Rys. 134. Porównanie map rozkładu naprężeń w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 10$ s.....	167
Rys. 135. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 1$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 7$ s.....	169

Rys. 136. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 2$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 7$ s .....	170
Rys. 137. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 1$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 10$ s .....	171
Rys. 138. Mapa rozkładu naprężeń w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 2$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 10$ s .....	171
Rys. 139. Linia, wzdłuż której, rejestrowano wartość naprężenia oraz odkształcenia plastycznego, w funkcji głębokości; $h$ – grubość blachy [mm], $h_b$ – głębokość mierzona od powierzchni blachy stykającej się ze stemplem [mm] .....	171
Rys. 140. Wykres przedstawiający wartość naprężenia w funkcji głębokości dla analizowanych przypadków: linia przerywana – stan dla $t = 7$ s, linia ciągła – stan dla $t = 10$ s .....	172
Rys. 141. Wykres przyrostu odkształcenia plastycznego w funkcji czasu trwania procesu dla analizowanych wariantów .....	174
Rys. 142. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s .....	176
Rys. 143. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 10$ s .....	177
Rys. 144. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s .....	178
Rys. 145. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 10$ s .....	179
Rys. 146. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 10$ s .....	180
Rys. 147. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie gięcia dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B), stan dla $t = 10$ s .....	181
Rys. 148. Mapa rozkładu odkształceń plastycznych w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 2$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 10$ s .....	183
Rys. 149. Mapa rozkładu odkształceń plastycznych w strefie oddziaływania stempla o promieniu zaokrąglenia $R_s = 1$ mm, w przypadku próbki o kącie gięcia $\beta = 90^\circ$ dla $t = 10$ s .....	183
Rys. 150. Wykres wartości odkształcenia plastycznego w funkcji głębokości dla analizowanych wariantów .....	184
Rys. 151. Ilustracja sposobu połączenia wyników symulacji procesu wyginania z symulacją cyklicznego rozciągania .....	185
Rys. 152. Krzywa wytrzymałości zmęczeniowej dla analizowanego materiału .....	187
Rys. 153. Ilustracja warunków brzegowych symulacji cyklicznego rozciągania na przykładzie próbki R1 $90^\circ$ .....	188
Rys. 154. Wykres przedstawiający zmiany siły rozciągającej podczas pojedynczego cyklu obciążenia .....	188
Rys. 155. Ilustracja strefy krytycznej branej pod uwagę podczas analizy trwałości zmęczeniowej, obejmującej strefę gięcia z historią naprężeń oraz odkształceń z poprzedniej symulacji .....	189

Rys. 156. Wykres przedstawiający odkształcenie plastyczne w funkcji czasu dla analizowanych wariantów w czasie próby cyklicznego rozciągania.....	190
Rys. 157. Graficzne porównanie wartości odkształceń plastycznych zarejestrowanych w czasie wyginania oraz cyklicznego rozciągania próbek.....	191
Rys. 158. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) .....	193
Rys. 159. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) .....	194
Rys. 160. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) .....	195
Rys. 161. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) .....	196
Rys. 162. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) .....	197
Rys. 163. Porównanie map rozkładu odkształceń plastycznych w strefie krytycznej podczas cyklicznego rozciągania dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) .....	198
Rys. 164. Wykres przedstawiający wartości maksymalnego naprężenia zredukowanego w funkcji czasu dla analizowanych wariantów w czasie próby cyklicznego rozciągania.....	199
Rys. 165. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,1$ s.....	202
Rys. 166. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,1$ s .....	203
Rys. 167. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,1$ s.....	204
Rys. 168. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,1$ s .....	205
Rys. 169. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,1$ s.....	206
Rys. 170. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,1$ s.....	207
Rys. 171. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,2$ s.....	208
Rys. 172. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,2$ s .....	209
Rys. 173. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,2$ s.....	210

