

POLITECHNIKA KOSZALIŃSKA WYDZIAŁ MECHANICZNY KATEDRA PROCESÓW I URZĄDZEŃ PRZEMYSŁU SPOŻYWCZEGO



ROZPRAWA DOKTORSKA

# ANALIZA NUMERYCZNA I BADANIA EKSPERYMENTALNE PRZEPŁYWU BRZECZKI PIWNEJ W KADZI WIROWEJ O ZMODYFIKOWANEJ KONSTRUKCJI

mgr inż. Marta Stachnik

Promotor: dr hab. inż. Marek Jakubowski, prof. PK Promotor pomocniczy: dr inż. Monika Sterczyńska

Obliczenia zrealizowano przy wsparciu Interdyscyplinarnego Centrum Modelowania Matematycznego i Komputerowego (ICM) Uniwersytetu Warszawskiego w ramach grantu obliczeniowego GB83-5

Koszalin, wrzesień 2021

# Spis treści

| Stre | eszcze                  | nie pracy doktorskiej  | 4   |  |
|------|-------------------------|--|-----|--|
| Doc  | ctoral                  | thesis abstract  | 7   |  |
| Wy   | kaz sy                  | /mboli   | .10 |  |
| 1.   | WPR                     | WPROWADZENIE   |     |  |
| 2.   | TECHNOLOGIA BROWARNICZA |  |     |  |
|      | 2.1.                    | Produkcja piwa   | .14 |  |
|      | 2.2.                    | Brzeczka piwna   | .16 |  |
|      | 2.3.                    | Osady w piwie  | .18 |  |
|      | 2.4.                    | Klarowanie brzeczki piwnej                                   | .21 |  |
|      | 2.5.                    | Pomiary reologiczne w browarnictwie                          | .29 |  |
|      | 2.6.                    | Podsumowanie   | .31 |  |
| 3.   | PRZ                     | EPŁYW WIROWY I WIELOFAZOWY                                   | .33 |  |
|      | 3.1.                    | Ruch wirowy  | .33 |  |
|      | 3.2.                    | Przepływ wielofazowy   | .42 |  |
|      | 3.3.                    | Rozdział mieszaniny oraz model ruchu w warstwie Ekmana       | .44 |  |
|      | 3.4.                    | Problem intensyfikacji przepływu                             | .48 |  |
|      | 3.5.                    | Podsumowanie   | .51 |  |
| 4.   | WYE                     | BRANE METODY ANALIZY PRZEPŁYWU                               | .53 |  |
|      | 4.1.                    | Cyfrowa anemometria obrazowa                                 | .53 |  |
|      | 4.2.                    | Symulacje komputerowe  | .57 |  |
|      |                         | 4.2.1. Metody numeryczne rozwiązywania równań matematycznych | .57 |  |
|      |                         | 4.2.2. Modele przepływów wielofazowych                       | .61 |  |
|      |                         | 4.2.3. Model interakcji międzyfazowych                       | .66 |  |
|      |                         | 4.2.4. Turbulencja   | .67 |  |
|      | 4.3.                    | Wirowość   | .70 |  |
|      | 4.4.                    | Podsumowanie   | .75 |  |
| 5.   | CEL                     | E, HIPOTEZA I ZAKRES PRACY                                   | .76 |  |
|      | 5.1.                    | Cel pracy  | .76 |  |
|      | 5.2.                    | Hipoteza badawcza  | .76 |  |
|      | 5.3.                    | Zakres pracy   | .77 |  |
| 6.   | MAT                     | TERIAŁY I METODY   | .78 |  |
|      | 6.1.                    | Pomiary wybranych cech reologicznych osadu gorącego          | .78 |  |
|      |                         | 6.1.1. Przygotowanie próbek                                  | .78 |  |
|      |                         | 6.1.2. Stanowisko badawcze                                   | .79 |  |
|      |                         | 6.1.3. Metody pomiarów                                       | .80 |  |

|               | 6.2.       | Modelowanie komputerowe                           | .81  |  |  |  |
|---------------|------------|---|------|--|--|--|
|               |            | 6.2.1. Geometria modelu symulacyjnego             | .81  |  |  |  |
|               |            | 6.2.2. Siatka dyskretyzacyjna                     | .82  |  |  |  |
|               |            | 6.2.3. Założenia do modelu                        | .84  |  |  |  |
|               |            | 6.2.4. Uproszczenia modelu symulacyjnego          | .86  |  |  |  |
|               | 6.3.       | Model matematyczny przepływu w kadzi wirowej      | .87  |  |  |  |
|               |            | 6.3.1. Główne równania modelu matematycznego      | .87  |  |  |  |
|               |            | 6.3.2. Warunki brzegowe                           | . 89 |  |  |  |
|               |            | 6.3.3. Warunki początkowe                         | .90  |  |  |  |
|               | 6.4.       | Analiza przepływu cyfrową anemometrią obrazową    | .90  |  |  |  |
|               |            | 6.4.1. Stanowisko badawcze                        | .91  |  |  |  |
|               | 6.5.       | Propozycje modyfikacji dennicy kadzi              | .93  |  |  |  |
|               |            | 6.5.1. Analiza wyników pomiarów                   | .96  |  |  |  |
| 7.            | WYN        | NIKI POMIARÓW I ANALIZ                            | 100  |  |  |  |
|               | 7.1.       | Wyniki pomiarów reologicznych                     | 100  |  |  |  |
|               | 7.2.       | CFD przepływu w kadzi klasycznej                  | 110  |  |  |  |
|               | 7.3.       | Wyniki badań PIV                                  | 118  |  |  |  |
|               | 7.4.       | Analiza symulacyjna kadzi z modyfikacjami dennicy | 171  |  |  |  |
| 8.            | OMĆ        | WIENIE WYNIKÓW                                    | 191  |  |  |  |
|               | 8.1.       | Reologia  | 191  |  |  |  |
|               | 8.2.       | Omówienie modyfikacji dennicy                     | 193  |  |  |  |
| 9.            | WNI        | OSKI  | 200  |  |  |  |
|               | 9.1.       | Wnioski o charakterze naukowym                    | 200  |  |  |  |
|               | 9.2.       | Wnioski o charakterze utylitarnym                 | 201  |  |  |  |
|               | 9.3.       | Perspektywy dalszych badań                        | 202  |  |  |  |
| Bibliografia  |            |   |      |  |  |  |
| Spis rysunków |            |   |      |  |  |  |
| Spis          | Spis tabel |   |      |  |  |  |

# Streszczenie pracy doktorskiej

# POLITECHNIKA KOSZALIŃSKA WYDZIAŁ MECHANICZNY Katedra Procesów i Urządzeń Przemysłu Spożywczego

# Tytuł: ANALIZA NUMERYCZNA I BADANIA EKSPERYMENTALNE PRZEPŁYWU BRZECZKI PIWNEJ W KADZI WIROWEJ O ZMODYFIKOWANEJ KONSTRUKCJI

Autor: mgr inż. Marta Stachnik

**Promotor:** dr hab. inż. Marek Jakubowski, prof. PK **Promotor pomocniczy**: dr inż. Monika Sterczyńska

Konsumenci stale poszukują nowych doświadczeń, a rynek w odpowiedzi dostarcza nowe typy piw. Surowce inne niż słód jęczmienny znacząco wpływają na etapy produkcji, szczególnie są to operacje filtracji, klarowania, gotowania i transportu.

W trakcie gotowania brzeczki z chmielem powstaje osad gorący, który jest oddzielany w kadzi wirowej. Rozwój nowych technik pomiarowych oraz narzędzi komputerowych pozwala na szerszą analizę oraz poprawę warunków separacji tej zawiesiny.

W niniejszej pracy proponuje się modyfikacje dennicy kadzi wirowej, które mają na celu poprawę warunków klarowania brzeczki piwnej po jej gotowaniu z chmielem. Wykorzystując wycinki rzutu spirali Ekmana na powierzchnię zbudowano 5 elementów, których krotności (2, 3, 4 i 5) utworzyły formy geometryczne modyfikujące dennicę kadzi klasycznej. Przeprowadzono pomiary rozkładu prędkości przepływu pierwotnego za pomocą metody PIV oraz symulacji komputerowych. Wyznaczono także charakterystykę reologiczną brzeczki i osadu, które wykorzystnano przy budowie modelu komputerowego.

W kadzi wirowej zachodzą dwa zjawiska: przepływ wirowy ze swobodną powietrznią oraz sedymentacja osadu gorącego. Początkowo zbudowano model komputerowy, który składał się z dwóch faz ciągłych (powietrze i brzeczka) oraz fazy rozproszonej (osad). Wykorzystano w tym celu podejście Euler-granularny dla opisu fazy rozproszonej w połączeniu ze śledzeniem swobodnej powierzchni brzeczka-powietrze. Równania matematyczne opisujące przepływ w kadzi zostały rozszerzone o udział poszczególnych faz/frakcji. Na podstawie symulacji prześledzono zmiany udziału frakcji rozproszonej oraz formowanie się stożka osadu w kolejnych krokach czasowych. Model komputerowy pozwala także przeanalizować

charakterystykę pionowego przepływu wtórnego, którego nie da się ocenić za pomocą eksperymentu.

Wstępne obliczenia przeprowadzono dla kadzi klasycznej. Ze względu na długi czasu obliczeń analizę wpływu modyfikacji dennicy kadzi na przepływ przeprowadzono za pomocą eksperymentalnych pomiarów PIV. Przepływ pierwotny to wir, a wartości maksymalne prędkości tworzą torus wokół osi zbiornika. Poszukuje się konstrukcji, w których wartości maksymalne prędkości oraz ich położenie będą takie same na całym torusie, czyli nastąpi ich symetryzacja względem osi zbiornika. Na podstawie analizy map wektorowych przepływu zdefiniowano pięć kategorii oceny: symetryzacja maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego; symetryzacja miejsca występowania maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego; stabilizacja strefy centralnej; obniżenie wartości prędkości przepływu pierwotnego oraz obniżenie wartości prędkości przepływu pierwotnego i strefy centralnej.

Największą redukcję maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano dla form geometrycznych zbudowanych z krótszych fragmentów spirali. Do najmniejszej redukcji tych wartości przyczyniły się formy geometryczne najdłuższego fragmentu spirali. Pod względem oceny symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego najmniejsze różnice zidentyfikowano dla najkrótszych fragmentów spirali, z czego wariant z trzema elementami najbliżej osi był najkorzystniejszy. Pod względem symetryzacji maksymalnych wartości przepływu pierwotnego każdy wariant przyczynił się do pogorszenia warunków względem kadzi klasycznej. Natomiast w kategorii symetryzacji położenia nawet najmniej korzystne rozwiązanie przyczyniło się do poprawy warunków przepływu względem kadzi klasycznej. Najkorzystniejsze pod względem stabilizacji centrum wiru były formy geometryczne z najkrótszych fragmentów spirali, z czego najbardziej korzystny był wariant z trzema elementami ulokowanymi najbliżej osi. Modyfikacje dennicy przy pomocy fragmentów spirali ulokowanych bliżej ściany zbiornika przyczyniły się do pogorszenia warunków przepływu w odniesieniu do kadzi klasycznej. Natomiast największą redukcję wartości prędkości centrum wiru zidentyfikowano dla form geometrycznych z najdłuższych fragmentów spirali.

Przeanalizowano także wartości wirowości. Mimo, iż przepływ w kadzi traktowany jest jako obrót ciała sztywnego, to można zaobserwować lokalne zawirowania. Do identyfikacji wirów wykorzystano kryterium  $\lambda_{ci}$ , które rozróżnia struktury wirowe od strefy przepływu ścinającego. Najniższe wartości tego kryterium (porównane jako wartości bezwzględne) zidentyfikowano dla najkrótszych fragmentów zlokalizowanych najbliżej osi. Natomiast dłuższe fragmenty spirali przyczyniły się do formowania lokalnych zawirowań o większej intensywności niż w kadzi klasycznej. Z badań eksperymentalnych wynika, iż korzystniejsze warunki przepływu pierwotnego brzeczki powstawały, gdy 3 lub 4 najkrótsze fragmenty spirali były umieszczone najbliżej osi zbiornika. Z drugiej strony dłuższe fragmenty spirali przyczyniły się do największej redukcji prędkości centrum wiru.

Symulacje komputerowe wybranych wariantów modyfikacji prowadzono dla kadzi niskiej, gdzie wysokość słupa cieczy jest równa promieniowi zbiornika. Najkorzystniejszy efekt na przepływ w kadzi wirowej uzyskano dla dłuższych fragmentów spirali, a najmniej korzystny dla najkrótszych elementów. W związku z tym najmniej zwarty stożek uzyskano w wariancie z najkrótszymi fragmentami spirali. Natomiast najbardziej zwarty stożek zidentyfikowano dla wariantu z najdłuższymi fragmentami spirali. Była to sytuacja odwrotna do wyników uzyskanych dla kadzi o stosunku wysokości do średnicy H/D = 1. Założono, iż wybrana wysokość elementów zabudowy nie zaburzy dośrodkowego przepływu namywającego. Na podstawie symulacji komputerowych stwierdzono, iż elementy modyfikujące dno hamowały przepływ przydenny. To przyczyniło się do namywania osadu przy fragmentach spirali.

Właściwości reologiczne wyznaczono dla czterech rodzajów osadów gorących z przemysłowej warzelni pobranych z trzech różncyh wsadów surowcowych (sam słód jęczmienny, 30% oraz 45% dodatek niesłodowanego jęczmienia). Dwa osady były wykonane z tego samego wsadu, ale różniły się ekstraktem. Oceniono wpływ temperatury oraz szybkość ścinania na zmianę wartości lepkości osadu. Zmierzono także wartości lepkości brzeczek w funkcji temperatury.

Osad gorący wykazał właściwości rozrzedzania ścinaniem oraz znaczną tiksotropię. W każdej temperaturze najwyższe wartości lepkości pozornej odnotowano dla osadu pochodzącego ze słodowanego wsadu. Natomiast najniższe wartości lepkości pozornej odnotowano dla osadu z 30% dodatkiem niesłodowanego jęczmienia. Zwiększenie dodatku niesłodowanego o 15% oraz ekstraktu do 16,1 i 18,2° nieznacznie podwyższyło lepkość pozorną osadu. Zidentyfikowano również istnienie granicy płynięcia w materiale, a jej wartość obniżała się wraz ze wzrostem temperatury zawiesiny. Na koniec dobrano model reologiczny, który najlepiej oddaje właściwości reologiczne osadu. Takim modelem okazał się model Cross.

Badania od strony technologicznej sugerują, iż na strukturę osadu ma wpływ nie tylko wsad surowcowy, ale także skala produkcji. Konsumenci chętnie sięgają po wyroby zakładów rzemieślniczych czy minibrowarów. Poszukują także nowych smaków. Popularne stają się nietypowe surowce, jak gryka czy owies. Zmiana ilości białka oraz innych związków ma wpływ na wytracanie osadu i jego charakterystykę. Stąd też ważne jest, aby analizować formowanie się stożka osadu wraz z uwzględnieniem m. in. jego parametrów reologicznych. W perspektywie badań są symulacje oraz badania PIV innych form zabudowy dennicy. A także eksperymenty z uwzględnieniem rożnych wartości lepkości brzeczki oraz osadu.

Słowa kluczowe: kadź wirowa, osad gorący, przepływ wirowy, przepływ wielofazowy, reologia

## **Doctoral thesis abstract**

Koszalin, September 2021

# KOSZALIN UNIVERSITY OF TECHNOLOGY FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING Department of Food Industry Processes and Facilities

## **Title:** NUMERICAL ANALYSIS AND EXPERIMENTAL STUDIES OF THE FLOW OF BEER WORT IN A MODIFIED ROTATORY TANK

Author: Marta Stachnik, BEng, MScSupervisor: Marek Jakubowski, BEng, PhD, ProfTitAuxiliary supervisor: Monika Sterczyńska, BEng, PhD

Consumers are constantly looking for new experiences, and the market is responding by providing new types of beers. Raw materials other than barley malt significantly affect production steps, particularly filtration, clarification, boiling, and transport operations.

Boiling of wort with hops generates hot trub, which is separated in a rotary tank. The development of new measurement techniques and computer tools allows for more extensive analysis and improvement of the separation conditions of said suspension.

This work introduces modifications to the bottom of the rotary tank to improve the clarification conditions of beer wort after boiling with hops. Using segments of the Ekman spiral 5 baffles were constructed, which multiples (2, 3, 4, and 5) constituted geometrical forms modifying the bottom of the classical tank. The primary flow velocity distribution was measured using the PIV method and computer simulations. Rheological characteristics of wort and sediment were also determined and used to build a computer model.

Two phenomena occur in the rotary tank: vortex flow with free surface and sedimentation of hot trub. A three-phase computer model was built consisting of two continuous phases (air and wort) and a dispersed phase (sediment). An Euler-granular approach was taken to describe the dispersed phase movement and was combined with free surface wort-air tracking The extended mathematical equations describing the flow in the tank included the contribution of each phase/fraction. Changes in the volume fraction of the dispersed phase and thus the formation of a sediment cone in successive time steps were investigated. Contrary to the experiment the computer model also allowed for the analysis of the characteristics of the vertical secondary flow. Preliminary calculations were performed for a classical tank. Due to the long computation time, the analysis of the effect of modifications on the flow was carried out through experimental PIV measurements. Based on the analysis of flow's vector maps, five evaluation categories were defined: primary flow's symmetrization concerning maximum velocity values; primary flow's symmetrization concerning the location of maximum velocity values; stabilization of the flow's central zone and reduction of primary flow's and central zone's velocity values.

The greatest reduction of maximum values of primary flow's velocity was observed in geometric forms constructed from shorter spiral fragments. The geometric configurations of the longest spiral fragment contributed to the least reduction of these values. In terms of the evaluation of the symmetrization of the position of the maximum values of the primary flow velocity, the smallest deviations were identified for the shortest spiral fragments, of which the variant located closest to the tank's axis with three elements was the most favorable. In terms of the symmetrization of the maximum values of the primary flow velocity, each variant contributed to the worsening of the conditions compared to the classic tank. However, in the category of position symmetrization, even the least favorable solution contributed to improved flow conditions relative to the classical tank. The most beneficial in terms of central zone stabilization were geometric forms made of the shortest spiral fragments, of which the best was the variant with three elements located closest to the axis. On the other hand, modifications of the bottom with spiral fragments positioned closer to the tank wall contributed to the impaired flow conditions in comparison with the classical tank. The most substantial reduction in central zone velocity was identified for geometric forms with the longest spiral fragments.

Vorticity values were also analyzed. Although the flow in the tank is considered as a rotation of a rigid body, local vortices were observed. The criterion  $\lambda_{ci}$ , which distinguishes vortex structures from the high shear flow region, was used to identify vortices. The lowest values of this criterion (compared as absolute values) were identified for the shortest spiral fragments located closest to the axis. On the other hand, longer fragments contributed to the development of local vortices of higher strength than in the classical vats. Experimental studies showed that the shortest spiral fragments located closer to the axis in a 3 or 4 element configuration generated more favorable primary flow conditions. On the other hand, longer spiral fragments contributed to the most prominent reduction of velocity in the vortex central zone.

Computer simulations of selected modification variants were conducted for a low tank, where the height of the liquid column is equal to the radius of the tank. The longer spiral fragments generated the most favorable effect on the flow in the rotary tank, and the shortest elements created the least favorable. Therefore, the variant with the shortest spiral fragments had the least compacted cone. In contrast, the most compacted cone was identified in the variant with the longest spiral fragments. This was the opposite situation to the results obtained for the tank with the ratio H/D = 1. It was assumed that the selected height of the construction elements would not disturb the radially inward flow. Computer simulations proved that the bottom modifying baffles inhibited the near-bottom flow, which contributed to sediment aggradation around them.

Rheological properties were determined for four types of hot trub from an industrial brewerytaken from three different batches (barley malt; 30%, and 45% unmalted barley addition). Two hot trubs were made from the same batch but differed in wort extract. The effect of temperature and shear rate on the change in viscosity values was evaluated. Wort viscosity values were measured at 20°C and as a function of temperature. The hot trub showed shear-thinning properties and considerable thixotropy. At each temperature, the highest apparent viscosity values were recorded for the sediment derived from the malt batch. On the other hand, the hot trub with 30% addition of unmalted barley had the lowest apparent viscosity values. Increasing the unmalted substitution by 15% and the extract to 16.1 and 18.2° slightly increased the apparent viscosity of the hot trub. The material showed the existence of yield stress and its value decreased with increasing temperature. Finally, a Cross model successfully represented the rheological properties of the hot trub.

Technological research suggests that sediment structure is influenced not only by the raw material input but also by the scale of production. Consumers eagerly reach for craft or minibreweries products. They are also looking for new flavors. Unusual raw materials, such as buckwheat or oats, are becoming popular. The change in the amount of protein and other compounds affects the settling and other characteristics of the hot trub. Therefore, it is necessary to analyze sediment's cone formation, including its rheological parameters. Further research perspectives include simulations and PIV studies of other forms of rotatory tank's bottom modification, followed by experiments taking into account different values of wort and hot trub viscosity.

#### Keywords: rotary vat, hot trub, vortex flow, multi-phase flow, rheology

# Wykaz symboli

## Symbole

A – powierzchnia [m<sup>2</sup>] b – ładunek czastek [-] C – stężenie  $[m^3 \cdot m^{-3}]$ Co-liczba Couranta [-] d – średnica [mm] D – średnica zbiornika [m] F - silv masowe  $[N \cdot m^{-3}]$ FS<sub>r</sub> – funkcja symetrii różnic FS<sub>PŚ</sub> – funkcja symerii położenia środka g – siła grawitacji [m·s<sup>-2</sup>] H – wysokość zbiornika [m] I – macierz jedności k – energia kinetyczna turbulencji  $[m^2 \cdot s^{-2}]$ K – stała Cross'a, czas relakasacji [s] L – długość charakterystyczna [m] M – macierz m – masa [kg] m – parameter w modelu Cross'a[-] **n** – wektor normalny do powierzchni n – współczynnik załamania światła [-] p – ciśnienie [Pa] r – promień cząstki [m] R – promień zbiornika [m] S<sub>Φ</sub> – wskaźnik przyrostu właściwości [-] t - czas [s]T - temperatura [°C]U – prędkość  $[m \cdot s^{-1}]$ u – składowa prędkości  $[m \cdot s^{-1}]$ **u** – wektor prędkości  $[m \cdot s^{-1}]$ V – objętość  $[m^3]$  $\mathbf{v}$  – składowy wektor prędkości [m·s<sup>-1</sup>] x - os xy - os yz - os z $\dot{\gamma}$  – szybkość odkształcania [s<sup>-1</sup>]  $\alpha$  – udział fazy [-]  $\beta$  – stała modelu SST  $\beta^*$  – stała modelu SST γ – stosunek gęstości [-] Γ - współczynnik dyfuzji [-]  $\delta$  – wysokość warstwy przyściennej [m]  $\delta_w$  – odległość od ściany [m]  $\eta$  – lepkość pozorna [Pa·s]  $\lambda_{ci}$  – intensywność wirowania [s<sup>-1</sup>]

 $\mu$  – lepkość dynamiczna [Pa·s] v – lepkość kinematyczna  $[m^2 \cdot s^{-1}]$  $\rho$  – gęstość [kg·m<sup>-3</sup>]  $\tau$  – naprężenie styczne [Pa]  $\Phi$  – kat [rad]  $\varphi$  – udział objętościowy fazy [-]  $\Omega$  – prędkość obrotowa [rad·s<sup>-1</sup>] ω – w modelu SST szybkość rozpraszania energii [s<sup>-1</sup>]  $\omega$  – wektor wirowości [s<sup>-1</sup>]  $\omega$  – wirowość [s<sup>-1</sup>]  $\Phi$  – parametr [-] **Indeksy dolne** \* – wartość bezwymiarowa c – faza ciągła cz – cząstka d – faza rozproszona f - frakcja(1, 2, 3)i - składowa jednostkowa j – składowa jednostkowa k - składowa jednostkowa m - mieszanina p – powietrze r - składowa promieniowa s - wartość charakterystyczna T – turbulencja t – wartość graniczna

- x składowa osiowa x
- y składowa osiowa y
- z składowa osiowa z
- $\tau$  tarcie
- φ składowa kątowa

### Akronimy

- AMG algebraic multigrid methods
- CFD Computational Fluid Dynamics
- DEM Discrete Element Method
- DPM Discrete Phase Method
- FDM Fused Deposition Modeling
- KTGF Kinetic Theory of Granular Flow
- LDA Laser Doppler Anemometry
- LES Large Eddy Simulation
- LIF Laser-Induced Fluorescence

- LTA Laser Transient Anemometry
- MES metoda elementu skończonego
- MOS metoda objętości skończonych
- MRS metoda różnic skończonych
- PDPA Phase Doppler Particle Analyzer
- PIV Particle Image Velocimetry

## 1. WPROWADZENIE

Starożytni Babilończycy warzyli ponad 20 różnych typów piwa już ok. 2000 lat p.n.e. Egipcjanie kontynuowali piwowarską profesję, zmieniając aromat piwa za pomocą np. daktyli (Hornsey, 2003). Około roku 1000 n.e. po raz pierwszy użyto chmiel do produkcji piwa (Hornsey, 2016). W 1516 roku w Bawarii stworzono *Reinheitsgebot*, zwane *Bawarskim Prawem Czystości Prawa* i wprowadzone później w całych Niemczech. Prawo zakazywało stosowania innych surowców niż słód jęczmienny i chmiel do warzenia piwa (Van Tongeren, 2011).

Konsumenci poszukują nowych smaków piwa i napojów bazujących na tym produkcie. Rynek, w odpowiedzi na to zapotrzebowanie, dostarcza nowe typy piw. Kolejny trend, który święci sukces sprzedażowy to piwa rzemieślnicze, tzw. kraftowe. Stanowią one prawie 2,5% rynku piwnego (Gómez-Corona i in., 2016; Gómez-Corona i in., 2017; GlobalData, 2018). Zmiany w recepturze nie pozostają bez wpływu na technologię i technikę produkcyjną. Niesłodowane surowce często wymagają wstępnej obróbki. Przetwórcy zbóż dostarczają ziarna przetworzone pod wymagania browarów. Jednak surowce inne niż słód jęczmiennym istotnie wpływają także na pozostałe etapy produkcji. Od strony technicznej są to operacje filtracji, klarowania, gotowania i transportu (Annemüller i Manger, 2013; Faltermaier i in., 2014; Bettenhausen i in., 2018).

W trakcie gotowania brzeczki z chmielem powstają zmętnienia, które należy usuwać. Klarowanie brzeczki zachodzi samoistnie, osad sedymentuje w wyniku różnicy gęstości. Jest to jednak czasochłonne. Metody oddzielania osadu gorącego od brzeczki przeszły wiele zmian. Od 1960 roku w browarach używa się kadzi wirowej, zwanej również po angielsku whirlpool. W kadzi wirowej proces klarowania jest napędzany poprzez styczne napełnianie zbiornika (Jakubowski i Sterczyńska, 2013a). W ten sposób płyn wprowadza się w ruch wirowy, który tworzy układ przepływów, w skład którego wchodzi: przepływ pierwotny (wir pierwotny) i przepływ (wir) wtórny/drugorzędowy. Przepływy te namywają osad (w postaci stożka) w centralnej części dennicy separatora (Kunze, 2010).

Złożoność procesu klarowania w kadzi wirowej utrudnia badania eksperymentalne, a możliwości poprawy procesu są ograniczone. Jednak rozwój nowych technik pomiarowych oraz narzędzi komputerowych pozwala na szerszą analizę zjawiska oraz testowanie nowych rozwiązań technicznych (Tolk i in., 2017).

Obliczeniowa mechanika płynów (*z ang. Computational Fluid Dynamics* – CFD) przekształciła się z zaawansowanego zagadnienia naukowego w narzędzie codziennej praktyki inżynierskiej. Można śmiało powiedzieć, że na całym świecie dziesiątki tysięcy inżynierów jest bezpośrednio zatrudnionych do prowadzenia obliczeń CFD w zakładach produkcyjnych lub firmach konsultingowych (Nikolic i in., 2015). W przeciwieństwie do rozwiązywania problemów badawczych, przemysłowa analiza CFD nie wiąże się z opracowywaniem nowych algorytmów. Zazwyczaj używany jest program posiadający kody ogólnego przeznaczenia. Mają one

tendencję do łączenia wszystkich niezbędnych narzędzi: rozwiązywanie równań, generator siatki numerycznej, modele turbulencji i przepływów wielofazowych oraz moduły do obróbki wyników. Świadome zastosowanie tych programów wymaga jednak zrozumienia aspektów fizycznych i inżynierskich analizowanego procesu oraz znajomości metod numerycznych, które pozwalają na prowadzenie analizy CFD, w sposób gwarantujący dokładne i prawidłowe rozwiązanie (Kim i in., 2018; Tu i in., 2018a).

Można wyróżnić trzy podejścia do rozwiązywania problemów związanych z przepływem: teoretyczne, eksperymentalne oraz numeryczne. Zasadniczą zaletą analizy teoretycznej jest uzyskiwanie dokładnych rozwiązań. Jednakże rozwiązania tego typu są możliwe tylko dla bardzo ograniczonej klasy problemów, zazwyczaj sformułowanych w wyidealizowany sposób. Podejście eksperymentalne polega na przeprowadzeniu starannie zaprojektowanego eksperymentu z wykorzystaniem modelu prawdziwego obiektu. Głównymi wadami podejścia eksperymentalnego są trudności techniczne oraz wysokie koszty. Podejście numeryczne (obliczeniowe) wykorzystuje możliwość opisania prawie każdego przypadku przepływu jako zbioru cząstkowych równań różniczkowych. Przybliżone rozwiązanie tych równań uzyskuje się poprzez implementację szeregu procedur obliczeniowych. Takie podejście nie jest bezproblemowe. Przewyższa ono jednak metody analityczne i eksperymentalne w niektórych, bardzo ważnych aspektach: tj. uniwersalności, elastyczności, dokładności i redukcji kosztów samego rozwiązania (Vandervorst, 2002; Carcione, 2015; Rundo i Altare, 2017).

Postęp w elektronice i informatyce, szybka analiza danych, przetwarzanie obrazu i identyfikacja schematów umożliwiły rozwój bardzo rozbudowanych technik badawczych, które są obecnie stosowane w wielu różnych dziedzinach nauki i gałęziach działalności przemysłowej. Metoda PIV (*z ang. Particle Image Velocimetry*) jest niewątpliwie jedną z najważniejszych technik stosowanych w zagadnieniach analizy dynamiki płynów. Jej główną zaletą jest możliwość uzyskania bezpośredniej i natychmiastowej wizualizacji pola przepływu w nieinwazyjny sposób (Lindken i Burgmann, 2012; Atkins, 2016).

W niniejszej pracy zaproponowano 20 wariantów modyfikacji geometrii dennicy kadzi wirowej. Założono, iż mogą one przyczynić się do poprawy warunków klarowania brzeczki piwnej po gotowaniu z chmielem. Przeprowadzono pomiary rozkładu prędkości przepływu pierwotnego za pomocą metody PIV oraz symulacji komputerowych. Uzupełnieniem opracowania są także pomiary reologiczne separowanej fazy rozproszonej (tj. osadu gorącego). Całość rozważań osadzono w kontekście uwarunkowań działania technicznego linii produkcyjnej, parametrów technologicznych operacji oraz właściwości produktu. Wszystkie te aspekty są ściśle ze sobą powiązane, stąd też niezbędne dla spojrzenie interdyscyplinarne na problem separacji osadu gorącego.

# 2. TECHNOLOGIA BROWARNICZA

## 2.1. Produkcja piwa

Proces technologiczny produkcji piwa (rys. 1) obejmuje następujące etapy: zacieranie, filtrację zacieru, gotowanie brzeczki, klarowanie, chłodzenie, fermentację i dojrzewanie piwa, filtrację (lub jej brak dla piw niefiltrowanych) oraz rozlew do opakowań jednostkowych (Hager i in., 2014).



Rys. 1. Schemat produkcji piwa (na podstawie www.britannica.com, 2019)

Warzelnia to dział browaru, w którym znajduje się aparatura służąca do przygotowania brzeczki nastawnej. Pierwszym etapem jest rozdrabnianie surowca. Po nim następuje zacieranie. Ma ono na celu przemianę substancji nierozpuszczalnych w wodzie w składniki rozpuszczalne. W tym czasie następuje m.in. rozkład skrobi pochodzącej z rozdrobnionych ziaren zbóż do cukrów prostych niezbędnych dla drożdży, a także następuje rozpad białek na krótkie peptydy oraz aminokwasy (Bamforth, 2003; Kunze, 2010). Następnie realizowana

jest filtracja, której istotą jest oddzielenie brzeczki (powstałego roztworu) od wysłodzin (młóta, czyli łusek i resztek ziaren). Uzyskana brzeczka jest kierowana do kotła warzelnego, gdzie następuje jej gotowanie z chmielem (Lewis i Young, 2001; Briggs i in., 2004). Ma ono na celu wyekstrahowanie substancji goryczkowych oraz aromatycznych zawartych w chmielu. Następuje tu konglomeracja i wytrącenie związków białkowo-garbnikowych, sterylizacja brzeczki, inaktywacja enzymów i odparowanie nadmiaru wody (Bamforth, 2003; Kunze, 2010). Konglomeraty są nierozpuszczalne i wytrącają się w postaci osadu gorącego, inaczej zwanego przełomem. W celu oddzielenia zmętnienia brzeczka kierowana jest do kadzi wirowej (Bamforth, 2003; Barth, 2013). Ten etap procesu produkcji piwa szerzej omówiono w rozdziale 2.4, a jego podstawy teoretyczne w rozdziale 3.

Kolejnym etapem jest chłodzenie brzeczki do temperatury właściwej dla wegetacji drożdży. Poniżej 60°C powstaje zimny osad i brzeczka ponownie mętnieje. Zimny osad stanowią głównie związki białkowo-garbnikowe występujące w postaci kłaczków o średnicy ekwiwalentnej ok. 0,5 µm. Zimny osad usuwa się za pomocą wirowania, flotacji lub filtrowania (Bamforth, 2003; Andrews, 2006).

Brzeczka nastawna kierowana jest na dział fermentacji. Proces trwa  $5 \div 7$  dni, zależnie od zastosowanych temperatur. W tym czasie drożdże metabolizują cukry takie jak glukoza, maltoza i maltotrioza do alkoholu etylowego i innych substancji nadających piwu charakterystyczny smak i aromat (Briggs i in., 2004; Barth, 2013). Następnie młode piwo w tankach leżakowych przechodzi etap dojrzewania. Pozostałe drożdże odfermentowują resztki cukrów oraz nasycają piwo dwutlenkiem węgla. Piwo leżakuje od  $2 \div 6$  tygodni (Bamforth, 2011).

Po fermentacji piwo jest poddane filtracji, która ma na celu usuniecie pozostałych komórek drożdży i innych zawiesin. W browarach stosuje się przede wszystkim układy wielostopniowe, w których występuje między innymi świecowy filtr namułowy. Następnie piwo trafia na filtr z przegrodą aktywną z poliwinylopolipirolidonu (PVPP), który zapewnia stabilność koloidalną. Kolejnym etapem jest karbonizacja piwa, czyli wyrównywanie zawartości CO<sub>2</sub> (Lewis i Young, 2001).

W zależności od zamówienia piwo jest rozlewane do kegów o pojemności 50 lub 30 litrów, puszek o pojemności 5 lub 0,5 litra oraz szklanych butelek o pojemnościach 0,33, 0,5 i 0,66 litra. W niektórych browarach rozlew odbywa się także do butelek PET o zróżnicowanych pojemnościach. W zależności od posiadanej linii technologicznej, uwarunkowań rynkowych i receptury, piwo może być pasteryzowane, co ma zapewnić jego stabilność mikrobiologiczną (Briggs i in., 2004).

#### 2.2. Brzeczka piwna

Brzeczka jest wodnym roztworem cukrów uzyskiwanych poprzez rozkład skrobi przeznaczonym do fermentacji alkoholowej prowadzonej przez drożdże. Zazwyczaj gotowa brzeczka, która dociera do tanku fermentacyjnego, zawiera wagowo od 80% do 90% wody. Jej skład zależy od składu wsadu zbożowego, procesu zacierania, wody warzelnianej i chmielu. Standardowa brzeczka słodowa zawiera ok. 46,4% maltozy, 25% maltotriozy, 21,5% glukozy, 4,5 % sacharozy oraz 2,6% fruktozy (Otter i Taylor, 1967). Większość tych cukrów powstaje w kadzi zaciernej, gdzie enzymy zawarte w ziarnie lub dodawane jako suplement, rozkładają skrobię. Niektóre style piwa wymagają dodawania do brzeczki cukrów niepochodzących z ziaren – zarówno tych fermentujących, jak i niefermentujących, celem wzbogacenia smaku i/lub uzyskania wyższej zawartości alkoholu bez znacznego zwiększania lepkości gotowego produktu. Do składników brzeczki, oprócz węglowodanów, należą związki azotu (głównie białka), sole i minerały, kwasy, fenole, goryczki chmielowe, chmielowe olejki eteryczne i lipidy (Priest i Stewart, 2006; Evans i in., 2012; Kunze, 2014).

Piwo może być wytwarzane ze słodu i/lub surowców niesłodowanych. Istotą produkcji piwa jest wyekstrahowanie związków rozpuszczalnych ze słodu, gotowanie brzeczki z chmielem i poddanie jej fermentacji (Bettenhausen i in., 2018). Słodowane ziarna są głównym surowcem, gdyż dostarczają oprócz fermentowalnych cukrów także białka i minerały niezbędne dla prawidłowego przebiegu fermentacji. Surowce niesłodowe o różnym przeznaczeniu określa się wspólnym mianem dodatków niesłodowanych. Są to produkty takie jak:

- ziarna (np. kukurydza, ryż, żyto, owies, jęczmień i pszenica); a także pseudo zboża (np. gryka, amarantus, komosa ryżowa, miłka abisyńska),
- miód, syrop klonowy, syrop z agawy, cukier inwertowany, cukier belgijski oraz karmele,
- owoce (np. truskawka, mango, gruszka, malina, porzeczka i inne) i warzywa (np. dynia, maniok),
- skórka cytryny lub pomarańczy,
- przyprawy (np. cynamon, anyż, imbir, goździki, jagoda jałowca, jaśmin, kardamon, trawa cytrynowa, wanilia i inne) (Goode i Arendt, 2006).

Dodatki niesłodowane są stosowane w celu obniżenia kosztów produkcji lub też jako dodatek do receptury np. piw smakowych. Część dodatków jest stosowana w trakcie zacierania bądź gotowania brzeczki i ma wpływ na proces klarowania. Część natomiast jest stosowana na dalszych etapach produkcji, np. fermentacji lub leżakowania. Najważniejsze cechy piwa, które podlegają zmianom to stabilność koloidalna i stabilność piany. W wyniku wprowadzenia dodatków powstają nowe smaki lub zwiększa się wartość odżywcza piwa (Agu i Palmer, 2013; Faltermaier i in., 2014; Hager i in., 2014; Bogdan i Kordialik-Bogacka, 2017). Prawie 85 ÷90% piw na świecie wytwarzanych jest z dodatkami niesłodowanymi, których udział w recepturze jest zróżnicowany i zależy od regulacji na poziomie krajowym. Przykładowo w Europie używa się ok. 30% dodatku, w Stanach i w Australii słód zastępuje się w 40 – 50%, a w Afryce możliwe jest użycie 50 do 75% substytutu niesłodowanego (Annemüller i Manger, 2013).

Jęczmień jest głównym surowcem browarniczym. W wielu krajach, poza Niemcami, niesłodowany jęczmień używany jest jako źródło węglowodanów. W mieszankach słodu i jęczmienia, udział surowego ziarna nie powinien przekraczać 50%. Zwiększanie dodatku jęczmienia powoduje wzrost stężenia β-glukanów oraz lepkości brzeczki (Cimini i in., 2017). Prażone ziarna niesłodowanego jęczmienia mogą zastąpić ciemne słody jęczmienne, stanowiąc źródło barwy i aromatów ciemnych piw (Narziß, 1976; Kunze, 2010; Kanauchi i in., 2018).

Chmiel zwyczajny należy do rodziny konopiowatych. Uprawa chmielu ukierunkowana jest na zwiększanie zawartości α-kwasów w odmianach goryczkowych. Pomimo rosnącej produkcji piwa na świecie, powierzchnia uprawy chmielu maleje. Wynika to z coraz wyższej zawartości substancji aromatycznych w tym surowcu oraz mniejszego dodatku chmielu na hektolitr piwa (Krottenthaler, 2000). Spośród wszystkich związków obecnych w żywicach chmielowych najważniejsze to  $\alpha$ -kwasy (3 – 17%) i  $\beta$ -kwasy (2 – 7%). Gorzkie żywice nadają piwu przyjemny smak i goryczkę, stabilizują pianę i wydłużają trwałość produktu, gdyż posiadają właściwości bakteriostatyczne (Kondo, 2003). Między 20 a 30% polifenoli zawartych w piwie pochodzi z chmielu, reszta ze słodu. Polifenole składają się ze związków konglomerujących (80%) i hydrolizujących (20%). Pierwsza grupa to monomeryczne polifenole i ich glikozydy, które są w stanie konglomerować do większych cząstek. Chmiel aromatyczny zawiera więcej niskocząsteczkowych polifenoli niż chmiel goryczkowy (Foster i in., 2002; Forster i in., 2004). Wielkocząsteczkowe związki polifenoli mogą nadać piwu ciemny kolor, powodować powstawanie obcego posmaku i obniżać stabilność koloidalną. Polifenole wywołujące mętność mogą być usunięte za pomoc filtracji lub za pomocą PVPP (poliwinylopolipirolidon). Częściowo polifenole są usuwane wraz z osadem gorącym, drożdżami i podczas filtracji gotowego piwa (Forster i in., 1999; Forster i in., 2004).