Rys. 174. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 95^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,2$ s .....	211
Rys. 175. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) oraz $R_s = 1,5$ mm (B) dla $t = 0,2$ s .....	212
Rys. 176. Porównanie map rozkładu naprężeń zredukowanych w strefie krytycznej, w czasie cyklicznego rozciągania, dla przypadku gięcia pod kątem $\beta = 100^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 2$ mm (A) oraz $R_s = 3$ mm (B) dla $t = 0,2$ s .....	213
Rys. 177. Porównanie map rozkładu minimalnej trwałości zmęczeniowej w strefie krytycznej na przykładzie wyginania pod kątem $\beta = 90^\circ$ z promieniem stempla $R_s = 1$ mm (A) i $R_s = 2$ mm (B) .....	215
Rys. 178. Wykres przedstawiający maksymalną liczbę cykli obciążenia w zależności od naprężenia resztkowego w strefie gięcia, kąta gięcia oraz promienia stempla wraz z powierzchnią trendu zgodną z zależnością (58) .....	217
Rys. 179. Wykres przedstawiający wpływ promienia stempla – $R_s$ [mm] oraz kąta wygięcia – $\beta$ [°] na wielkość naprężeń resztkowych w strefie gięcia – $\sigma_{res}$ [MPa] oraz liczbę cykli obciążenia – $n$ [-] .....	217
Rys. 180. Znormalizowane wartości parametrów do oceny otrzymanych wyników trwałości zmęczeniowej analizowanych wariantów; $\sigma_{res}$ – maksymalne naprężenie po zakończeniu procesu wyginania [MPa], $\epsilon_{res}$ – maksymalne odkształcenie po zakończeniu procesu wyginania [-], $\sigma_{Fmax}$ – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania przy maksymalnym obciążeniu [MPa], $\sigma_{Fmin}$ – maksymalne naprężenie w czasie cyklicznego rozciągania po zakończeniu pojedynczego cyklu [MPa], $\epsilon_F$ – maksymalne odkształcenie w czasie cyklicznego rozciągania [-], $n$ – liczba cykli obciążenia do zniszczenia [-] .....	218
Rys. 181. Ilustracja składowych sił obciążających próbki wygięte pod różnymi kątami, $F_{max}$ – maksymalna wartość siły rozciągającej [N], $F_r$ – składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż krótszego ramienia [N], $F_p$ – składowa siły rozciągającej działająca wzdłuż dłuższego ramienia próbki [N], $L_r$ – długość krótszego ramienia próbki [mm], $P_r$ – wysokość punktu przyłożenia siły [mm] .....	219