Stosowanie chmielu ma na celu stworzenie właściwego smaku i aromatu piwa, a jego ilościowy dodatek zależy przede wszystkim od oczekiwanego profilu gotowego produktu. Obecnie w browarnictwie wykorzystuje się granulat lub ekstrakt chmielowy, rezygnując z nieprzetworzonych szyszek chmielowych. Pozwala to otrzymać jednorodny jakościowo produkt i w większym stopniu wykorzystać substancje goryczkowe. Do zalet granulatu czy ekstraktów można jeszcze zaliczyć łatwiejszy transport i magazynowanie oraz lepszą trwałość w porównaniu z szyszkami. To, czy stosowany jest granulat, ekstrakt, czy szyszki chmielowe będzie decydować o charakterystyce osadu pod względem ilościowym oraz jakościowym (Narziß, 1992; Bamforth, 2003; Bamforth, 2011). W zależności od tego, jaka jest forma chmielu tworzy się inna struktura osadu gorącego, co ma zasadniczy wpływ na proces formowania się jego stożka w kadzi wirowej (Sterczyńska, 2017). Fragmenty szyszek chmielu (jeśli są stosowane) bądź ich preparaty stanowią cześć osad gorącego. Oprócz stałych cząstek chmielu oraz konglomeratów białkowo-garbnikowych w osadzie pojawiają się krótkie łańcuchy skrobi, tłuszcze i żywice roślinne (Bamforth, 2011).

Ilość wytrąconego osadu zależy od zawartości białka w surowcu zbożowym oraz intensywności proteolizy w czasie słodowania ziarna, warunków zacierana, zawartości polifenoli w słodzie lub w surowcu niesłodowanym i chmielu. Zależy także od metody i czasu klarowania (Narziß i Back, 2012). Dlatego też pełna charakterystyka danych surowcowych jest kluczowa dla przygotowania planu badań eksperymentalnych i symulacji komputerowych.

## 2.3. Osady w piwie

W technologii browarniczej wyróżnia się osad gorący oraz osad zimny. Pod względem składu chemicznego są one do siebie podobne. Różnią się natomiast temperaturą, w której wytracają się oraz etapem na którym powstają. Osad gorący wytrąca się w kotle warzelnym bezpośrednio po chmieleniu brzeczki. Natomiast osad zimny formuje się po schłodzeniu brzeczki poniżej 60°C przed fermentacją oraz w czasie przechowywania.

Chmielenie polega na gotowaniu brzeczki z dodatkiem chmielu przez określony czas (zwykle ok. 60 min.). Nadaje ono piwu goryczkę i stabilizuje brzeczkę, czyli powoduje wytrącenie się nadmiaru białek i garbników. Odparowaniu ulega nadmiar wody, co zwiększa wartość ekstrakt. Następuje także sterylizacja brzeczki (Rehberger i Luther, 1999). Ważnym zjawiskiem zachodzącym w czasie chmielenia jest wytrącanie się białek i polifenoli w postaci tzw. osadu gorącego, zwanego też przełomem (*z ang. hot break*).

W czasie 5 do 30 minut wrzenia brzeczki pojawiają się jasne cząstki zawieszone w brzeczce (Palmer, 2006; Eßlinger, 2009). Wytrącanie białek zachodzi nie tylko pod wpływem temperatury, ale także pod wpływem neutralizującego działania jonów (szczególnie Ca<sup>2+</sup>) na ujemnie naładowane polipeptydy. Z badań wynika, iż minimalny poziom kationów Ca<sup>2+</sup>

powinien wynosić 100 mg·l<sup>-1</sup>, by zapewnić prawidłowe warunki konglomeracji osadu (Taylor, 1981; Poreda, 2006).

Średnica cząstek osadu gorącego jest zróżnicowana i mieści się w zakresie od 0,03 do 0,08 mm (Kühbeck i in., 2006), a nawet do 0,2 mm (Kühbeck i in., 2007). Najnowsze badania dowodzą, że cząstki te mogą posiadać wymiar charakterystyczny do 0,50 mm (Jakubowski i in., 2016). Uzyskane eksperymentalnie rozkłady liczebności cząstek osadu wykazały, iż cząstek w brzeczkach najwięcej ma średnicę ekwiwalentna od ok. 0,03 do 0,14 mm (Jakubowski i in., 2016), a maksymalna szacowana jest na ok. 8 mm (Lewis i Bamforth, 2006). Konglomeraty osadu łatwo ulegają rozbiciu na mniejsze cząstki, np. przez występujące w przepływie ścinanie, do średnicy rzędu 0,02 - 0,08 mm, a w niektórych przypadkach do  $0.05 \cdot 10^{-2} - 0.15 \cdot 10^{-2}$  mm. Dlatego też brzeczka po gotowaniu musi być przepompowana w taki sposób aby, zminimalizować naprężenia ścinające, które powodują w konsekwencji homogenizację osadu (Briggs i in., 2004).

W zależności od użytych surowców zmienia się także masa wytrąconego osadu gorącego (Streczyńska i in., 2021). Jeśli stosowane są całe szyszki chmielowe to masa osadu po klarowaniu zawiera się w przedziale się od 0,7 – 1,4 kg·hl<sup>-1</sup>, z czego znaczna część to brzeczka. Jednak masa samego osadu gorącego mieści się w przedziale od 0,21 – 0,28 kg·hl<sup>-1</sup>, z czego 80 – 85% wody (Briggs i in., 2004). Według Narziß (1992) ilość wytrąconego przełomu zawiera się w przedziale od 0,02 kg·hl<sup>-1</sup> do 0,08 kg·hl<sup>-1</sup> brzeczki. Osad gorący w swoim składzie zawiera–50 ÷ 60% białek, 20 ÷ 30% tanin, 15 ÷ 20% żywic, 2 ÷ 3% popiołu oraz 1 ÷ 2% tłuszczy (Andrews, 2006). Właściwy przełom jest tradycyjnie uważany przez piwowarów za dobrą wróżbę dla piwa, gdyż dzięki niemu usuwa się wiele niechcianych substancji z piwa, m.in. pestycydy (Navarro i in., 2007).

Innym rodzajem zmętnień występujących w piwie jest tzw. osad zimny (*ang. cold break*). Są to rozpuszczalne związki białek z polifenolami. Wytrącają się w brzeczce (a także w gotowym piwie) dopiero podczas obniżania temperatury poniżej 60°C (Barchet, 1994; Goldammer, 2006). Większość środków do klarowania brzeczki i młodego piwa jest stosowana w czasie leżakowania oraz w procesie filtracji gotowego piwa. Wśród takich środków popularne są: taniny (garbniki), ziemia okrzemkowa, PVPP, klej rybi (tzw. karuk), preparaty enzymatyczne (np. papaina) czy bentonit (Antkiewicz i Tuszyński, 1997; Debourg, 1997; Priest i Stewart, 2006). Natomiast preparaty i związki wspomagające klarowanie brzeczki piwnej przed jej fermentacją to głównie karagen (Poreda i in., 2014), mech irlandzki i zol krzemowy. Możliwe jest także wprowadzanie koagulantów i absorbentów (np. karageniany czy gumy) w celu zwiększenia ilości i efektywności wytrącania osadu gorącego (Antkiewicz i Tuszyński, 1997; Debourg, 1997).

Większość źródeł podaje, iż należy dążyć do całkowitego usunięcia osadu gorącego, gdyż utrudnia on znacząco lub też całkowicie uniemożliwia realizację dalszych operacji przetwórczych (Kunze, 1999; Andrews, 2006; Bamforth, 2006; Priest i Stewart, 2006). Osad jest niekorzystny dla jakości piwa, gdyż:

- utrudnia klarowanie brzeczki,
- zlepia drożdże podczas fermentacji,
- podwyższa ilość zmętnień w produkcie gotowym,
- zawiera gorzkie w smaku kwasy tłuszczowe z chmielu,
- utrudnia filtrację piwa (Kunze, 2000; Kühbeck i in., 2006).

Stężenie osadu gorącego po jego usunięciu powinno wynosić poniżej 100 mg·l<sup>-1</sup> brzeczki. Wiele browarów jednak nie osiąga tej wartości. Przyczyną niedostatecznego usunięcia osadu gorącego, obok wadliwych konstrukcji kadzi filtracyjnej, whirlpoola czy wirówki, jest tzw. mętna filtracja. Wynika ona z niekorzystnego składu śruty, złej jakości słodu lub nieprawidłowej filtracji po zacieraniu. Także dodatek chmielu pozbawionego garbników lub z ich niedostateczną ilością pogarsza efektywność usuwania osadu gorącego (Kunze, 2010; Sterczyńska i Stachnik, 2017).

Osad przemysłowy po klarowaniu zawiera średnio ok. 75% brzeczki i 25% suchej masy, co odpowiada 1 do 2% strat brzeczki na warzelni (Ruggles i Hertrich, 1985; Marx i in., 1986). Brzeczkę można odzyskać za pomocą wirówek oraz filtrów, ale wiąże się to z ryzykiem wtórnego zakażenia mikrobiologicznego. Oprócz tego eksploatacja tych urządzeń jest bardzo energochłonna, co podnosi ogólne koszty produkcji piwa (Goode i Arendt, 2006). Najprostszym rozwiązaniem jest przeniesienie osadu do kadzi filtracyjnej przed etapem zraszania młóta. Natomiast, jeśli używa się filtrów zaciernych to osad gorący może być wymieszany z mętnym zacierem. W ten sposób odzyskuje się brzeczkę, a części stałe są usuwane wraz z młótem (Goode i Arendt, 2006).

Osad może być wymieszany z młótem w kadzi zaciernej przed procesem ich zraszania, ale jest to możliwe tylko, jeśli w tej kadzi jest brzeczka wytwarzana tą samą recepturą. Ogólną wadą odzyskiwania brzeczki jest spowolnienie pracy warzelni oraz obniżenie ekstraktu brzeczki. Użycie wirówki dekantacyjnej jest jedną z najbardziej wydajnych metod, przy czym jej eksploatacja jest kosztowna. Dodatkowo, odzyskana brzeczka charakteryzuje się wysoką goryczką, wynikającą z wysokiej zawartości związków garbnikowych. Przy każdej metodzie

odzyskiwania brzeczki należy także kontrolować ilość powstających dodatkowo zawiesin (Schisler i in., 1982; Siebert i in., 1986).

Dla browaru przemysłowego charakterystyka osadu gorącego w przeliczeniu na 100 000 l gotowego piwa jest następująca:

- całkowita ilość gorącego osadu: 385 kg,
- sucha masa osadu: 130 kg,
- całkowite biologiczne zapotrzebowanie na tlen (BZT<sub>5</sub>): 271 kg O<sub>2</sub>,
- możliwa do odzyskania ilość brzeczki: 142 kg,
- całkowite BZT<sub>5</sub> po odzyskaniu brzeczki: 156 kg O<sub>2</sub> (Goode i Arendt, 2006).

Dawniej w ramach zagospodarowania osadu gorącego mieszano go z młótem (Townsley, 1979; O'Rourke, 1980) bądź z drożdżami oraz różnymi odpadami stałymi z brzeczki. W takiej postaci stanowi bardzo cenny surowiec paszowy, zawierający ok. 30% białek (Linton, 1973; O'Rourke, 1984).

## 2.4. Klarowanie brzeczki piwnej

Browary usuwają osady zimny i gorący w związku z niekorzystnym wpływem na smak piwa oraz zlepianie drożdży. Na przestrzeni wieków opracowano wiele różnych metod, a zatem urządzeń do usuwania osadów (Kunze, 2010).

Taca była pierwszym i klasycznym urządzeniem do usuwania osadu (rys. 2a). To zupełnie płaskie, otwarte naczynie. Brzeczka była wybijana na 15 do 25 cm wysokości. W czasie 0,5 do 2 godzin osad sedymentował na dno tacy. Dla lepszego efektu klarowania pozostawiano warkę w spoczynku przez całą noc. Końcowa, spływająca brzeczka nazywała się mętną brzeczką, gdyż była silnie zanieczyszczona i mogła być zakażona. Wymagała więc obróbki w specjalnym urządzeniu. Obecnie nie używa się tacy ze względu na bardzo częste występowanie zanieczyszczenia bakteryjnego brzeczki i co za tym idzie bardzo duży nakład dodatkowych operacji mający na celu jej ponowną sterylizację (Hornsey, 2003).

Tacę o dużej powierzchni zastąpiono kadzią osadową, która zajmowała zdecydowanie mniej miejsca. Było to naczynie o płaskiej dennicy, wyposażone w wężownicę lub płaszcz chłodniczy (rys. 2b). Zastosowanie zamkniętego naczynia znacząco obniżyło ryzyko zakażenia. Brzeczkę wybijano na wysokość 1 do 2 m (Basařová i Čepička, 1985). W kadzi osadowej osad gorący sedymentował gorzej z powodu wysokiego słupa cieczy (brzeczki), co powodowało wydłużenie drogi sedymentacji. Górne warstwy brzeczki były mniej zanieczyszczone cząstkami osadu niż dolne, była więc ona zawsze odbierana zawsze z górnej warstwy. Tu także występowała mętna brzeczka i podobnie jak w przypadku tacy, poddawano ją dodatkowej

obróbce w specjalnym urządzeniu. Kadź osadową uważa się za przestarzałą i nie jest już ona produkowana (Basařová i in., 2010).



Rys. 2. Dawne urządzenia do klarowania brzeczki: a) taca osadowa/chłodnicza; b) kadź osadowa (Jakubowski, 2008)

Innym, stosowanym dawniej urządzeniem był tzw. *hop back.* Było to naczynie z perforowanym dnem, do którego wprowadzało się brzeczkę z zawiesiną chmielu i osadu gorącego (rys. 3a). Chmiel szybko opadał na perforowane dno tworząc warstwę filtracyjną. Cząstki osadu opadały wolniej i były zatrzymywane pomiędzy chmielinami, a klarowna brzeczka przepływała w dół zbiornika. Warstwa filtracyjna była bardzo luźna i ulegała rozmywaniu jeśli brzeczka przepływała przez nią zbyt szybko. W zależności od ilości klarowanej brzeczki, zalecało się by warstwa miała między 300 a 600 mm grubości, lecz nie mniej niż 150 mm (Briggs i in., 2004; Priest i Stewart, 2006). Do uzyskania pożądanej klarowności brzeczkę przepuszczano przez warstwę filtracyjną kilkukrotnie. Warstwa chmielin po przemyciu gorącą wodą mogła być użyta do klarowania kolejnych warek. Ta metoda sprawdzała się tylko w przypadku stosowania całych szyszek chmielowych, a nie gdy stosowano pelety lub ekstrakty (Lewis i Bamfort, 2006).

Kolejnym, również stosowanym dawniej urządzeniem był filtr siatkowy. Było to taśmowe (rzadziej w postaci prasy) urządzenie otoczone drobną siatką (rys. 3b). Brzeczka z chmielinami oraz osadem była wprowadzana do komory separacyjnej. W jej dolnej części zamontowana była pochyła obrotowa śruba Archimedesa, która odprowadzała brzeczkę z komory. Śruba ta była otoczona siatką, która zatrzymywała stałe elementy a pozwalała na przepływ płynu. Chmieliny z brzeczki usuwano za pomocą sprężonego powietrza, co przyczyniało się do utleniania lipidów. Powodowało to powstawanie niekorzystnego posmaku piwa. Proces ten nie dawał także w pełni klarownej brzeczki, gdyż nie zatrzymywał cząstek osadu. Wymagane było więc stosowanie dodatkowych zbiorników osadowych, filtrów lub kadzi wirowej. Filtr siatkowy

mógł być stosowany tylko przy chmieleniu całymi szyszkami, co obecnie jest bardzo rzadko stosowane (Briggs i in., 2004; Priest i Stewart, 2006; Lewis i Bamfort, 2006).



Rys. 3. Szkic poglądowy urządzeń: a) hop back; b) filtr siatkowy (wg Briggs i in., 2004)

Kadź wirowa (rys. 4a) po raz pierwszy została wprowadzona w Kanadzie w 1960, by zastąpić "*hop-back*" w browarze Molson 87, Montreal (Hudston, 1969). Od początku lat osiemdziesiątych była już powszechnie stosowana na całym świecie (Bamfort, 2006). Jest to wolno stojące, zamknięte, cylindryczne naczynie bez wewnętrznej zabudowy z płaskim dnem o 1% spadku w kierunku spływu. Dopływ brzeczki odbywa się stycznie do ściany naczynia, przez co wywołuje się w zbiorniku ruch wirowy cieczy powodujący zbieranie się osadu gorącego na dennicy naczynia w postaci stożka – rys. 4b (Kunze, 2010). W ten sposób powstaje tzw. efekt filiżanki herbaty, który objawia się tym, że osad zbiera się w centralnej strefie dna, a nie przy ścianie, tak jak np. w wirówce (Einstein, 1926). Klarowna brzeczka jest odprowadzana po zewnętrznej stronie. Dla uzyskania najlepszego efektu klarowania stosunek wysokości słupa brzeczki (H) do średnicy naczynia (D) powinna wynosić H/D = 1, choć w rozwiązaniach przemysłowych często wynosi ok. 0,5 (Denk, 1998). Warzelnie browarów w Żywcu oraz w Warce są wyposażone w jedne z największych kadzi wirowych w Europie. Ich wymiary wynoszą odpowiednio D = 7,6 m oraz H = 3 m. Producentem urządzeń jest GEA Brewery Systems należący do globalnego koncernu GEA.



Rys. 4. Kadź wirowa: a) widok ogólny (www.portlandkettleworks.com, 2020); b) widok wnętrza z osadem gorącym (Stachnik i Jakubowski, 2020)

W trakcie transportu brzeczki do kadzi wirowej należy minimalizować występowanie sił ścinających, które rozbijają cząstki osadu. Stąd też zaleca się by prędkość w przewodzie transportowym oraz na wlocie do separatora nie przekraczała 5 m·s<sup>-1</sup>. Według Denk (1998) prędkość napełniania powinna wynosić do 3,5 m·s<sup>-1</sup>. Z badań Sterczyńskiej i in. (2020) korzystniejsze rozkłady prędkości w kadzi uzyskano dla prędkości napełniania 4,2 m·s<sup>-1</sup>. W warunkach przemysłowych stosuje się prędkości napełnia w zakresie od 2 do 3 m·s<sup>-1</sup>. Kunze (2010) zaleca, by napełnianie odbywało się z jak najwyższym objętościowym natężeniem przepływu, jaki jest możliwy do uzyskania w warunkach technicznych warzelni. Denk (1998) podaje akceptowalny czas wirowania od 20 do 30 minut. Natomiast odprowadzanie klarownej brzeczki powinno trwać ok. 15 min. Jednak czas konieczny do realizacji poszczególnych etapów zależy przede wszystkim od objętości roboczej separatora.

Ciekawym rozwinięciem koncepcji kadzi wirowej jest opracowany przez koncern Krones *Whirlship Calypso* (rys. 5a). Aparat realizuje dwie operacje jednocześnie: oddzielenie przełomu oraz chłodzenie brzeczki do temperatury nastawnej. Separator wyróżnia się szczelinowym wlotem – rys. 5b (Steinecker, 2008). Brzeczka jest wprowadzana równomiernym płaskim strumieniem, co intensyfikuje jej wirowanie i w konsekwencji poprawia warunki formowania stożka osadu. Jednak szczelinowy wlot nie znalazł powszechnego zastosowania w warunkach przemysłowych (Steinecker, 2008; Diakun i Jakubowski, 2009).



Rys. 5. Whirlship: a) widok ogólny; b) widok zabudowy szczeliny wlotowej (Steinecker, 2008)

Innym rozwiązaniem, które również nie zyskało na popularności, jest kadzio-kocioł inaczej zwany whirlpool-kocioł (*z niem. whirlpool-kettle*). To urządzenie łączy w sobie operację gotowania brzeczki oraz usuwania osadu gorącego. Zbiornik jest zabudowany wewnątrz przewodem rurowym, zakończonym parasolem dyfuzyjnym (rys. 6a), przez który w obiegu zamkniętym wprowadzana jest brzeczka gotowana (w zależności od wariantu) w warniku zewnętrznym lub wewnętrznym (Kunze, 1999; Jakubowski, 2008).



Rys. 6. Kadzio-kocioł: a) widok na parasol dyfuzyjny; b) widok dennicy (Jakubowski i in., 2019)

Podczas klarowania kadzio-kocioł działa jak klasyczny whirlpool, przy czym brzeczka jest wprawiana w ruch wirowy poprzez obieg cyrkulacyjny. W tym przypadku także stosuje się napełnianie styczne zbiornika. Na etapie wirowania zabudowa kadzio-kotła nie spełnia już żadnej funkcji procesowej. Powoduje natomiast zakłócenia rotacji klarowanej brzeczki piwnej, gdyż stanowi przeszkodę w centralnej strefie separatora (rys. 6b). Tak umiejscowiony przewód rurowy ma negatywny wpływ na przepływ wtórny. Skutkuje to wystąpieniem niekorzystnych warunków do formowania się stożka, szczególnie w zabudowanej, centralnej strefie dennicy zbiornika. Tworzy się zatem pierścień zamiast stożka osadu. Pojawia się również problem

mycia tego urządzenia, gdyż przewód rurowy utrudnia dostęp do wszystkich powierzchni, szczególnie w obszarze połączenia z dennicą (Kunze, 1999).

Denk (1998) opisał możliwe modyfikacje kształtu dennicy kadzi wirowej (rys. 7). Najbardziej popularna w przemyśle jest kadź z pochyleniem (rys. 7d). Na rynku można spotkać również wariant z dnem wklęsłym (rys. 7e), a także warianty, dla których dennica jest pochylona o 30° (Denk, 1998). Wadą tego rozwiązania jest uzyskanie osadu z wysokim udziałem brzeczki, którą należy odzyskać dla zmniejszenia strat. W przypadku kadzi z płaskim dnem (rys. 7a) dochodzi natomiast do rozmywania stożka pod koniec odbierania klarownej brzeczki. Pozostałe warianty (rys. 7b, c, f) są rzadko spotykane w rozwiązaniach przemysłowych. Wyjątek stanowić mogą sytuacje, w których istniejące zbiorniki procesowe adaptuje się do zastosowania jako kadzie wirowe.



Rys. 7. Stosowane kształty dennicy kadzi wirowej: a) płaski; b) z misą osadową; c) wypukły; d) pochylony; e) stożkowy; f) z półką osadową (Denk, 1998)

Niezależnie od konstrukcji zasada działania kadzi wirowej jest taka sama. Zbiornik napełnia się poprzez przewód rurowy zamontowany stycznie do płaszcza (ściany) zbiornika. W ten sposób generuje się przepływ wirowy. W ruchu cieczy można zidentyfikować poziomy przepływ pierwotny, który bezpośrednio wynika ze sposobu napełniania oraz przepływ wtórny, którye jest konsekwencją występowania przepływu pierwotnego (Denk, 1998; Kunze, 2010).

W wyniku napełniania jednostronnego dochodzi do niesymetrycznego rozkładu wartości prędkości, co powoduje powstawanie zaburzeń rotacji. Przepływ pierwotny w zbiorniku kadzi wirowej dąży jednak do symetryzacji, co powoduje, iż część energii wirowania zostaje

pochłonięta na ustabilizowanie przepływu (Jakubowski i Sterczyńska, 2013b). Aby zminimalizować straty energii podjęto rozważania dotyczące wielopunktowego napełniania kadzi. Wynalazek wg Jakubowskiego (2013) przedstawia kadź wyposażoną w trzy styczne przewody włotowe, rozmieszczone na jednej wysokości i w równych odległościach od siebie na obwodzie ściany zbiornika (rys. 8a). W innym wariancie tego rozwiązania kadź można wyposażyć w dwa lub trzy zestawy przewodów włotowych (rys. 8b i c), z których każdy umiejscowiony jest na innej wysokości. Takie rozwiązanie jest jednak trudne do zastosowania w już istniejących zbiornikach. Jest ono również dość skomplikowane w zakresie wykonania takiej konstrukcji, a potem uciążliwe w eksploatacji.

Z analiz Sterczyńskiej i Jakubowskiego (2012) wynika, że wielopunktowe napełnianie zapewnia symetryzację przepływu w zbiorniku już na etapie napełniania. Najkorzystniejsze warunki uzyskano dla napełniania dwoma symetrycznie rozmieszczonymi otworami wlotowymi na tej samej wysokości. Według wynalazku, napełnianie kadzi wirowej z dwoma lub trzema zestawami otworów wlotowych należy prowadzić sekwencyjnie. W miarę podnoszenia się poziomu brzeczki usytuowane wyżej zestawy przewodów wlotowych są kolejno otwierane.



Rys. 8. Wybrane modyfikacje napełniania wielostronnego kadzi: a) napełnianie trzy otwory wlotowe na jednej wysokości; b) dwa zestawy dwóch otworów wlotowych; c) trzy zestawy czterech otworów wlotowych (na podstawie Jakubowski, 2013)

Inną propozycją było napełnianie pulsacyjne analizowane przy pomocy symulacji komputerowych (Jakubowski i in., 2019). Rozpatrzono kadź klasyczną oraz kadzio-kocioł (kadź z pionową rurą grzewczą w centralnej części) z jednym otworem włotowym. Za pomocą napełniania o charakterystyce sinusoidalnej uzyskano polepszenie warunków przepływu w kontekście symetryzacji w kadzio-kotle. W kadzi klasycznej natomiast nie wykazano korzystnych uwarunkowań związanych z występującym przepływem pierwotnym i przepływem wtórnym odpowiedzialnym za formowanie się stożka osadu (Jakubowski i in., 2019).

Pomimo wielu zalet, wielopunktowe napełnianie jest trudne do zaadaptowania w warunkach przemysłowych. W tym celu opatentowano nowe rozwiązanie wg Sterczyńskiej i in. (2016). Kadź wirową wyposażono w przegrody o różnej geometrii (rys. 9a) umieszczone przy połączeniu dennicy i ściany zbiornika w trzech lokalizacjach (rys. 9b). Przegroda miała na celu odchylenie przepływu pierwotnego do środka wspomagając namywanie osadu w zwarty stożek w centralnej części dennicy. Z rozważań w pracy Sterczyńskiej i in., (2020) wyróżniono jedną przegrodę (B2 – rys. 9a), która tworzyła najlepsze warunki przepływu. Warianty analizowano przy pomocy metody PIV dla dwóch prędkości napełniania – 2,3 i 4,2 m·s<sup>-1</sup>. W warunkach laboratoryjnych i w skali półtechnicznej potwierdzono lepsze formowanie się stożka osadu z przegrodą przy dennicy (Sterczyńska i in., 2020).



Rys. 9. Przegrody: a) analizowana kształty geometryczne; b) warianty położenia (Sterczyńska i in., 2020)

Oprócz kształtu dennicy ważna jest także proporcja wysokości słupa cieczy w kadzi do jej średnicy (H/D). Na tej postawie wyróżnia się kadzie smukłe (wysokie) – H/D > 1 i niskie – H/D < 1. Kadzie smukłe zajmują mniej miejsca na warzelni i mają krótszy czas postoju warki, jednak czas i droga sedymentacji osadu jest znacznie wydłużona. Przy długiej drodze sedymentacji i krótkim czasie wirowania osad nie formuje stożka, a może zalegać na całej powierzchni dennicy. Z tego powodu kadzie o dużych pojemnościach konstruowane są jako niskie zbiorniki o smukłości H/D < 0,5. Dodatkową zaletą kadzi niskiej jest większa powierzchnia dennicy. W takiej kadzi, w zależności od objętości, możliwe jest przeprowadzenie klarowania kilku warek brzeczki w jednej operacji (Kunze, 2010).

#### 2.5. Pomiary reologiczne w browarnictwie

Reologia to nauka o przepływie i deformacji materii. Samo słowo (z ang. rheology) zostało stworzone w 1920 roku przez Eugene C. Binghama z Lafayette College Indiana, USA. Pomiary reologiczne dostarczają informacji na temat właściwości materiałów. Aksjomaty reologiczne (podstawowe teorie) określają jak traktować wyniki pomiarów tych własności i jak wykorzystać je w rozwiązywaniu problemów inżynierskich. Reologiczne cechy materiałów decydują o ich zachowywaniu się w różnych zastosowaniach i są one równoważne z pozostałymi właściwościami. Sednem pomiarów właściwości reologicznych jest ustalenie zależności naprężeń od szybkości ścinania i czasu. Na podstawie tej zależności można uzyskać informacje dotyczące lepkości danego materiału. Płyny dzielą się na newtonowskie i nienewtonowskie. Pierwsza grupa charakteryzuje się liniową zależnością naprężeń od szybkości ścinania, co za tym idzie stałą wartością dynamicznego współczynnika lepkości w danej temperaturze i pod stałym ciśnieniem. Grupa płynów nienewtonowskich zawiera wszystkie płyny, których lepkość nie jest wartością stałą. Te natomiast dzielą się na płyny nienewtonowskie reologicznie stabilne (płyny rozrzedzane ścinaniem, zagęszczane ścinaniem, płyny z granicą płynięcia oraz płyny lepkosprężyste) oraz płyny reologicznie niestabilne płyny tiksotropowe i antytikotropowe (Dziubiński i in., 2014). Badania reologiczne są popularne w przemyśle spożywczym, farmaceutycznym, budowlanym, naftowym a także w obróbce odpadów (Hall, 1999; Irgens, 2014; Rahimi i Otaigbe, 2017). Pomiary są najczęściej prowadzone w standardowych układach dwóch cylindrów współosiowych, płytka-płytka lub płytka-stożek (Dziubiński i in., 2014).

Pomiar lepkości brzeczki jest ważnym elementem oceny jakości produktu i jest ujęty w standardach EBC. Analiza brzeczki w tym zakresie dostarcza informacji na temat czasu jej filtrowania i klarowania na warzelni. Nastawy pomp do transportu brzeczki także są uzależnione od wartości jej lepkości. Z badań wynika, iż wyższa lepkość brzeczki może prowadzić do jej przypalania w czasie realizacji procesu zacierania (Hlaváč i in., 2016). Zależy ona głównie od aktywności enzymów cytolitycznych i amylolitycznych, a także od zawartości polisacharydów nieskrobiowych ( $\beta$ -glukanów i arabinoksylanów) obecnych w łodzie (Kunze, 2010). Wysoka lepkość brzeczki wskazuje na stosowanie nietypowych słodów lub składników niesłodowanych, które powodują problemy z filtracją brzeczki, zmniejszają wydajność ekstraktu i wywołują powstawanie zmętnień oraz osadów w gotowym piwie (Szwajgier i Targoński, 2005). W brzeczce kongresowej lepkość powinna wynosić od 1,51 ÷ 1,63 mPa·s (Kunze, 1999). Natomiast Podeszwa i Rutkowska (2015) uzyskali brzeczki o lepkości od 1,55 mPa·s (słód jęczmienny); 1,59 (10% dodatku słodu gryczanego) do 2,14 mPa·s (100% słód gryczany). Mayer i in. (2016) badali lepkość trzech brzeczek wytworzonych z różnych rodzajów

słodu ryżowego. Jej wartość mieściła się w zakresie od 1,59 do 1,68 mPa·s dla ekstraktu 12°P. Brzeczki produkowane z amarantusem, gryką lub kukurydzą charakteryzowały się wysoką lepkością rzędu 2,0 ÷ 13,3 mPa·s (Zarnkow i in., 2005).

Pszenica jest bogata w pentozany, które mogą przyczynić się do zwiększenia lepkości brzeczki (Faltermaier i in., 2014). Z drugiej strony ziarno pszenicy, podobnie jak kukurydzy i ryżu, posiada dużo niższy poziom  $\beta$ –glukanów niż słód jęczmienny. Zatem zboża te nie powinny znacząco zwiększać lepkości brzeczki i piwa (Błażewicz i Zembold-Gula, 2007; Meussdoerffer i Zarnkow, 2009; Lyu i in., 2013). Inne badania wskazują, że  $\beta$ -glukany i arabinoksylany z pszenicy mogą zmniejszać odpływ cieczy z piany poprzez zwiększenie lepkości piwa, a w konsekwencji zwiększyć stabilność piany (Depraetere i in., 2004).

Osad gorący pomimo cennych właściwości odżywczych (wysoka zawartość białka) nie nadaje się do skarmiania zwierząt, głównie ze względu na nieakceptowalny gorzki smak oraz możliwą wysoką zawartość pestycydów lub mykotoksyn (Navarro i in., 2006; Hu i in., 2014; Sterczyńska i in., 2019). Jest to więc surowiec odpadowy z browaru. Z 1 m<sup>3</sup> gotowego piwa powstaje 51,2 kg odpadów stałych, w tym osad gorący oraz osobno rozpatrywane młóto 143,6 kg (Olajire, 2012). Biologiczne zapotrzebowanie na tlen (BZT<sub>5</sub>) dla wilgotnego osadu wynosi ok. 85 000 ppm (Fillaudeau i in., 2006). Dla porównania rzekę uznaje się za silnie zanieczyszczoną, jeśli jej BZT<sub>5</sub> przekracza 8 mg·l<sup>-1</sup>, a BZT<sub>5</sub> nieuzdatnionych ścieków wyniosło ok. 600 mg·l<sup>-1</sup>. W dobie trendów proekologicznych niezwykle istotne jest znalezienie sposobów na ponowne wykorzystanie odpadów, szczególnie tak znacząco wpływających na poziom zanieczyszczenia ścieków przemysłowych. Brak jest jak do tej pory pomiarów właściwości reologicznych osadów gorących, mimo, iż oznaczanie właściwości reologicznych osadów ściekowych jest powszechne.

Kim i in. (2019) badali właściwości reologiczne fermentowanych odpadów spożywczych. Sfermentowane w obecności wodoru odpady spożywcze wykazywały niższe wartości wybranych parametrów reologicznych niż osady z fermentacji beztlenowej. Obniżając prędkość obrotową mieszania wraz z czasem fermentacji uzyskano redukcję energii potrzebną do utrzymania przepływu turbulentnego o 30 ÷ 67%. Malczewska i Biczyński (2017) badali komunalne osady ściekowe. Stężenie osadów wahało się od 2,09%. do 4,40% Dane doświadczalne, dotyczące naprężeń ścinających w funkcji szybkości ścinania, dopasowano do modelu Herschela-Bulkleya. Cao i in. (2016) badali wybrane parametry reologiczne osadu z procesu oczyszczania ścieków – z fermentacją beztlenową lub bez niej. Wyniki wykazały, że próbki osadu posiadały cechy płynu rozrzedzanego ścinaniem oraz płynów tiksotropowych. Model Ostwald de Vaele'a najlepiej odwzorowuje wyniki

uzyskane dla tych danych doświadczalnych. Liu i in. (2012) badali właściwości reologiczne szlamu węglowo-osadowego (mieszanina komunalnych osadów ściekowych z węglem, wodą i dodatkami). Zawiesina węglowo–mułowa zachowywała się jak rozrzedzany ścinaniem płyn oraz wykazała obecność tiksotropii. Właściwości reologiczne dobrze opisał w tym przypadku model Herschela-Bulkleya.

#### 2.6. Podsumowanie

Przemysł piwowarski, pomimo znacznych postępów w obniżeniu energochłonności, zużycia wody, a także emisji odpadów oraz zanieczyszczeń, jest nadal przemysłem generującym duże ilości odpadów, w tym ścieków wyskoobciążonych. Z 1 m<sup>3</sup> gotowego piwa powstaje 51,2 kg stałych odpadów oraz 143,6 kg młóta.

Piwo jest wytwarzane od wielu tysiącleci. Wraz z postępem technicznym i technologicznym urządzenia do jego wytwarzania podlegały zmianie. Operacja usuwania osadu gorącego także uległa znaczącym zmianom w zakresie techniki i technologii. Kadź wirowa, dzięki swojej prostocie, wydajności oraz budowie zapewniającej możliwość utrzymania odpowiedniego poziomu higieny produkcji, jest obecna w prawie każdym browarze, w tym także w browarach restauracyjnych. Trendy proekologiczne oraz wymagania norm jakościowych ISO 9001 czy normy bezpieczeństwa ISO 2200 i oparta na nich norma bezpieczeństwa FSSC 22000 (według wymagań Global Food Safety Initiative – Globalna Inicjatywa na Rzecz Bezpieczeństwa Żywności) mobilizują do stałego doskonalenia operacji i procesów w produkcji żywności.

Receptura pod względem stosowanego źródła węglowodanów ma kluczowy wpływ na parametry fizyko-chemiczne brzeczki. Zmiany zawartości rozpuszczonego białka rzutują na strącanie osadu gorącego i proces klarowania brzeczki. Szczególnie lepkość brzeczki ma istotne znaczenie dla procesu sedymentacji, a także pompowania i mieszania.

Powstało wiele wariantów konstrukcyjnych mających na celu poprawę warunków rozdziału mieszaniny brzeczki i osadu. Mimo udowodnionej skuteczności pewne rozwiązania nie przyjęły się w warunkach przemysłowych. Przegrody analizowane przez Sterczyńską (2020) są jak do tej pory najłatwiejsze do zainstalowania w już działających separatorach z zawirowaniem.

Przy odbiorze klarownej brzeczki ważne jest by nie naruszyć struktury stożka i nie zaciągnąć osadu powodując wtórne zanieczyszczenie brzeczki. Brak jest aktualnie szerszych badań dotyczących właściwości osadu gorącego w zależności od składu surowcowego wsadu. Mimo to niektóre badania pokazują, iż formowanie się stożka przebiega

odmiennie w zależności od ilości i jakości osadu. Zakład produkcyjny dąży do przetwarzania możliwie maksymalnych objętości surowca/półproduktu. Korzystnym jest więc wykorzystanie pełnej objętości roboczej zainstalowanej kadzi, jednak proporcja napełnienia kadzi wirowej H/D ok. 0,5 pozwala skrócić drogę sedymentacji cząstek osadu.

Podjęto rozważania dotyczące możliwości modyfikacji dennicy kadzi, tak aby poprawić warunki przepływu odpowiedzialnego za formowanie się stożka osadu. Dąży się do uzyskania zwartego stożka osadu gorącego w centralnej strefie dna zbiornika. Aby to osiągnąć niezbędna jest znajomość samego zjawiska wirowania cieczy oraz właściwości reologicznych brzeczki i osadu. Zmiany lepkości brzeczki, w zależności od stosowanego wsadu surowcowego, są popularnym tematem prac badawczych. Pomiar lepkości brzeczki jest prostym sposobem oceny jej jakości i poprawności prowadzonych operacji przetwórczych. Badania parametrów reologicznych osadów ściekowych pokazują jak ważna jest znajomość charakterystyki tych materiałów, nawet jeśli stanowią one odpad. Wiedza na ich temat warunkuje możliwość dalszej ich obróbki i wykorzystania.

## **3. PRZEPŁYW WIROWY I WIELOFAZOWY**

## 3.1. Ruch wirowy

W przyrodzie ruch wirowy jest powszechnie występującym rodzajem ruchu płynu, a jednocześnie najtrudniejszym w opisie formalnym. Teoria modelowania przepływu rotacyjnego pochodzi z prób zrozumienia przepływów na powierzchni ziemi oraz oceanów. Ruch w ziemskiej atmosferze jest skutkiem oddziaływania konwekcji cieplnej, siły Coriolisa oraz wirowości związanej z oddziaływaniem sił ścinania wiatru. Te zjawiska powodują powstawanie cyklonów, huraganów, tornad (Greenspan, 1968; Cushman-Roisin i Beckers, 2011). Oprócz meteorologii zagadnienie ruchu wirowego jest spotykane powszechnie w wielu dziedzinach inżynierii. Bez wzgledu na to czy rotacja płynu jest podstawowym zagadnieniem czy zjawiskiem pobocznym zrozumienie i przewidywanie jej skutków jest kluczowe. Klarowanie w kadzi wirowej jest możliwe dzięki współdziałaniu przepływu pierwotnego, przepływu wtórnego oraz grawitacji i gradientu ciśnienia. Przepływ pierwotny jest skutkiem stycznego napełniania naczynia, co powoduje powstanie wiru pierwotnego oraz swobodnej powierzchni w kształcie paraboloidy obrotowej. Natomiast przepływ wtórny oraz gradient ciśnienia hydrostatycznego sa odpowiedzialne za przepływ namywający stożek osadu w centralnej strefie dennicy kadzi (Denk, 1998).

Z ruchem płynu powiązane są zjawiska wirowości wynikającej z rotacji, nawet jeśli wir nie jest ewidentny. Najważniejszym mechanizmem powstawania wirowości jest warunek zerowego poślizgu (*z ang. no-slip*) przy ścianie, gdzie nieskończenie małe elementy płynu posiadają zerową prędkość. W miarę oddalania się od ściany elementy płynu mają coraz wyższą wartość prędkości dla składowej osiowej. W związku z lepkością powstają różnice w naprężeniach ścinających elementu płynu; a te z kolei powodują wystąpienie jego lokalnej rotacji (Childs, 2011). Skłonność cząstek płynu do zmiany orientacji w przestrzeni, nazywa się wirowością, którą można zapisać poprzez (Zhang i Moore, 2015):

$$\omega_r = \left(\frac{1}{r}\frac{\partial u_z}{\partial \phi} - \frac{\partial u_\phi}{\partial z}\right),\tag{1.1}$$

$$\omega_{\phi} = \left(\frac{\partial u_r}{\partial z} - \frac{\partial u_z}{\partial r}\right),\tag{1.2}$$

$$\omega_r = \left(\frac{u_\phi}{r} + \frac{\partial u_\phi}{\partial r} - \frac{1}{r}\frac{\partial u_r}{\partial \phi}\right),\tag{1.3}$$

gdzie  $\omega$  to składowa wirowości [s<sup>-1</sup>], *r* to promień,  $\Phi$  to kąt [rad], a *u* to składowa prędkości [m·s<sup>-1</sup>].