## SPIS TABEL

Tabela 1. Skład chemiczny stali PN-EN 10346 DX52D+Z [150].....	59
Tabela 2. Skład chemiczny stali PN-EN 10088 X5CrNi1810 [148].....	59
Tabela 3. Skład chemiczny stali PN-EN 10025 S235JR [147] .....	59
Tabela 4. Skład chemiczny stali PN-EN 10130 DC01 [149] .....	59
Tabela 5. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-1050A [145] .....	59
Tabela 6. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-5754 [145] .....	60
Tabela 7. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-5052 [145].....	60
Tabela 8. Wyniki statycznej próby rozciągania próbek.....	62
Tabela 9. Wyniki testu Kruskala-Wallisa dla badanych serii próbek.....	62
Tabela 10. Parametry trawienia próbek.....	66
Tabela 11. Uśrednione wartości parametrów ziaren.....	78
Tabela 12. Wyniki testu Kruskala-Wallisa dla parametrów ziaren .....	79
Tabela 13. Wyniki statycznej próby rozciągania próbek ze stali PN-EN 10130 DC01 .....	87
Tabela 14. Wyniki pomiarów i obliczeń współczynnika anizotropii stali PN-EN 10130 DC01 .....	91
Tabela 15. Porównanie wartości odkształcenia próbki uzyskanego na podstawie metody wizyjnej oraz tradycyjnej .....	97
Tabela 16. Parametry modelu materiałowego .....	105
Tabela 17. Porównanie cech geometrycznych próbki rzeczywistej oraz uzyskanych w symulacji procesu gięcia.....	108
Tabela 18. Porównanie współczynnika sprężynowania próbki rzeczywistej oraz wyznaczonego w symulacji .....	111
Tabela 19. Maksymalne wartości naprężeń zredukowanych zarejestrowane w symulacji wyginania .....	114
Tabela 20. Maksymalne wartości odkształceń plastycznych zarejestrowane w symulacji wyginania .....	117
Tabela 21. Wartości współczynnika sprężynowania uzyskane z symulacji.....	118
Tabela 22. Wyniki wstępnego badania wytrzymałości zmęczeniowej.....	128
Tabela 23. Wartości wysokościowych parametrów topografii powierzchni przełomu dla próbek o orientacji 0° i 90°, RD <sub>s</sub> , TD <sub>s</sub> – znormalizowane wartości parametrów .....	135
Tabela 24. Warianty geometryczne przyjęte w planie badawczym.....	144
Tabela 25. Parametry materiałowe użyte w symulacji wyginania swobodnego .....	149
Tabela 26. Porównanie wartości maksymalnych naprężeń zredukowanych w krytycznych chwilach procesu dla różnych wariantów.....	153
Tabela 27. Porównanie wartości maksymalnego odkształcenia plastycznego dla analizowanych wariantów .....	174
Tabela 28. Porównanie wartości współczynnika sprężynowania – <i>K</i> dla analizowanych wariantów .....	184
Tabela 29. Parametry materiałowe wprowadzone do modelu symulacji wytrzymałości zmęczeniowej .....	186
Tabela 30. Maksymalne wartości odkształceń plastycznych zarejestrowane w czasie procesu wyginania oraz próby cyklicznego rozciągania.....	192
Tabela 31. Porównanie wartości naprężeń maksymalnych w krytycznych chwilach symulacji procesu cyklicznego rozciągania .....	200
Tabela 32. Zestawienie trwałości zmęczeniowej analizowanych wariantów .....	216
Tabela 33. Porównanie wartości składowych sił obciążających próbkę w zależności od kąta wygięcia – $\beta$ [°] .....	220

Tabela 34. Porównanie sztywności próbek oraz maksymalnych naprężeń w strefie krytycznej dla analizowanych wariantów .....	220
Tabela 35. Porównanie wartości prognozowanej trwałości zmęczeniowej w zależności od promienia stempla oraz kąta gięcia .....	221
Tabela 36. Jakościowy opis wpływu parametrów procesu wyginania swobodnego na współczynnik sprężynowania oraz wytrzymałość zmęczeniową .....	222

## PODZIĘKOWANIA

Na zakończenie chciałbym złożyć serdeczne podziękowania dla wszystkich osób, które wniosły swój wkład w powstanie niniejszej rozprawy. Na wstępie chciałbym podziękować mojemu promotorowi dr. hab. inż. Łukaszowi Bohdalowi, prof. PK za opiekę merytoryczną, świetny kontakt, celne uwagi oraz poświęcony czas. W tym miejscu należy zaznaczyć, że część badań została sfinansowana w ramach projektu „Symulacyjna i doświadczalna ocena wpływu parametrów procesu gięcia materiałów anizotropowych na jakość technologiczną i wytrzymałość zmęczeniową wyrobu”, którego kierownikiem był mój promotor. Dziękuję za umożliwienie mi udziału w tym przedsięwzięciu, co wymiennie ułatwiło przeprowadzenie prac badawczych.

Prof. dr. hab. inż. Wojciechowi Kacalakowi dziękuję za wkład merytoryczny wniesiony w powstanie niniejszej pracy, za otwartość i chęć pomocy, za trafne sugestie ułatwiające sformułowanie hipotez badawczych oraz liczne wskazówki, które pozwoliły wynieść tę rozprawę na wyższy poziom.