Równania (1.1–1.3) można przedstawić również w postaci wektorowej:

$$\boldsymbol{\omega} = curl\boldsymbol{u} = \nabla \times \boldsymbol{u}. \tag{2}$$

Termin "wir" opisuje strefe o skoncentrowanym przepływie rotacyjnym. Wyróżnia się dwa typy przepływów wirowych w zależności od tego czy są rotacyjne, czy nierotacyjne. Jeśli elementy płynu obracają się wokół własnej osi to przepływ jest rotacyjny a wir nazywa się wirem nieswobodnym (rys. 10a). W takim wirze płyn obraca się jako bryła sztywna ze stałą prędkością obrotową. Wirowość może być niezerowa nawet wtedy, gdy wszystkie elementy płynu poruszają się po ścieżkach prostych i równoległych. Warunkiem zaistnienia tego zjawiska jest wystąpienie różnicy prędkości przepływu na poszczególnych liniach strumienia (rys. 10b), co generuje siły ścinające. Przykładowo, w przepływie laminarnym w przewodzie rurowym o stałym przekroju poprzecznym, wszystkie elementy płynu poruszają się równolegle do osi, przy czym szybciej w pobliżu osi, a wolniej przy ściankach. Wirowość będzie zerowa w osi, a maksymalne wartości będzie osiągać w pobliżu ścianek tam, gdzie ścinanie jest największe. Ponadto możliwe jest wystąpienie obu typów przepływu, wtedy mamy do czynienia z tzw. wirami Rankine'a (Joseph i in., 2008; Holton i Hakim, 2013). Natomiast jeśli elementy płynu w poszczególnych liniach strumieni nie obracają się wokół własnej osi, to przepływ jest nierotacyjny a wir nazywa się wirem swobodnym – potencjalnym (rys. 10c).



Rys. 10. Przykłady przepływu z wirowością: a) obrót bryły sztywnej jako wir nieswobodny, gdzie wirowość  $\neq 0$ ; b) przepływ równoległy ze ścinaniem, gdzie wirowość  $\neq 0$ ; c) wir swobodny, gdzie wirowość = 0 (Holton i Hakim, 2013)

Aby zrozumieć zjawiska zachodzące w kadzi wirowej rozważania teoretyczne należy rozpocząć od rozpatrzenia przepływu wirowego nad nieruchomym dyskiem (rys. 11). Podstawowym modelem ruchu wirowego są równania od (3.1) do (3.4) wg Turkyilmazoglu (2015), które były pierwotnie rozważane przez Bödewadt (1940), a następnie przez Rogers i Lance (1960), Nydahl (1971) oraz Schlichting (1979):

$$\frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{u_r}{r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0, \qquad (3.1)$$

$$\rho\left(u_r\frac{\partial u_r}{\partial r} + u_z\frac{\partial u_r}{\partial z} - \frac{u_\phi^2}{r}\right) = -\frac{\partial p}{\partial r} + \mu\left(\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2}\right),\tag{3.2}$$

$$\rho\left(u_r\frac{\partial u_\phi}{\partial r} + \frac{u_r u_\phi}{\partial z} + u_z\frac{\partial u_\phi}{\partial z}\right) = \mu\left(\frac{\partial^2 u_\phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_\phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 u_\phi}{\partial z^2}\right),\tag{3.3}$$

$$\rho\left(u_r\frac{\partial u_z}{\partial r} + u_z\frac{\partial u_z}{\partial z}\right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu\left(\frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2}\right),\tag{3.4}$$

gdzie  $\rho$  to gęstość [kg·m<sup>-3</sup>], p to ciśnienie [Pa], r to promień,  $\Phi$  to kąt [rad], a u to składowa prędkości [m·s<sup>-1</sup>], z to składowa osi prostopadła do płaszczyzny dysku.



Rys. 11. Wirujący płyn nad stacjonarnym dyskiem (rysunek poglądowy, Childs, 2011)

Warunki brzegowe dla nieskończonej masy wirującego płynu przy stałej jednakowej prędkości kątowej  $\Omega$  [rad·s<sup>-1</sup>] w kontakcie z nieruchomą powierzchnią są następujące:

$$u_r = 0, u_{\phi} = 0, u_z = 0 \, dla \, z = 0, \tag{4.1}$$

oraz

$$u_r = 0, u_\phi = r\Omega \ dla \ z = \infty. \tag{4.2}$$

W tym przypadku zakłada się, że ciśnienie ponad warstwą przyścienną jest stałe na całej grubości tejże warstwy. Rozkład ciśnienia w wirującym płynie może być wyliczony ze wzoru:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho r \Omega^2. \tag{5}$$

Równania (6.1) do (6.4) przedstawiają poszczególne zmienne niezbędne do opisania przepływu w formie bezwymiarowej (oznaczone dolnym indeksem (\*)):

$$z_* = z \sqrt{\frac{\Omega}{\nu'}},\tag{6.1}$$

$$u_{r*}(z_*) = \frac{u_r}{r\Omega'},\tag{6.2}$$

$$u_{\Phi*}(z_*) = \frac{u_{\Phi}}{r\Omega'},\tag{6.3}$$

$$u_{Z*}(Z_*) = \frac{u_Z}{\sqrt{\nu\Omega}},\tag{6.4}$$

gdzie  $u_{z^*}$  to bezwymiarowa składowa osiowa prędkości po osi z [-],  $u_{\Phi^*}$  to bezwymiarowa składowa kątowa prędkości [-],  $u_{r^*}$  to bezwymiarowa składowa prędkości stycznej [-],  $u_r$  to składowa promieniowa prędkości [m·s<sup>-1</sup>],  $u_{\Phi}$  to składowa styczna prędkości [m·s<sup>-1</sup>],  $u_z$  to składowa osiowa prędkości w kierunku z [m·s<sup>-1</sup>],  $\nu$  to lepkość kinematyczna [m<sup>2</sup>·s<sup>-1</sup>],  $\Omega$  to prędkość kątowa [rad·s<sup>-1</sup>].

Po podstawieniu uzyskuje się zestaw trzech równań różniczkowych zwyczajnych:

$$\frac{d^2 u_{r*}}{dz_*^2} - u_{z*} \frac{du_{r*}}{dz_*} - u_{r*}^2 + u_{\Phi*}^2 - 1 = 0$$
(7.1)

$$\frac{d^2 u_{\Phi^*}}{dz_*^2} - u_{Z^*} \frac{du_{\Phi^*}}{dz_*} - 2u_{r^*} u_{\Phi^*} = 0$$
(7.2)

$$\frac{du_{z*}}{dz_*} + 2u_{r*} = 0 \tag{7.3}$$

W równaniach tych nie występuje ciśnienie, ponieważ jest ono znane w całym płynie, a aproksymacja w warstwie przyściennej zakłada tę samą wartość ciśnienia (Fitzgerald, 2016). Bezwymiarowe warunki brzegowe są następujące:

$$u_{r*} = 0, \ u_{\phi*} = 0, \ u_{z*} = 0, \ dla \ z_* = 0$$
 (8.1)

oraz

$$u_{r*} = 0, \ u_{\phi*} = 1 \ dla \ z = \infty.$$
 (8.2)

Wykres rozkładu prędkości w warstwie granicznej przedstawia rysunek 12, a rysunek 13 przedstawia schemat przepływu. Zewnętrzne elementy płynu poruszają się po promieniu w obszarze warstwy przyściennej, w kierunku osi wirowania (Holton, 2015; Zhang i Moore, 2015; Schlichting i Gersten, 2016). Przepływ dośrodkowy promieniowy jest właśnie odpowiedzialny za akumulację cząstek stałych w centralnej strefie. Przepływ styczny jest przepływem pierwotnym, a promieniowy przepływem wtórnym. Jeśli zdefiniuje się wysokość warstwy przyściennej, jako odległość po osi z od powierzchni dysku, gdzie prędkość styczna wynosi  $u_{\phi}=0,99 \ \Omega r$ , można wówczas wyprowadzić wzór na wysokość warstwy przyściennej dla przepływu rotacyjnego laminarnego (Brown i Churchill, 2011):

$$\delta \approx 8 \sqrt{\frac{\nu}{\Omega}}.$$
(9)


Rys. 12. Bezwymiarowy profil prędkości przepływu laminarnego dla rotacyjnego przepływu płynu nad stacjonarnym dyskiem (na podstawie Childs, 2011)



Rys. 13. Przepływy w warstwie przyściennej nieruchomego dysku wynikłe z przepływu wirowego płynu (na podstawie Schlichting i Gersten, 2016)

Można wykreślić wektor prędkości dla horyzontalnej płaszczyzny przechodzącej przez wirujący płyn. Obwiednia horyzontalnej prędkości,  $\sqrt{u_{r*}^2 + u_{\phi*}^2}$ , jako funkcja  $z_*$  jest znana jako tzw. spirala Ekmana (rys. 14). Krzywizna wykreślona przez wektor tworzy spiralę logarytmiczną. Spirala Ekmana ilustruje zależność prędkości promieniowej do prędkości

stycznej w funkcji odległości od powierzchni nieruchomej w warstwie przyściennej w przepływie rotacyjnym (Cushman–Roisin i Beckers, 2011).



Rys. 14. Spirala Ekmana dla przepływu lepkościowego wirującego płynu ze stałą prędkością kątową w pobliżu nieruchomej powierzchni (na podstawie Talley i in., 2011a)

Przepływ w kadzi wirowej natomiast jest ograniczony nie tylko od spodu, ale także poprzez ściany zbiornika, co ma zasadniczy wpływ na jego charakter. W czasie napełniania zbiornika prędkość kątowa jest stała, a płyn wiruje wokół pionowej osi tworząc wir nieswobodny (Coker, 2007; Joseph i in., 2008). W tym przypadku elementy płynu nie poruszają się względem siebie, nie występują więc siły ścinające i układ jest we względnej równowadze. Jeśli przyjmie się, że płyn jest w spoczynku względem przyjętego układu odniesienia to można pominąć siły Coriolisa, które są uwzględnianie tylko dla dużych zbiorników, np. akweny morskie (Childs, 2011). Przy stałej prędkości kątowej jedyną siłą działającą na płyn jest siła odśrodkowa. Przyśpieszenie elementu płynu na promieniu *r*, wynikające z rotacji, wyniesie  $\Omega^2 r$ prostopadle do osi rotacji. W nieswobodnym wirze cały płyn wiruje z jednakową prędkością kątową  $\Omega$  wokół osi, w tym przypadku jest to oś *z*. Płyn wiruje jako bryła sztywna, a prędkość styczna na promieniu *r* wynosi  $\Omega r$ . Jeśli prędkość kątowa jest stała to nie pojawi się składnik styczny przyśpieszenia w kierunku  $\phi$  (Childs, 2011).

Skoro nie występuje względny ruch pomiędzy elementami płynu, to przepływ można przyjąć jako nielepki, a równania Navier-Stokes'a można zredukować do równania Eulera (Childs, 2011; Munson i in., 2013):

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\nabla p + F. \tag{10}$$

Dla zachowania równowagi na promieniu przyspieszenie elementu płynu po promieniu rwynosi  $\frac{u_{\phi}^2}{r}$ , stąd ciśnienie równa się:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho \frac{u_{\Phi}^2}{r}.$$
(11)

Dla zachowania równowagi na osi pionowej ciśnienie równa się:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = -\rho g. \tag{12}$$

Podstawiając za styczną prędkość wyrażenia  $\Omega$  i r otrzymujemy:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho \Omega^2 r. \tag{13}$$

Równania 12 i 13 mogą być scałkowanie dla uzyskania rozkładu ciśnienia. Ciśnienie statyczne p zmienia się po r i po z, stąd p = f(r,z)

$$\frac{dp}{dr} = \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial p}{\partial z}\frac{dz}{dr},$$
(14.1)

$$dp = \frac{\partial p}{\partial r}dr + \frac{\partial p}{\partial z}dz.$$
 (14.2)

Po podstawieniu za  $\frac{\partial p}{\partial r}$  i  $\frac{\partial p}{\partial z}$  otrzymuje się równanie:

$$dp = \rho \Omega^2 r dr - \rho g dz, \tag{15}$$

a po scałkowaniu równanie:

$$p - p_0 = \frac{1}{2}\rho\Omega^2 r^2 - \rho g(z - z_0).$$
(16)

Przepływ w kadzi wirowej zachodzi pod ciśnieniem atmosferycznym, stąd wartość ciśnienia powyżej i na swobodnej powierzchni jest takie samo jak ciśnienie referencyjne, więc stałe. Na swobodnej powierzchni można przyjąć je jako  $p_0$ , a pionowa odległość od dna do minimum swobodnej powierzchni jako  $z_0$  (rys. 15); jeśli  $z = z_0$  przy r = 0 to:

$$z - z_0 = \frac{\Omega^2 r^2}{2g}.\tag{17}$$

Z równania 17 wynika, iż swobodna powierzchnia przyjmuje kształt paraboloidy obrotowej (Fitzgerald, 2016). Po przekształceniu równania 16 do formy równania Bernoulli'ego otrzymuje się:

$$p + \frac{1}{2}\rho r^2 \Omega^2 + \rho g z = p_0 + \rho r^2 \Omega^2 + \rho g z_0.$$
(18)



Rys. 15. Wir nieswobodny (na podstawie Katopodes, 2019b)

Na podstawie równania (18) wnioskuje się, że energia linii pędu wiru nieswobodnego wzrasta wraz ze wzrostem promienia (Méndez i in., 2010; Fitzgerald, 2016). Stąd przepływ w wirze nieswobodnym może być podtrzymany tylko poprzez dostarczanie energii z zewnątrz. W kadzi wirowej wir utrzymuje się tylko w czasie napełniania i wygasa po zakończeniu etapu napełniania zbiornika brzeczką. Z równań od 1.1 do 1.3 można obliczyć wirowość wiru nieswobodnego, gdzie składowe prędkości  $u_r$  i  $u_z$  wynoszą 0, a  $u_{\phi} = \Omega r$ . Tak, więc wirowość wiru nieswobodnego ma tylko jedną składową w kierunku z i jest opisana równaniem (19) (Bailly i Comte-Bellot, 2015; Katopodes, 2019). Wirowość w tego typu wirze jest stała i wynosi podwojoną prędkość kątową:

$$\omega_z \left( \frac{u_\phi}{r} + \frac{\partial u_\phi}{\partial r} \right) = 2\Omega. \tag{19}$$

Ruch wirowy to zagadnienie, które fascynuje i stanowi wyzwanie dla naukowców od dawna. Wiele problemów inżynierskich opiera się na przepływie wirowym: komory spalania, turbiny, mieszalniki, pompy, suszenie rozpyłowe i klimatyzacja. Przemysł samochodowy, lotniczy, morski i górniczy są najbardziej zainteresowane badaniami przepływowymi (Luo i in., 2019). Także rolnictwo oraz przemysł spożywczy od wielu lat bada i wykorzystuje przepływy z zawirowaniem w procesach produkcji żywności. W ostatnich latach coraz więcej publikacji dotyczy identyfikacji martwych stref w mieszalnikach oraz tankach sedymentacyjnych wykorzystywanych w procesie oczyszczania ścieków, a także w bioreaktorach do hodowli alg. Zhou i in. (2018) badali wpływ spiralnego elementu

umieszczonego przy wlocie na przepływ w cyklonie. Spirale miały znaczący wpływ na wydajność gromadzenia cząstek, spadek ciśnienia oraz pole prędkości stycznej. Badania wykazały korzystny wpływ spirali na profil przepływu. Wykazano, że polepszenie warunków wzrastało wraz ze wzrostem ilości zwojów. Gillmeier i in. (2018) ocenili popularne modele wirów pod względem prawidłowości symulowania przepływów wirowych. Każdy z modeli prawidłowo odwzorowywał profile przepływu dla pewnych wysokości, a nie dla całości. Giglou i in. (2017) zbudowali model komputerowy do analizy wpływu przegród odchylających i kształtujących przepływ w miejscach silnej ich erozji. Są one stosowane w miejscach zalewowych i na czas powodzi oraz dla ochrony zanurzonych ścian. Przegrody te także kształtują transport osadów. Autorzy zbudowali model CFD do analizy wpływu kąta odchylenia przegrody na szerokość transportu osadów przez przepływ. Do obliczeń numerycznych wykorzystano oprogramowanie Flow-3D i metodę VOF (z ang. Volume of Fluid). Goula i in. (2008) zbudowali model CFD do analizy wpływu przegrody na skuteczność sedymentacji cząstek w osadniku. Do opisu turbulencji wykorzystano model SST k-w (z ang. Menter's Shear Stress Transport) natomiast ruch cząstek modelowano metodą DPM (z ang. Discrete Phase Method). Przegroda miała za zadanie kierować strumień do wnętrza zbiornika, co znacząco zmniejszyło występowanie przydennych stref recyrkulacji. Wobec czego skuteczność pracy osadnika mogła wzrosnąć z 90,4 do 98,6%.

Cheng i in. (2018) analizowali możliwość generowania wirów horyzontalnych i pionowych przy pomocy stożkowych przegród w stawach do kultywacji alg, do zintensyfikowania procesu mieszania i wymiany masy. Wydajność produkcji po zamontowaniu przegród wzrosła o 39,6%. Z kolei Liu i in. (2012) analizowali przepływ w separatorze wirowym do rozdziału oleju i wody. Zasada działania separatora opiera się na pracy cyklonu. Autorzy opracowali model komputerowy do identyfikowania rozkładu udziału fazy oleju w przekroju separatora. W innym zaś opracowaniu Gao i in. (2019) analizowali strukturę przepływu wirowego w cyklonie za pomocą PDPA (*z ang. Phase Doppler Particle Analyzer*) oraz symulacji komputerowych. Zeng i in. (2019) analizowali natomiast ruch wirowy w komorze do spalania. Z badań wynika, iż zawirowania poprawiają pracę pieca, poprzez lepsze wymieszanie paliwa oraz powietrza.

Cao i in. (2018) zaproponowali nową metodę oczyszczania powietrza z wykorzystaniem wiru kolumnowego. Do oceny wydajności rozwiązania wykorzystano metody numeryczne z zastosowaniem RMS (*z ang. Reynolds Stress Model*) do opisu turbulencji. W innym zaś opracowaniu Fukada i in. (2014) analizowali w sposób numeryczny prędkość kątową oraz siłę nośną kulistej cząstki w ruchu wirowym ośrodka. Analizowano zachowanie cząstki w wirze

swobodnym oraz nieswobodnym. Prędkość kątowa była niezależna od typu wiru. Natomiast siła nośna zależała od typu wiru, a także od krzywizny linii strumienia i prędkości kątowej obrotu cząstki. Z kolei Havlica i in (2019) analizowali proces mieszania w cylindrycznym naczyniu z dwułopatowym mieszadłem. Do analiz numerycznych wykorzystano DEM (*z ang. Discrete Element Method*), który pozwala na śledzenie ruchu każdej cząstki osobno. Było to możliwe w tym przypadku, gdyż cząstki były wystarczająco duże by pominąć wpływ powietrza na ich ruch. Oceniono wpływ siły odśrodkowej na powierzchnię granulatu oraz tworzenie się pustych przestrzeni za łopatami. Porównano także charakterystyki procesu mieszania przy różnych prędkościach mieszadła. Autorzy zidentyfikowali także w strefie przydennej system przepływów wtórnych, których kierunek był zależny od prędkości obrotowej mieszadła (zgodny z ruchem wskazówek dla niskich wartości prędkości lub przeciwny dla wysokich wartości prędkości).

# 3.2. Przepływ wielofazowy

Przepływy wielofazowe są powszechnie spotykane i stanowią podstawę procesów przetwórczych występujących w wielu gałęziach przemysłu. Można tu wymienić przemysł energetyczny, chemiczny (w tym petrochemiczny), celulozowy, farmaceutyczny, rolny i spożywczy. Występują także w inżynierii środowiska oraz medycynie. Zagadnienie samego przepływu jest omawiane głównie w aspekcie konstrukcji maszyn, gdyż opisuje procesy wymiany pędu, ciepła oraz masy w takich aparatach jak wymienniki ciepła i masy, bioreaktory oraz kolumny destylacyjne, rektyfikacyjne, absorpcyjne, barbotażowe oraz fluidyzacyjne. Zagadnienie przepływów wielofazowych to ważny nurt badań numerycznej i eksperymentalnej mechaniki płynów. Istnieje spore zapotrzebowanie na modelowanie tych zjawisk w celu poprawy efektywności procesów technologicznych (Basu, 2019).

Najprostszym przykładem przepływu wielofazowego jest przepływ dwufazowy, tj. wspólny przepływ dwóch faz: ciągłej i rozproszonej. Fazą ciągłą jest płyn (ciecz lub gaz), a fazą rozproszoną substancja o dowolnym stanie skupienia. Fazę pod względem fizycznym definiuje się jako jednorodną część układu, oddzieloną od pozostałej tzw. granicą faz. Przepływy dwufazowe najprościej jest podzielić zgodnie ze stanem skupienia poszczególnych faz na: gaz–ciecz (w tym szczególny przypadek para-ciecz), gaz–faza stała oraz ciecz–faza stała. Osobliwym przykładem przepływu dwufazowego jest przepływ ze swobodną powierzchnią. Niektórzy autorzy klasyfikują to jako przepływ dwóch niemieszających się cieczy, a nie jako typowy przepływ dwufazowy. Wynika to z faktu, iż obie fazy traktuje się jako ciągłe. Zdecydowanie bardziej skomplikowane są przepływy trójfazowe: gaz–ciecz–ciało stałe. Tu, zgodnie z definicją, występuje wspólny przepływ cząstek fazy stałej oraz pęcherzyków gazu jako części dyskretne fazy ciągłej (Zhou, 2018). Głównym problemem opisu tego typu zagadnienia jest interakcja pomiędzy fazami rozproszonymi i jej wpływ na fazę ciągłą oraz charakter przepływu w makroskali (Yeoh i Tu, 2009). Przepływ ciecz–cząstki stałe jest nazywany w literaturze anglojęzycznej jako przepływ mułowy (*ang. slurry flow*).

Kuang i in. (2014) modelowali przepływ wielofazowy w cyklonie. Model VOF wykorzystano do wstępnej analizy przepływu powietrza w cyklonie, a tzw. model mieszaniny (z ang. mixture model) wykorzystano do pełnego opisu przepływu powietrza i cząstek fazy rozproszonej. Kuang i in. (2012) symulowali przepływ trójfazowy w hydrocyklonie. Interakcja pomiędzy fazami powietrze-ciecz-cząstki stałe opisano za pomocą modelu mieszaniny wielofazowej (z ang. Mixture Multiphase Model). Fukada i in. (2018) opracowali model śledzenia cząstek o średnicy mniejszej niż długość Kołmogorowa oraz najmniejszych wirów w przepływie. Do symulacji turbulentnego ruchu cząstek poszerzono model oparty na równaniach przepływu w metodzie uśredniania objętości (ang. volume-averaged fluid equations – VA simulation). Zaproponowany model dobrze odwzorowywał historię ruchu czastki oraz nie wymaga dużych nakładów obliczeniowych. Maneshian i in. (2016) analizowali dynamikę kropel w ruchu wirowym. Symulację przepływu dwufazowego przeprowadzono za pomocą metody Lattice-Boltzmann'a. Wyniki pokazują silną interakcję pomiędzy cząstkami a głównym przepływem. Krople przechodziły przez strefy o zróżnicowanym poziomie turbulencji, a także strefy o różnej prędkości. Na krople oddziaływały siły ścinające w wyniku rozciągania, ściskania, rotacji i dylatacji.

Wielu autorów (Li i in., 2000; Renardy i in., 2002; Renardy i Renardy, 2002) stosowało model VOF do opisu ruchu fazy rozproszonej. Zhoua i in. (2019) zbudowali model dwufazowy do analizy i poprawy wydajności rozdziału gazu od płynu za pomocą wirowania. Autorzy proponują poprawę wydajności za pomocą stożków ze spiralnym ukształtowaniem powierzchni, które wspomagają prawidłowe tworzenie się wirów. Prussi i in. (2014) analizowali numerycznie proces mieszania w stawach do hodowli alg. Model VOF pozwolił na zidentyfikowanie stref sedymentacji alg oraz ocenę stopnia zmieszania w różnych strefach zbiornika. Vileiniskis i in. (2016) zbudowali model oparty na BBN (*z ang. Bayesian Belief Networks*) do oceny pracy separatora w przemyśle naftowym do rozdziału oleju, gazu i cząstek stałych. Model ma na celu ułatwić wykrywanie błędów w pracy separatora, by zapobiegać przestojom na linii produkcyjnej. Liu i Hao (2016) wykorzystali model VOF-granular do analizy przepływu zawiesiny kryształów lodu w rurach. Autorzy oceniali ryzyko blokady na podstawie rozkładu wartości udziału fazy rozproszonej w przekroju rury. Wartości maksymalne skorelowano z wysokim ryzykiem blokady, czyli dużym skupiskiem kryształów

lodu. Li i Zhong (2015) symulowali przepływ trójfazowy (gaz-ciecz-cząstki stałe) w kolumnie barbotażowej za pomocą metody Eulerian–Eulerian–Eulerian trzech płynów. W modelu dwie fazy były fazami dyskretnymi (gazowa i cząstki stałe), a tyko jedna była fazą ciągłą (ciecz). Autorzy badali zgodność wyników z badań numerycznych za pomocą rożnych modeli turbulencji oraz interakcji pomiędzy fazami. Analizowano również wrażliwość wyników na ustawienia parametrów symulacji (szczególnie krok czasowy i schematy dyskretyzacji). Sun i Sakai (2015) zbudowali model do analizy przepływu trójfazowego metodą VOF–DEM. Volume–of–fluid opisuje przepływ fazy ciągłej ze swobodną powierzchnią, natomiast Discrete Element Method służy do opisu ruchu substancji proszkowych i granulatów. Fan i in. (2007) zbudowali model dwufazowy przepływu i sedymentacji w osadniku do uzdatniania wody. Dodatkowo zbiorniki wyposażono w przegrody różnej wysokości i w różnych lokalizacjach i analizowano ich wpływ na zawirowania oraz sedymentację. Badania wykazały, że każda przegroda poprawiała proces klarowania.

#### 3.3. Rozdział mieszaniny oraz model ruchu w warstwie Ekmana

Do rozdzielania układów wieloskładnikowych można wykorzystać operacje dyfuzyjne (podczas których występują przemiany fazowe lub wymiana masy między fazami) lub operacje mechaniczne (następuje wydzielenie cząstek stałych lub kropel z układu heterogenicznego). Wśród operacji mechanicznych można wymienić filtrację, flotację, odwirowanie oraz sedymentację. Filtracja to rozdzielnie układu niejednorodnego, tj. zawiesiny cząstek stałych w płynie na warstwie porowatej, np. na ziemi okrzemkowej lub młócie (browarnictwo). Flotacja polega na wytworzeniu pęcherzy gazowych w zawiesinie, do których przywierają cząstki fazy rozproszonej i pod wpływem siły wyporu kierowane są do powierzchni (Gupta i Yan, 2016; Shah i Rawal, 2016). Odwirowanie usuwa cząstki ciała stałego za pomocą siły odśrodkowej. Sedymentacja natomiast zachodzi w wyniku wystąpienia różnicy gęstości między cząstkami zawiesiny oraz cieczy pod wpływem działania pola grawitacyjnego. Sedymentacji mogą ulegać cząstki o różnych wielkościach, na przykład żwir i piasek w rzece, cząstki kurzu lub pyłków kwiatowych, zawiesiny komórek, zawiesiny pojedynczych molekuł (proteiny, polimery), itp. Cząstki sedymentują jeśli ich gęstość jest wyższa niż gęstość płynu, a także jeśli płyn nie posiada granicy płynięcia lub gdy granica płynięcia jest niższa niż siła ciężkości wywierana na cząstkę (Taulbee i Mercedes Maroto-Valer, 2000; Kunze, 2010; Chang, 2016).

W przypadku, gdy sedymentacja jest swobodna, czyli ruch jednej cząstki nie jest zaburzony przez inną, obowiązuje prawo Stokesa. Siły tarcia wewnętrznego działające na małą kulę poruszającą się w płynie wyraża wzór (Joseph i in., 2008):

$$\mathbf{F}_{cz} = 6\pi\mu r \mathbf{u},\tag{20}$$

gdzie  $\mu$  to współczynnik lepkości dynamicznej [Pa·s], *r* to średnica kuli [m], *u* to prędkość kuli względem płynu [m·s<sup>-1</sup>].

Prawo to opisuje siłę oporu kuli poruszającej się w płynie i jest ono spełnione dla niskich prędkości, dla przypływów o liczbie Reynoldsa Re < 2 (przepływ laminarny). Zgodnie z prawem Stokesa prędkość opadania jest proporcjonalna do kwadratu średnicy cząstki. W zagadnieniach praktycznych, w których prawo Stokesa lub jego pochodne nie mogą być zastosowane, prędkość opadania należy wyznaczyć eksperymentalnie (Munson i in., 2013).

Ze wzoru (20) można wyprowadzić wzór (21) na prędkość graniczną opadania kuli w przepływie laminarnym (Rastogi, 2008; Chhabra i Basavaraj, 2019):

$$u_t = \frac{(\rho_d - \rho_c)}{18\mu_c} gr^2 \, dla \, 10^{-4} < Re < 2, \tag{21}$$

gdzie  $\rho_d$  to gęstość kuli [kg·m<sup>3</sup>],  $\rho_c$  to gęstośc płynu [kg·m<sup>3</sup>],  $\mu_c$  to współczynnik lepkości dynamicznej płynu [Pa·s], a *r* to promień kuli [m].

W przepływie turbulentnym zależność ta przyjmuje postać (Chhabra i Basavaraj, 2019):

$$u_t = 1,74 \sqrt{\frac{(\rho_d - \rho_c)}{\rho_c}} gr \, dla \, 1000 < Re < 100\,000.$$
(22)

Analiza sedymentacji zawiesiny polidyspersyjnej wg Zimmels'a (1994) opiera się na równaniach i założeniach sedymentacji zawiesiny monodyspersyjnej oraz pomija wpływ zderzeń cząstek. Jeżeli cząstki wykazują skłonność do agregacji to powstałe agregaty nie mogą być trwałe. W konsekwencji układ staje się lokalnie niejednorodny przez krótki czas, prędkość cząstek po rozpadzie prawie natychmiast osiąga wartość przed agregacją, a zakłócenia ruchu cząstek zależą tylko od całkowitego stężenia objętościowego fazy rozproszonej. Ponadto, prawdopodobieństwo zderzeń spada wraz ze wzrostem rozcieńczenia zawiesiny. Z metody Zimmels'a można wyprowadzić uogólniony model matematyczny sedymentacji zawiesin cząstek o różnych rozmiarach i różnych gęstościach. Dla *m* frakcji o różnych gęstościach rozkłady średnic opisuje układ równań (Rastogi, 2008; Dey i in., 2017; Chhabra i Basavaraj, 2019):

$$C_1' = \sum_{j=1}^{N_1 - 1} C_{j1}(d) \tag{23}$$

$$C'_{2} = \sum_{j=1}^{N2-1} C_{j2}(d)$$
  
:  
$$C'_{m} = \sum_{j=N(m-1)}^{Nm} C_{jm}(d).$$

Gęstości fazy rozproszonej wynoszą w tym przypadku  $\rho_{s1}, \rho_{s2}, ..., \rho_{sm}$  dla i = 1, 2, ...,m frakcji gęstości, a sumaryczne stężenie fazy rozproszonej wynosi (Rastogi, 2008):

$$C_z = \sum_{i=1}^m C_1'.$$
 (24)

Wartości prędkości wyznacza się macierzą:

$$M \times w = (1 - C_z)w',$$
(25)

gdzie:

$$A = \begin{bmatrix} C_{11} + 1 - C_{1}^{'} & \dots & C_{(N1-1)1} & \dots & C_{Nm} \\ C_{11} & C_{(N1-1)1} & C_{Nm} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ C_{11} & C_{(N1-1)1} + 1 - C_{1}^{'} & C_{Nm} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ C_{11} & C_{(N1-1)1} & C_{Nm} + 1 - C_{m}^{'} \end{bmatrix}$$
(25.1)  
$$w = \begin{bmatrix} w_{1} \\ w_{12} \\ \vdots \\ w_{(N1-1)1} \\ \vdots \\ w_{Nm} \end{bmatrix}^{i} \quad w' = \begin{bmatrix} w_{11}' \\ w_{21}' \\ \vdots \\ w_{(N1-1)1}' \\ \vdots \\ w_{Nm}' \end{bmatrix}$$
(25.2)

Kadź wirowa zasadą działania przypomina hydrocyklon – wir powstaje w wyniku napełniania przez otwór umieszczony stycznie do ściany zbiornika. W hydrocyklonie pod wpływem siły odśrodkowej cząstki duże poruszają się w stronę ścian zewnętrznych, a cząstki małe pozostają bliżej osi zbiornika. W ten sposób frakcja cięższych cząstek przemieszcza się w stronę wylotu dolnego, natomiast frakcja lekkich cząstek w stronę wylotu górnego (Chang, 2016).

Znajomość trajektorii ruchu cząstek w czasie separacji jest niezbędna do właściwego zaprojektowania separatora. Na cząstkę w ruchu w hydrocyklonie działają siły: grawitacji, odśrodkowa oraz oporu. W hydrocyklonach pomija się wpływ grawitacji, stąd o prędkości cząstki decyduje tylko siła odśrodkowa oraz oporu. Ruch cząstki po stycznej i po osi pionowej zbiornika jest niezaburzony przez jakiekolwiek siły, stąd składowe jej prędkości w tych kierunkach mogą być przyjęte jako równe do odpowiednich składowych v oraz w przepływu. Jako, że siła odśrodkowa działa po promieniu, to cząstki ulegają elutriacji (klasyfikacji). Jeśli siła odśrodkowa jest wyższa niż siła oporu, to cząstka porusza się po promieniu na zewnątrz. Natomiast, gdy siła oporu jest większa to cząstka przemieszcza się do środka (Tarleton i Wakeman, 2005; Rastogi, 2008).

Siłę oporu działającą na cząstkę wyraża równanie wyprowadzone z prawa Newtona:

$$F_{cz} = C_D A_p \frac{\rho u^2}{2},\tag{26}$$

gdzie  $A_p$  to powierzchnia rzutu cząstki na kierunek ruch [m<sup>2</sup>], a  $C_D$ , to współczynnik oporu [-]. Ruch cząstki w płynie opisuje liczba Reynoldsa:

$$Re = \frac{\rho ur}{\mu}.$$
 (27)

Przekształcając równania (20), (26) i (27) otrzymuje się alternatywę dla prawa Stokesa w postaci zależności współczynnika oporu i liczby Reynoldsa dla kuli:

$$C_D = \frac{24}{Re} \, dla \, Re < 0.2.$$
 (28)

Najtrudniejsze do wydzielenia są bardzo małe cząstki. W takim przypadku wartość liczby Re jest skrajnie mała (mniejsza niż 0,2) w związku z małą wartością *u* i *r*.

Dla cząstki kulistej poruszającej się w polu działania siły odśrodkowej, równanie ruchu w zakresie obowiązywania prawa Stokesa z pominięciem sił bezwładności można zapisać jako:

$$\frac{dR}{dt} = \frac{r^2(\rho_d - \rho_c)R\Omega^2}{18\mu_c} = u_t \frac{R\Omega^2}{g}.$$
(29)

W miarę jak cząstka porusza się na zewnątrz po promienu R, siła przyspieszenia wzrasta, czyli cząstka nigdy nie osiąga prędkości granicznej. Z równania (29) wynika, że prędkość chwilowa cząstki jest równa prędkości granicznej, powiększona o  $\frac{R\Omega^2}{q}$  (Tarleton i Wakeman, 2005).

Jednakże w kadzi wirowej to cięższy osad porusza się w kierunku osi zbiornika i opada w centralnej części dennicy kadzi. Ten osobliwy efekt Albert Einstein (1926) określił, jako "efekt filiżanki herbaty". Formowanie się stożka osadu pod wpływem ruchu wirowego mieszaniny jest zagadnieniem przepływu występującego naturalnie i samoistnie. Wobec tego istnieją ograniczone możliwości sterowania samym zjawiskiem. Również zmiana wartości parametrów procesowych, możliwych do zadania, nie pozwala na np. redukcje jego występowania (przykładowo, dotychczas nie ustalono minimalnej wartości granicznej prędkości napełniania zbiornika, dla której zjawisko nie wystąpi). Z punktu widzenia formowania się stożka ważny jest również system wirów wtórnych. Przepływ namywajacy to wirowy przepływ przy dennicy do środka kadzi, który formuje osad w postaci stożka (rys. 16a). Jednakże, w wyniku tarcia o ścianki pojawiają się także wiry Taylor'a oraz wiry toroidalne (rys. 16b). Te dodatkowe wiry powodują rozmywanie stożka i zaburzają przepływ właściwego wiru wtórnego. Szczególnie wiry toroidalne, których kierunek przepływu jest przeciwbieżny do kierunku przepływu namywającego (Denk, 1998; Kunze, 2010). Z rozważań przedstawionych w rozdziale 3.1 wynika, iż ruch cząstki w kadzi wirowej może być przybliżony za pomocą spirali Ekmana.



Rys. 16. Przepływy w kadzi wirowej: a) idealny system przepływów; b) przepływy wtórne (na podstawie Denk, 1998)

# 3.4. Problem intensyfikacji przepływu

Sedymentacja cząstki jest wynikiem stosunku siły grawitacji wywieranej na cząstkę do siły oporu przeciwstawiającej się jej ruchowi. Najczęstszym przykładem pola zewnętrznego jest ziemskie pole grawitacyjne. W przypadku małych cząstek, prędkość sedymentacji w ziemskim polu grawitacyjnym jest bardzo mała, a sedymentację można zaobserwować jedynie poprzez sztuczne zwiększanie pola grawitacyjnego za pomocą wirowania. Prędkość sedymentacji, inaczej prędkość opadania, zależy od masy i wielkości cząstek, tak więc pomiar jej wartości może być wykorzystany do ich charakterystyki. Różnica prędkości sedymentacji dla cząstek o różnej masie i średnicy może być również wykorzystana do rozdzielenia ich mieszaniny (Kynch, 1952; Chang, 2016; Kang i in., 2019).

Przy większych stężeniach cząstek w mieszaninie na prędkość sedymentacji wpływają również tzw. oddziaływania międzycząsteczkowe. Zarówno bezpośrednie interakcje jak i oddziaływania hydrodynamiczne muszą być uwzględnione przy przewidywaniu prędkości opadania. Prędkość opadania (laminarnego) cząstek, których stężenie jest bardzo małe,

czyli gdy przepływ cieczy wokół cząstki nie wpływa na przepływ wokół sąsiednich cząstek, można obliczyć z prawa Stokesa. Jednakże w zawiesinach przemysłowych stężenie cząstek jest zwykle wystarczająco duże, aby występowały znaczące oddziaływania międzycząsteczkowe podczas ich sedymentacji, np. mogą znacząco zwiększyć siłę tarcia na powierzchniach osiadających cząstek. Czyni to prawo Stokesa nieważnym. Gdy efekty wzajemnego oddziaływania są pomijalne, mówi się, że panują warunki swobodnego opadania, natomiast przy wyższych stężeniach występuje opadanie utrudnione (Concha i Bustos, 1991; Tory i in., 1999; Cavallaro i in., 2016; Landrou i in., 2018). Wśród przyczyn można wymienić:

- szeroki zakres wielkości cząstek, co skutkuje zróżnicowaniem szybkości opadania dużych i małych cząstek,
- większe gradienty prędkości w cieczy otaczającej cząstki ze względu na bliższą odległość cząstek,
- większą zdolność cząstek do agregacji przy wyższych stężeniach (Michaels i Bolger, 1962; Kang i in., 2019).

Oprócz wielkości cząstek, gęstości i stężenia oraz lepkości cieczy, na szybkość sedymentacji wpływają również inne, mniej oczywiste czynniki. Należą do nich kształt i orientacja cząstek, prądy konwekcyjne w otaczającej cieczy oraz chemiczna obróbka wstępna zawiesiny zasilającej. Cząstki o średnicach rzędu kilku mikronów opadają wolno, tak więc tam, gdzie to możliwe, są one koagulowane lub flokulowane w celu zwiększenia ich efektywnej wielkości, a tym samym zwiększenia ich szybkości osadzania (Kaya i in., 2003; Israelachvili, 2011).

Aglomeracja to łączenie się cząstek w większe zespoły (aglomeraty) wskutek zlepiania, sprasowywania lub spiekania. Skłonność do aglomeracji dotyczy głównie małych cząstek. Koagulacja to także łączenie cząstek stałych, a także kropel lub pęcherzy. Ten proces, w odróżnieniu do aglomeracji, zachodzi na poziomie molekularnym i zawsze prowadzi do wytrącania się osadu (Chhabra i Basavaraj, 2019).