Prof. dr. hab. inż. Leonowi Kukielce dziękuję za inspirujące pomysły oraz cenne wskazówki, które wzbogaciły proces badawczy i przyczyniły się do poszerzenia perspektywy naukowej tej rozprawy.

Dr. inż. Pawłowi Kałduńskiemu dziękuję za wsparcie w zakresie symulacji MES oraz za merytoryczne wskazówki, które pomogły mi samodzielnie rozwijać i udoskonalać moje modele numeryczne.

Dr. inż. Radosławowi Patykowi dziękuję za konsultacje merytoryczne i techniczne, a także za pomoc w doprecyzowaniu zagadnień istotnych dla właściwego zdefiniowania zakresu oraz sprawnego przeprowadzenia badań.

Dr. inż. Monice Szada-Borzyszkowskiej dziękuję za pomoc w realizacji badań mikroskopowych oraz sprawnym opracowaniu ich wyników.

Profesorowi Thomasowi Mathia dziękuję za wsparcie, interesujące rozmowy, szczerą otwartość. Rozmowy z Panem były dla mnie źródłem dodatkowej inspiracji oraz pozwalały utwierdzić się w przekonaniu o słuszności obranej drogi.

Prof. dr. hab. inż. Pawłowi Kłosowskiemu dziękuję za udostępnienie aparatury badawczej oraz przeprowadzenie części badań, które zostały wykorzystane podczas opracowywania niniejszej rozprawy.

Panom Dawidowi Jakrzewskiemu oraz Karolowi Szafirowiczowi dziękuję za udostępnienie laboratorium oraz pomoc w wykonaniu badań metalograficznych.

Panu Łukaszowi Śnieżko dziękuję za konsultacje technologiczne oraz chęć podzielenia się cennym doświadczeniem praktycznym, a także za odpowiedź na każde pytanie, mimo natłoku obowiązków służbowych.

Panu Franciszkowi Kalacie dziękuję za udostępnienie próbek materiałów wykorzystanych w badaniach wstępnych, które pomogły w zdefiniowaniu kierunku dalszych prac.

Dziękuję moim przyjaciołom, Mateuszowi i Karolinie Szostak, za obecność, zaangażowanie i wsparcie. Mateuszowi, za podzielenie się doświadczeniem i wyjaśnienie zagadnień związanych z procesami gięcia z perspektywy praktyka. Karolinie za motywację, życzliwość i nieustanne trzymanie kciuków, nawet w czasie, gdy sprawy się komplikowały.

Dziękuję koleżankom i kolegom ze Szkoły Doktorskiej za wsparcie, wymianę doświadczeń oraz poczucie, że nie jestem na tej drodze sam.

Administracji Szkoły Doktorskiej dziękuję za sprawne przeprowadzenie obiegu dokumentów i wsparcie na każdym kroku – to dzięki Państwa zaangażowaniu wiele formalności udało się przeprowadzić sprawnie i bezproblemowo.

Na koniec chciałbym podziękować mojemu przełożonemu, Haraldowi Schmitz, za stworzenie warunków, które pozwoliły na pogodzenie pracy zawodowej z wymaganiami kształcenia w Szkole Doktorskiej. Bez tej elastyczności realizacja tego projektu byłaby znacznie trudniejsza.

Szczególne podziękowania kieruję do mojej Mamy, Grażyny, za nieustające wsparcie, cierpliwość i motywację – szczególnie wtedy, gdy sam jej sobie odmawiałem. To również Ona, razem z moim śp. Tatą, Franciszkiem, od najmłodszych lat zaszczepiali we mnie pasję do nauki oraz ciekawość świata – wartości, które doprowadziły mnie aż tutaj.

Wszystkim niewymienionym, którzy dołożyli choćby najmniejszą cegiełkę do powstania tej pracy, przez poradę, dobre słowo, czy zwykłą życzliwość również serdecznie dziękuję.