Porównywalnym procesem do klarowania brzeczki jest etap sedymentacji w procesie oczyszczania ścieków. W obu przypadkach możliwości sterowania procesem są ograniczone głównie do regulacji czasu sedymentacji oraz w ograniczonym zakresie prędkości napełniania. Wydajność w dużej mierze zależy od wielkości i koncentracji cząstek. W literaturze można znaleźć wiele publikacji na temat intensyfikacji procesu sedymentacji w osadnikach wtórnych (McCorquodale i in. 1991; McCorquodale i Zhou., 1993; Zhou i in., 1994; Goula i in., 2008; Wang i in., 2008; Tarpagkou, i Pantokratoras, 2013). W tych urządzeniach poprawa warunków rozdziału jest osiągana za pomocą przegród umieszczanych na różnej odległości od wlotu. Asgharzadeh i in. (2011) przeprowadzili badania eksperymentalne do oceny wpływu położenia przegrody na wydajność osadnika. Badano konfiguracje z jedną i dwoma przegrodami dla

dwóch stężeń cząstek na wlocie. Ustalono, iż najlepsze położenie dla pojedynczej przegrody to połowa długości zbiornika. Wynikało to z faktu, że 75% cząstek opadło w pierwszej połowie zbiornika, przegroda więc zapobiegała ich recyrkulacji. Najlepsze rezultaty uzyskano dla niższych przegród niż dla wyższych. Wyższe przegrody powodowały powstawanie zawirowań, które unosiły cząstki. Dwie przegrody dawały gorsze efekty, gdyż działały jak jednolita przeszkoda nad którą płyn przepływa a osad nie sedymentował. Shahrokhi i in. (2013) zbadali wpływ przegrody na sedymentację w prostopadłym osadniku. Z ich badań wynika, iż przegroda powodowała wzrost turbulencji w części przedniej, natomiast za przegrodą znaczący jej spadek. Dzięki temu, że obniżana jest energia kinetyczna za przegrodą przy dennicy, a zatem wzrasta wydajność sedymentacji w tej przestrzeni.

Ochowiak i in. (2017) badali różne modyfikacje osadnika wirowego pod względem rozmieszczenia wlotu i wyloty cieczy. Autorzy zauważyli, że wyniki zależały w dużej mierze od powstawania wiru w zbiorniku. Wir wydłużał drogę cząstki, co w rezultacie podnosiło skuteczność klarowania. W przypadku osadu, zawirowania mogą przyczyniać się do zwiększenia prawdopodobieństwa zderzeń między cząstkami i ich konglomeracji. Autorzy zauważyli, że wydajność sedymentatora wzrasta wraz ze wzrostem średnicy zawieszonych cząstek. Autorzy oceniali wydajność sedymentatora w stosunku do objętościowej prędkości napełniania. Nie badano rozkładu prędkości w zbiorniku ani wirowości.

Koagulacja zawiesin jest jedną z najbardziej skutecznych metod oczyszczania wody. Flokulacja odbywa się w wyniku oddziaływania różnic ładunków elektrycznych cząstek (Liu i in., 2004). Mechaniczne wspomaganie koagulacji jest kosztowne (Yan, i in., 2009). Tańszą alternatywą jest koagulacja hydrauliczna, gdzie zawirowania powstają w wyniku przepływu wody wokół skomplikowanych geometrii (Mcconnachie i Liu, 2000; Serra i in., 2008). Powstająca turbulencja intensyfikuje natomiast formowanie konglomeratów osadu. Gar Alalm i in (2016) analizowali koagulację oraz sedymentację w zbiorniku wyposażonym w stożki (dwie różne formy geometryczne), w którym wir powstaje wokół stożka. Autorzy oceniali skuteczność sedymentacji w tych zbiornikach w zależności od czasu koagulacji oraz gradientu prędkości. Z badań wynika, iż zmniejszenie szczeliny pomiędzy ścianą zbiornika a stożkiem zwiększa turbulencję co prowadzi do poprawy sedymentacji. Autorzy uzyskali najniższe wyniki mętności dla przypadku, w którym wystąpiła najwyższa wartość gradientu prędkości. Zauważono także, że konglomeraty powstałe przy niższych wartościach prędkości są mniej stabilne (Barbot, i in., 2010; Tse, i in., 2011).

O zjawisku rozpadu aglomeratów w przepływie ścinającym, tj. pod wpływem powstających naprężeń ścinających wspomina Harada i in. (2007). Aglomeracja, a następnie

wtórny rozpad cząstek są powszechnie omawiane w wielu obszarach i wariantach działalności. Przykładowo: spalanie (Jaworek i in., 2018), dozowanie lekarstw (Voss i Finlay, 2002), fluidyzacja (Iimura i in., 2009) oraz oczyszczanie wody (Renault i in., 2009). Eggersdorfer i in. (2010) zauważyli, że w przestrzeniach, gdzie występują wysokie wartości siły ścinania, aglomeraty są najpierw poddawane rozciąganiu, a dopiero potem następuje ich rozpad. W literaturze dotyczącej omawianego zagadnienia można znaleźć doniesienia dotyczące rozpadu/aglomeracji cząstek w przepływie Couette (tzw. przepływ wleczony lub też przepływ pomiędzy dwoma równoległymi płytami) (Horwatt i in., 1992; Harada i in., 2006; Kimbonguila Manounou i Rémond, 2014). Wyprowadzono zależność potęgową pomiędzy wartością sił naprężeń, a wielkością cząstek po ich rozpadzie. Wykładniki potęg są ujemne i posiadają wyższe wartości bezwzględne dla gęstych zawiesin (Horwatt i in., 1992; Harada i in, 2006). Zauważono również, iż siły ścinające generowały naprężenia w zewnętrznych warstwach aglomeratu, a nie w jego centrum. Stąd też powinno się raczej mówić o erozji konglomeratu niż o jego rozpadzie (Vanni, 2014). Ruan i in. (2020) wykonali analizy numeryczne aglomeracji i rozpadu cząstek w prostym przepływie ścinającym (przepływ Couette) oraz w przepływie wirowym Taylora-Greena. Autorzy wykazali, że w prostym przepływie ścinającym cząstki ulegają znaczącej rekonstrukcji zanim ulegną rozpadowi. Wykazano również, że siły normalne między cząstkami aglomeratu wzrastają wraz ze wzrostem szybkości odkształcania.

#### 3.5. Podsumowanie

Kontrola i sterowanie procesem sedymentacji w kadzi wirowej są bardzo ograniczone. Przyczyny takiego stanu rzeczy szerzej omówiono w podrozdziale 2.3. Brak jest także celowości zwiększenia prędkości napełniania kadzi wirowej powyżej 5 m·s<sup>-1</sup>. Destrukcja konglomeratów białkowo–garbnikowych powstałych w trakcie gotowania to główne ograniczenie, choć nie jedyne. Stosowanie wyższych prędkości wiąże się także z większymi nakładami energetycznymi na realizację procesu rozdziału. Badania reologiczne brzeczek kongresowych, osadów przemysłowych oraz literatura wykazują, iż stosowanie substytutów surowcowych słodu jęczmiennego może przyczyniać się do zwiększenia lepkości brzeczki. Skład wsadu surowcowego ma bezpośredni wpływ na właściwości osadu gorącego. Potrzeba zatem zmian procesowych (w tym konstrukcyjnych), które będą wpływać korzystnie na przepływ pierwotny i wtórny, intensyfikując formowanie się stożka osadu, szczególnie w przypadku trudnych do klarowania brzeczek posiadających wyższe wartości lepkości.

Proces klarowania w kadzi wirowej łączy w sobie zagadnienia przepływu wirowego, sedymentacji i koagulacji cząstek stałych. Nie bez znaczenia są także właściwości reologiczne brzeczki i osadu gorącego. Zagadnienia te nie pozostają bez wpływu na współczesną

technologię browarniczą. Nowe receptury surowcowe stanowią bez wątpienia wyzwanie dla technologów, ale i dla konstruktorów linii technologicznych.

Przepływy wirowe, choć powszechne w przemyśle, są specyficzne dla danej gałęzi przetwórczej. Ich poznanie i świadome wykorzystanie jest często znacząco ograniczone. W wielu przepadkach przeniesienie pewnych rozwiązań, jako swoistej analogii, jest niemożliwe. Sedymentację zawiesin pod wpływem grawitacji wykorzystuje się przede wszystkim w oczyszczaniu ścieków. W tym przypadku siłą napędową procesu jest grawitacja. W bioreaktorach do wytworzenia wirów stosuje się mieszadła lub mieszanie barbotażowe. Z kolei np. suszenie rozpyłowe jest procesem, który jest dość szeroko traktowany w zakresie działań związanych z symulacjami komputerowymi. Z analizy wielu publikacji wynika, iż w wymienionych przypadkach modyfikacje budowy urządzeń poprawiały warunki rozdziału mieszaniny (sedymentacja i suszenie rozpyłowe) lub jej wymieszania (bioreaktory).

Spirala Ekmana, która została opracowana na podstawie analiz zjawisk meteorologicznych, ma swoje bezpośrednie odniesienie do zagadnienia przepływu w kadzi wirowej. Obwiednia takiej spirali (lub jej fragment) na płaszczyźnie dennicy może więc stanowić podstawę geometrii modyfikującej dno separatora. Taka forma zabudowy może intensyfikować zjawisko formowania się stożka osadu, przy czym sama modyfikacja dennicy nie może:

- wprowadzać niekorzystnej zabudowy przy ścianie,
- stanowić zamkniętej zabudowy uniemożliwiającej, bądź utrudniającej wymywanie nagromadzonego osadu,
- wprowadzać dodatkowych połączeń spoinowych lub zagłębień, w których może gromadzić się osad,
- wprowadzać elementów zabudowy w osi zbiornika, których występowanie utrudni lub uniemożliwi gromadzenie się osadu w strefie centralnej separatora,
- zaburzać układu przepływów, w tym przepływu bezpośrednio odpowiedzialnego za formowanie się stożka osadu,
- wprowadzać warunków korzystnych dla powstawania naprężeń ścinających w przepływie, które mogą powodować rozbijanie konglomeratów osadu gorącego.

# 4. WYBRANE METODY ANALIZY PRZEPŁYWU

## 4.1. Cyfrowa anemometria obrazowa

Jednym ze sposobów prowadzenia badań ruchu płynu jest analiza rozkładu pola jego prędkości. Techniki pomiarowe dobiera się na podstawie charakterystyki przepływu, tj. tego czy przepływ jest laminarny czy turbulentny, warunków jakie panują w trakcie pomiaru (geometria urządzenia, temperatura pracy, pH, itp.) oraz wymaganej dokładności. Najprostszym podziałem metod jest klasywfikacja ze względu na sposób realizacji pomiaru, czyli pomiar inwazyjny oraz nieinwazyjny. Inwazyjne metody to anemometria (termoanemometria) oraz pomiar z wykorzystaniem rurki spiętrzajacej. Wśród technik bezinwazyjnych wymienia się:

- laserową anemometrię wieloogniskową (z ang. Laser Transient. Anemometry) LTA;
- Dopplerowską anemometrię laserową (z ang. Laser Doppler Anemometry) LDA;
- fluorescencyjną anemometrię laserową (z ang. Laser-Induced Fluorescence) LIF;
- cyfrową anemometrię obrazową (z ang. Particle Image Velocimetry) PIV (Atkins, 2016).

Najpopularniejszą metodą pomiaru pola prędkości przepływu jest cyfrowa anemometria obrazowa PIV. W tej metodzie wykorzystuje się rozpraszanie światła laserowego na cząsteczkach wskaźnikowych podążających za przepływem. Pozwala to na pomiar pól prędkości przepływu w trudnych warunkach, takich jak wysokie pola elektryczne, w przepływach turbulentnych i strukturach wirowych. W PIV narzędziem pomiarowym są kamery cyfrowe (CCD), które wykonują dwa zdjęcia w zadanym odstępie czasowym. Obserwowana powierzchnia przepływu jest uzyskiwana w wyniku oświetlania płaską strugą światła lasera, tzw. nożem świetlnym, badanej przestrzeni. Rejestracja obrazów odbywa się w płaszczyźnie prostopadłej do płaszczyzny światła lub pod pewnym kątem. Oświetlenie obiektu jest impulsowe i musi być zsynchronizowane z kamerą, tak aby impuls występował wraz z ekspozycją przechwytywaną przez matrycę kamery (Kompenhans i Kähler, 2002). W wyniku oświetlenia obszaru przepływu uzyskuje się obrazy cząstek wskaźnikowych (posiewu), które podażają za przepływem w tej płaszczyźnie. Pary kolejnych obrazów są rejestrowane i porównywane. Kluczową informacją jest przedział czasu rejestracji między pojedynczymi obrazami. Z porównania obrazów stosując funkcję korelacji można wyznaczyć średnie przemieszczenia cząstek w ograniczonym obszarze obrazu (Tsukahara i in., 2005; Atkins, 2016).

Analizowane obrazy są dzielone na podobszary, które następnie są między sobą porównywane. Na podstawie dwóch obrazów wykonanych w znanym odstępie czasu wyznacza

się kierunek, zwrot i wielkość wektorów prędkości dla całego badanego przekroju przepływu. Procedurę tę można wykonać dla wielu przekrojów i w ten sposób odtworzyć przestrzenną strukturę wektorów prędkości przepływu (Lukowicz i Köngeter, 1999; Reese i Fan, 1997). Dokładność pomiaru metodą PIV ogranicza wiele czynników, z których najważniejszymi są rozdzielczość obrazu oraz prawidłowy dobór sekwencji korelacji i odstępu czasowego między obrazami (Raffel i in., 2007; Cavazzini, 2012).

Podstawowym wymogiem warunkującym możliwość zastosowania PIV jest możliwość wykonania pomiaru przepływu w przestrzeni ograniczonej przezroczystymi ścianami (o współczynniku załamania światła zbliżonym do współczynnika załamania światła ośrodka). Konieczne jest także posiadanie odpowiedniego sprzętu, tj. impulsowego lub ciągłego źródła światła, narzędzia rejestrującego obraz (aparatu fotograficznego, kamery CCD) oraz komputera służącego do rejestracji i obróbki danych. Dokładność wyznaczania wektorów pola prędkości zależy przede wszystkim od mocy lasera (co przekłada się na jaskrawość pikseli) oraz czułości i rozdzielczości optyki pomiarowej. W dalszej kolejności ważne są rozmiar okna pomiarowego, maksymalna wielkości rejestrowanego przemieszczenia, charakter ruchu płynu, parametry posiewu oraz dobór odstępu czasowego między rejestrowanymi obrazami (Sveen, 2013).

Pola prędkości płynu wyznaczane są w oparciu o podążające za przepływem cząstki znacznikowe. Dobór posiewu ma zatem również znaczenie w odniesieniu do wiarygodności otrzymywanych wyników. Podstawowym kryterium, według którego dobierane są cząstki jest ośrodek, w którym przeprowadza się pomiar. Może być to gaz lub ciecz. Aby posiew mógł wiarygodnie reprezentować ruch medium cząstki muszą spełnić pewne wymagania. Pierwszym ograniczeniem dotyczącym rozmiaru cząstki jest działanie siły grawitacji, która w przypadku zbyt dużych rozmiarów cząstek może spowodować ich sedymentację. Drugim czynnikiem jest tzw. czas relaksacji. Określa on jak szybko cząstka posiewu reaguje na zmianę prędkości płynu (Reese i Fan, 1997; Raffel i in., 2007). Często stosowaną wielkością, która opisuje zdolność cząstki do podążania za przepływem jest tzw. częstotliwość charakterystyczna ruchu cząstki (Kohli, 2012).

Przy pomiarze prędkości w cieczach, średnica cząstki znacznikowej mieści się w przedziale od kilkudziesięciu do kilkuset µm. Ułatwia to znacząco rejestrację obrazu. Zastosowanie takich wielkości cząstek znacznikowych wynika z wzajemnego stosunku współczynnika załamania światła dla cząstki i ośrodka. Ta sama cząstka umieszczona w powietrzu i wodzie, będzie znacznie lepiej widoczna w powietrzu, tj. ośrodku o mniejszym współczynniku załamania światła (Raffel i in., 2007). Oprócz wielkości cząstki, ważny jest również materiał z jakiego została ona wykonana. Dla pomiarów PIV materiał posiewu

przekłada się bezpośrednio na ilość światła rozproszonego przez cząstki, czyli na wartość intensywności pikseli zarejestrowaną na matrycy CCD. Wielkością, która kwantyfikuje tę właściwość jest przekrój czynny  $C_s$ . Jest on definiowany jako iloraz stosunku ilości światła rozproszonego przez daną cząstkę znacznikową do ilości światła na nią padającą. Jednostką przekroju czynnego jest m<sup>2</sup>, dla cząstki o średnicy 1µm wynosi on 10<sup>-12</sup> m<sup>2</sup>, a dla cząstki o średnicy 10 µm już ok. 10<sup>-3</sup> m<sup>2</sup>, czyli jest o dziewieć rzędów wielkości większy (Atkins, 2016).

Wyznaczanie rozkładu pola prędkości w metodzie PIV opiera się na analizie statystycznej zarejestrowanych obrazów. Wykorzystuje się funkcję korelacji do porównania ze sobą poszczególnych zdjęć, na których zapisano obraz cząstek znacznikowych. Do obliczeń opracowano dwa typy korelacji: autokorelacja lub korelacja krzyżowa. Pierwsza z nich sprawdza się w przypadku, gdy pojedyncze zdjęcie naświetlane jest kilkakrotnie, zawiera więc jednocześnie obraz posiewu w kilku krokach czasowych. W sytuacji, gdy na poszczególnej klatce obrazu zapisany jest rozkład cząstek tylko i wyłącznie z danego kroku czasowego, potrzebna jest funkcja korelacji krzyżowej. Algorytmy wykorzystujące metody autokorelacji zostały szczegółowo opisane przez Westerweel i in., (1997), Adrian (1988) oraz Raffel i in. (2007). Obecnie oprogramowania do prowadzenia pomiarów oferują szereg różnych algorytmów do obliczeń pól wektorowych, aczkolwiek korelacja krzyżowa jest najbardziej popularna (DantecDynamics, 2019). Oprogramowanie użyte w niniejszej pracy oferuje obliczanie pola wektorowego 2D metodą najmniejszych kwadratów (z ang. Least Squares Matching Method) dla wysokiej dokładności prędkości i bezpośredniego wyznaczania gradientów prędkości lub adaptacyjne PIV z korelacją krzyżową oraz korelacją uśredniania (DantecDynamics, 2019). Celem PIV jest obliczenie rozkładu wektorowego pola prędkości w oparciu o zarejestrowane obrazy cząstek znacznikowych. W początkowym etapie analizy każde ze zdjęć dzielone jest na tzw. okna interrogacji. Te niewielkie kwadratowe obszary mają zapisany ściśle określony rozkład cząstek znacznikowych. Wielkość takich obszarów zależy od warunków eksperymentu, gęstości posiewu, szybkości przepływu badanego medium oraz rozdzielczości zapisanego obrazu. Typowe wymiary okien interrogacji to: 4x4, 6x6, 12x12, 16x16, 32x32, 64x64, 128x128, 256x256, 512x512 lub 1024x1024 pikseli (Kompenhans i Kähler. 2002; Raffel i in., 2007). W każdym z tych obszarów wyznacza się jeden wektor prędkości. Ich całkowita ilość zależy od wielkości okna interrogacji, np. na zdjęciu o rozdzielczości 2048x2048 piksela, dla okna interrogacji o rozmiarze 32x32 piksela można wyznaczyć maksymalnie 4096 wektorów prędkości. Prędkość płynu w danym punkcie obliczana jest ze wzoru na prędkość ciała w ruchu jednostajnym prostoliniowym. Aby wyznaczyć poszczególne wektory prędkości potrzebna jest znajomość przemieszczenia czastki dr oraz czas dt. W najprostszym przypadku tylko dwa zdjęcia wystarczają do wyznaczenia poszukiwanego, chwilowego rozkładu wektorowego pola prędkości. Na pierwszym zdjęciu zapisany jest rozkład cząstek znacznikowych w czasie *t*<sub>0</sub>. Drugie zdjęcie przedstawia rozkład tych samych cząstek znacznikowych w czasie *t*<sub>1</sub>. Czas jaki upłynął pomiędzy rejestracją obydwu zdjęć to *dt*. Jest to wielkość znana i ustalana indywidualnie dla danego układu pomiarowego przez osobę wykonującą pomiar. Ta wartość nie przekracza kilku do kilkuset mikrosekund, stąd prędkość cząstki można określić z zadowalającym przybliżeniem. Uzyskanie pełniejszej informacji o rozpatrywanym zjawisku wymaga wykonania co najmniej kilkudziesięciu czy nawet kilkuset par zdjęć. Możliwe jest jednak wyłącznie dla przepływu ustalonego w czasie. W rzeczywistości wielkość przemieszczenia wyznacza się w oparciu o ruch dużej grupy cząstek znacznikowych tzw. chmury cząstek, a nie pojedynczej cząstki. W tym celu stosuje się analizę statystyczną, która porównuje ze sobą dwa obrazy z poszczególnych pary zdjęć i poszukuje struktury najbardziej do siebie podobne. Algorytm oblicza wartość funkcji korelacji krzyżowej dla poszczególnych okien interrogacji (Reese i Fan, 1997; Raffel i in., 2007; Atkins, 2016).

W celu zlokalizowania struktury oznaczonej symbolem  $O_0$  (rys. 17a), ze zdjęcia wykonanego w czasie  $t_0$ , na zdjęciu zrobionym w czasie  $t_1$ , należy wyznaczyć wartość funkcji korelacji krzyżowej dla każdej pary okien interrogacji składającej się z okna interrogacji  $O_0$  i każdego kolejnego okna interrogacji ze zdjęcia drugiego (rys. 17b).





Cząstki zlokalizowane początkowo w oknie  $O_0$  w czasie  $t_1 - t_0$  pokonują bardzo niewielką odległość. Zakłada się także, że nie może być ona większa niż połowa wielkości okna interrogacji, np. dla okna o wymiarach 32x32 piksela przemieszczenie nie może być większe niż 16 pikseli w każdym z kierunków. W ten sposób obszar poszukiwania struktur cząstek

na zdjęciu 2 (rys. 17c) zawartych początkowo w oknie  $O_0$  znacząco się zawężą (Raffel i in., 2007; Cavazzini i in., 2012). W ten sposób wyznacza się wektor przemieszczenia, a to pozwala oszacować prędkość cząstek znacznikowych, czyli prędkość badanego płynu w obrębie danego okna interrogacji. Rozkład wektorowego pola prędkości w całym obszarze pomiarowym uzyskuje się powtarzając omówiony schemat postępowania dla kolejnych okien interrogacji (Raffel i in., 2007; Zerai i in., 2005).

#### 4.2. Symulacje komputerowe

Obliczeniowa mechanika płynów (Computational Fluid Dynamics, CFD) to dział mechaniki płynów, w którym wykorzystuje się metody numeryczne do uzyskana przybliżonych rozwiązań zagadnień przepływowych oraz transferu ciepła. Opis przepływu sprowadza się do poszukiwania rozkładów wartości parametrów, np. temperatury, prędkości, gęstości, itp. Można wyróżnić trzy podejścia do rozwiązywania problemów przepływów: teoretyczne, eksperymentalne oraz numeryczne (Zikanov, 2010).

Podejście teoretyczne wykorzystuje równania opisujące zjawiska fizyczne do poszukiwania rozwiązań analitycznych. Zaletą tego podejścia jest uzyskanie dokładnych rozwiązań. Główną wadą jest to, że rozwiązania analityczne są możliwe dla wąskiego zakresu problemów, najczęściej zapisanych w wyidealizowany sposób. Przykładem jest Prawo Hagena-Poiseuille'a, które opisuje ustabilizowany laminarny przepływ cieczy newtonowskiej w kanale o przekroju kołowym. Podejście eksperymentalne to analiza zjawiska na modelu fizycznym obiektu rzeczywistego. Główna wada eksperymentów to czasochłonność przygotowania stanowiska oraz wysokie koszty. Eksperymenty pozwalają badać zjawiska, których nie można (lub jest to ograniczone) analizować w sposób bezpośredni. Metody numeryczne wykorzystują obliczenia na liczbach do poszukiwania rozwiązań równań modelu matematycznego, których nie można uzyskać przy pomocy metod analitycznych. Wynikiem jest aproksymacja rozwiązania. Mają one swój początek w pierwszej połowie XX wieku. Początkowo rozwiązywano proste zagadnienia jednowymiarowe, głównie do celów militarnych. Wraz z rozwojem komputerów nastąpił znaczący postęp w metodach numerycznych. Nadal głównym odbiorcą była armia. W ostatnich 20-30 latach rewolucja komputerowa pozwoliła przekształcić CFD z dyscypliny naukowej do praktycznego narzędzia do optymalizacji, projektowania i analiz (Blazek, 2015).

## 4.2.1. Metody numeryczne rozwiązywania równań matematycznych

Przeprowadzenie symulacji komputerowej przebiega w trzech etapach: przygotowanie do obliczeń (pre-processing), rozwiązanie równań (solving) i opracowanie wyników (post-

processing). Etap przygotowania do obliczeń zawiera czynności umożliwiające komputerowi rozwiązanie równań modelu matematycznego. Pierwszym krokiem jest więc dobór równań, które opisują zjawiska fizyczne w badanym procesie. Z matematycznego punktu widzenia są to cząstkowe równania różniczkowe. Drugi krok to dobór układu odniesienia. Równania mogą być zapisane dla układu kartezjańskiego, cylindrycznego, kulistego lub innych. Ponadto taki układ może być stacjonarny lub w ruchu. Wybór zależy od charakteru przepływu i będzie miał wpływ na metodę dyskretyzacji a także na dobór i parametry siatki numerycznej (Yeoh i Tu, 2010).

Kolejnym krokiem jest metoda dyskretyzacji, czyli aproksymacja równań różniczkowych przez układ równań algebraicznych dla zmiennych w układzie dyskretnych lokalizacji w czasie i przestrzeni. Najpopularniejsze metody dyskretyzacji w CFD to metoda różnic skończonych (MRS – *z ang. finite difference method*); metoda elementu skończonego (MES – *z ang. finite element method*) oraz metoda objętości skończonych (MOS – *z ang. finite volume method*). Każda z nich daje takie same wyniki przy dostatecznie gęstej siatce (Zikanov, 2010; Tu i in., 2018b). Opisana zostanie tylko metoda objętości skończonych, gdyż ona jest wykorzystana w niniejszej pracy.

Domena jest dzielona na nienachodzące na siebie poddomeny zwane komórkami, a całki równań stanu są rozpisywane indywidualnie dla każdej z nich. Ważną cechą MOS jest to, że po zsumowaniu równań ze wszystkich komórek nie pojawiają się żadne dodatkowe człony powiązane z samą dyskretyzacją. Dyskretne punkty przestrzeni, w których poszukuje się wartości zmiennych tworzą tzw. siatkę numeryczną. Jest ona dyskretną reprezentacją domeny, w której zachodzi badany przepływ. Domena jest dzielona na skończoną ilość poddomen (tu objętości kontrolnych). Siatki numeryczne można podzielić na strukturalne, blokowo-strukturalne i niestrukturalne. Dokładność rozwiązania zależy od rzędu metody dyskretyzacji oraz gęstości siatki. Mimo iż, przy dostatecznie gęstej siatce wszystkie metody dają ten sam wynik, istnieje preferencja danego sposobu dyskretyzacji dla pewnych typów zagadnień.

Siatka strukturalna utworzona przez rodzinę linii charakteryzuje się tym, że poziome linie nie przecinają się ze sobą, a przecinają się z liniami pionowymi tylko raz. Dzięki temu numeracja węzłów jest systematyczna. Siatka strukturalna jest równoważna siatce kartezjańskiej. Może ona być zagęszczona lub nierównomierna nadal zachowując strukturę kartezjańską. Ta cecha znacząco ułatwia obliczenia. Wadą jest to, że siatka strukturalna skutecznie może być stosowana tylko do prostych kształtów. Siatka blokowo-strukturalna dzieli domenę na kilka podobszarów, a w każdym bloku siatka jest nieco inna. Taki podział wynika z charakteru przepływu i pozwala zaoszczędzić czas obliczeniowy w obszarach małych różnic, w wartości zmiennych. Siatka niestrukturalna natomiast pozwala dyskretyzować domeny

o złożonej geometrii. Elementy mogą mieć dowolny kształt, ale najczęściej są to trójkąty lub czworoboki w 2D, a w przestrzeni 3D są to graniastosłupy o podstawie trójkąta lub czworoboku. Tego typu siatki można generować automatycznie przy pomocy gotowych algorytmów (Zikanow, 2010; Khoury i Wilhelm, 2016).

Po wyborze siatki kolejny krok to dobór metody aproksymacji. Metoda objętości skończonych wykorzystuje całki równań stanu jako punkt startowy. Równania składają się z całek powierzchniowych i objętościowych. Dyskretyzacja przestrzenna i czasowa równań Naviera-Stokesa składa się z trzech kroków. Po pierwsze, równania te są przedstawiane jako całki objętościowe dla każdej objętości kontrolnej. Następnie, całki objętościowe mogą być przekształcone na strumienie powierzchniowe, które powinny być obliczone dla wszystkich powierzchni objętości kontrolnej przy użyciu twierdzenia Gaussa. Ostatecznie, każda objętość kontrolna zmiennych jest szacowana poprzez interpolację w oparciu o centralne wartości sąsiednich komórek w celu określenia strumieni. Ogólne równanie transportu skalarnego dla przepływu nieustalonego i trójwymiarowego (Versteeg i Malalasekera, 2007) przyjmuje postać:

$$\int_{V} \left( \int_{t}^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \Phi) dt \right) dV + \int_{t}^{t+\Delta t} \left( \int_{A} \boldsymbol{n}(\rho u \Phi) dA \right) dt = \int_{t}^{t+\Delta t} \left( \int_{A} \boldsymbol{n}(\Gamma grad\Phi) dA \right) dt + \int_{t}^{t+\Delta t} \int_{V} S_{\Phi} dV dt,$$
(30)

gdzie:  $\Phi$  reprezentuje ogólną właściwość,  $\Gamma$  jest współczynnikiem dyfuzji, a S $_{\Phi}$  jest wskaźnikiem przyrostu  $\Phi$ .

Ponieważ równania zawierają nieznane funkcje, nie można uzyskać dokładnych rozwiązań. Metoda objętości skończonych wymaga więc aproksymacji. Uzyskanie aproksymacji całki powierzchownej sprowadza się do aproksymacji całki pod względem wartości zmiennej w jednym lub wielu miejscach na powierzchni komórki oraz aproksymacji wartości zmiennej na powierzchni komórki w odniesieniu do wartości w węzłach centralnych. Aproksymacja objętościowa sprowadza się do oszacowania wartości całki wewnątrz komórki. Dobór metody to kompromis pomiędzy prostotą obliczeń, łatwością implementacji, dokładnością oraz szybkością obliczeń (Xu i in., 2016).

Aproksymacja całki powierzchniowej wymaga wiedzy o wartościach rozwiązań (i ich pochodnych) w węzłach centralnych komórek. Te punkty zazwyczaj nie są częścią siatki, stąd też wartości te wyliczane są za pomocą interpolacji z węzłów siatki. Najczęściej wykorzystywane metody to interpolacja liniowa, "pod strumień" (*z ang. upwind*) oraz metoda "pod strumień" wyższego rzędu (*z ang. Quadratic Upstream Interpolation of Convective Kinematics* – QUICK). Liniowa interpolacja wyników jest skuteczna dla szerokiej gamy

przypadków. Interpolacja wyższego rzędu dla zagadnień przepływowych może generować wartości, które są "niefizyczne" (np. ujemna wartość prędkości przepływu) (Khoury i Wilhelm, 2016; Tu i in., 2018a).

Kolejny krok to dobór metod obliczeniowych. Dyskretyzacja tworzy zmultiplikowany układ nieliniowych lub liniowych równań algebraicznych, które muszą zostać rozwiązane za pomocą wybranej metody numerycznej. Metody numeryczne dzielą się na jawne (z ang. explicit) i uwikłane (z ang. implicit). Do wyboru są dwa podejścia: metody bezpośrednie (z ang. direct methods) oraz metody iteracyjne (z ang. iterative methods). Metody iteracyjne, polegają na powtarzaniu algorytmu obliczeniowego, aż do uzyskania zbieżności. Są one uzasadnione ekonomiczne z punktu widzenia wykorzystania pamięci i akceptowalnego czasu uzyskania rozwiązania. W numerycznej mechanice płynów równania są nieliniowe, a ilość niewiadomych znaczna. W związku z tym równania są zapisywane w formie uwikłanej i rozwiązywane metodą iteracyjną. W metodzie tej wynik jest "przybliżony", a następnie "poprawiany" za pomocą wielokrotnych przeliczeń. Metoda iteracyjna jest zalecana w przypadkach, gdzie skala czasowa jest znacząca. Oprogramowanie ANSYS CFX stosuje metodę tzw. multigrid, w celu przyśpieszenia obliczeń. Jest ona oparta na rozwiązywaniu równań na coraz mniej zagęszczonej siatce. Metoda ta była opracowana przez Brandta (1981) dla eliptycznych cząstkowych równań, a później zastosowana przez Jamesona (1983a; 1983b; 1985; a po nim przez Schröder i Hänel, 1987) do rozwiązywania równań Eulera. Została także skutecznie wykorzystana do rozwiązywania równań Naviera-Stokes'a (Martinelli, 1987; Turkel i in., 1991; Radespiel i Kroll, 1991; Mavriplis, 1998; Haselbacher, 1999; Wasserman i in., 2010). Ideą *multigrid* jest prowadzenie obliczeń na niezagęszczonej siatce, by przyśpieszyć obliczenia na siatce bardziej gestej. Alternatywą do *multigrid* opartego na geometrii (siatce) jest algebraiczny multigrid (z ang. algebraic multigrid methods – AMG) (Ruge i Stüben, 1987; Lonsdale, 1993; Webster, 1994; Raw, 1996; Weiss i in., 1999; Cleary i in., 2000; Stüben, 2001; Van Henson i Yang, 2002; Haase i in., 2002; Chang i Huang, 2002). Metoda AMG została opracowana dla podejścia uwikłanego i operuje na macierzach zmniejszając ilość rozwiązywanych równań (co jest równoważne mniej zagęszczonej siatce). Zaletą AMG jest to, że jest niezależna od siatki, może być więc stosowana do skomplikowanych geometrii (Yeoh i Tu, 2010).

Ostatni krok to ustalenie kryteriów zbieżności. Metody iteracyjne mają za zadanie zmniejszanie błędu pomiędzy kolejnymi iteracjami dążąc do wartości rzeczywistej. W analizie zjawisk rzeczywistych wyeliminowanie rozbieżności może zająć bardzo dużo czasu lub nie zostać osiągnięte nigdy. Kryteria zbieżności ustalają jaka wartość błędu jest akceptowana oraz po jakiej ilości iteracji. Jeśli dana wartość błędu nie została osiągnięta, to *solver* ma

przerwać obliczenia. Te kryteria są ważne z punktu widzenia dokładności wyników oraz szybkości obliczeń (Khoury i Wilhelm, 2016).

Do śledzenia zbieżności rozwiązywanych cząstkowych równań różniczkowych wykorzystuje się liczbę bezwymiarową Couranta ( $C_0$ ), która zawsze powinna być poniżej 1,0 i jest wyrażona jako:

$$C_0 = \frac{\Delta t |u|}{\Delta x},\tag{31}$$

gdzie:  $\Delta t$  jest krokiem czasowym, lul jest wartością prędkości w elemencie, a  $\Delta x$  jest wielkością elementu w kierunku prędkości (Katopodes, 2019a). Maksymalna wartość  $C_0 = 0,5$  jest uważana za wystarczającą do zapewnienia zbieżności wyników. W symulacjach trójwymiarowych stosuje się maksymalny krok czasowy  $\Delta t$ =0,01 s (Ansys FLUENT, 2020, Ansys CFX, 2020; OpenFOAM, 2013).

#### 4.2.2. Modele przepływów wielofazowych

Postęp w dziedzinie obliczeniowej mechaniki płynów stworzył możliwości dokładnej analizy dynamiki przepływów wielofazowych. Obecnie są to dwa podejścia do numerycznego obliczania przepływów wielofazowych: Euler–Lagrange i Euler–Euler.

Podejście Euler–Lagrange zakłada, że faza ciągła jest traktowana jako kontinuum, rozwiązując dla niej uśrednione w czasie równania Naviera–Stokes'a. Natomiast dla fazy rozproszonej analiza odbywa się poprzez śledzenie cząstek, pęcherzyków lub kropli. Faza rozproszona może wymieniać się pędem, masą i energią z fazą ciągłą. Podstawowym założeniem tego modelu jest to, że faza rozproszona zajmuje małą objętość, choć może mieć wysoką masę ( $\dot{m}_{cz} \ge \dot{m}_f$ ). Trajektorie cząsteczek lub kropli są obliczane indywidualnie w określonych odstępach czasu podczas rozwiązywania równań fazy ciekłej (Zikanov, 2010; Munson i in., 2013). To sprawia, że model fazy rozproszonej DPM jest odpowiedni do symulacji suszenia rozpyłowego, spalania węgla i paliw płynnych oraz niektórych przepływów z zawieszonymi cząstkami, ale nie nadaje się do mieszaniny płynów, fluidyzacji oraz każdego przypadku, w którym udział objętościowy fazy rozproszonej jest większy niż 10% (Zikanov, 2010; Yeoh i in., 2014).

W podejściu Euler–Euler fazy ciągła i rozproszona są traktowane matematycznie jako przenikające się kontinua. Objętość danej fazy nie może być zastąpiona przez inne fazy zatem musi być wprowadzone pojęcie frakcji objętościowej fazy. Zakłada się, że frakcje objętościowe są ciągłymi funkcjami przestrzeni i czasu, a ich suma jest równa jedności. Równania zachowania są wyprowadzane dla każdej fazy tak, aby uzyskać zbiór równań, które mają podobną strukturę dla wszystkich faz. Te równania są zamknięte poprzez konstytutywne relacje

uzyskane z badań empirycznych lub przez zastosowanie teorii kinetycznej (w przypadku przepływów granularnych). Dostępne są trzy różne modele wielofazowe: model objętości płynu, model mieszaniny oraz model granularny Eulera (Zikanov, 2010; Yeoh i in., 2014).

Model VOF jest techniką śledzenia swobodnej powierzchni zastosowaną do stałej siatki Eulera. Jest on przeznaczony dla dwóch lub więcej niemieszających się faz ciągłych, w przypadku, gdy ważne jest położenie powierzchni swobodnej między cieczami. W modelu VOF, pojedynczy zestaw równań pędu opisuje płyny, a ułamek objętościowy każdego z płynów jest śledzony osobno w całej domenie indywidualnie dla każdej komórki obliczeniowej. Zastosowanie modelu VOF obejmuje przepływy warstwowe, swobodne przepływy powierzchniowe, napełnianie, rozprysk cieczy, ruch dużych pęcherzyków w cieczy, falowanie, przewidywanie przerwania strumienia (napięcie powierzchniowe) oraz śledzenie powierzchni rozdziału ciecz–gaz (Zikanov, 2010; Yeoh i in., 2014).

Model mieszaniny jest przeznaczony dla dwóch lub więcej faz (ciecz lub cząstki stałe). Podobnie jak w modelu Eulera, fazy są traktowane jako przenikające się kontinuum. Model mieszaniny przelicza równanie momentu pędu mieszaniny i za pomocą prędkości względnych opisuje fazę rozproszoną. Zastosowania modelu mieszaniny obejmują przepływy o małym obciążeniu cząstkami, przepływy pęcherzykowe, sedymentację oraz separację w cyklonie. Model mieszaniny może być również stosowany bez względnych prędkości dla fazy rozproszonej w celu modelowania jednorodnego przepływu wielofazowego (Marchisio i Fox, 2007; Yeoh i in., 2014).

Model granularny Eulera jest najbardziej złożonym z dostępnych modeli wielofazowych. Rozwiązuje on zestaw *n* równań zachowania pędu i masy dla każdej fazy. Sprzężenie osiągane jest poprzez ciśnienie i współczynniki wymiany międzyfazowej. Sposób, w jaki jest to dokonywane zależy od rodzaju fazy. Przepływy granularne (ciecz–ciało stałe) są traktowane odmiennie niż niegranularne (ciecz–ciecz). W przypadku przepływów granularnych, właściwości te uzyskuje się poprzez zastosowanie teorii kinetycznej. Wymiana pędu pomiędzy fazami jest również zależna od rodzaju modelowanej mieszaniny. Zastosowania wielofazowego modelu Eulera obejmują kolumny barbotażowe, przepływy z prądem wznoszącym, zawiesiny cząsteczek i złoża fluidalne (Yadigaroglu i Hewitt, 2018).

Model DDPM (z ang. *Dense Discrete Phase Model*) jest hybrydową metodą w podejściu Euler–Lagrange. Dla fazy ciągłej rozwiązane są równania Naviera-Stokes'a, Natomiast dyskretna faza rozproszona jest rozpatrywana poprzez śledzenie pojedynczych cząstek lub ich grup ("parcele") w domenie obliczeniowej, w podejściu Lagrange, zgodnie z drugim prawem ruchu Newtona. Oddziaływanie pomiędzy cząstkami jest rozwiązywane za pomocą kinetycznej teorii przepływu granularnego (*z ang. Kinetic Theory of Granular Flow* – KTGF) w ujęciu

Eulera. W metodzie DDPM równania ciągłości dla fazy ciągłej są modyfikowane poprzez uwzględnienie udziału objętościowego fazy rozproszonej. Uwzględnia ona efekt rozkładu wielkości cząstek z lepszą wydajnością obliczeniową, w porównaniu do metody elementów dyskretnych (Chen i Wang, 2014; Cristea i Conti, 2018; Shuai i in., 2019). Farid i in. (2017) zaimplementowali symulację DDPM w celu zbadania spalania węgla w cyrkulującym palenisku fluidalnym na skalę przemysłową i oceny wpływu szybkości jego podawania. Jain i in. (2017) badali złoże fluidalne za pomocą podejścia eksperymentalnego i numerycznego. Stwierdzono, że metoda DDPM prawidłowo reprezentuje średnie pola prędkości przepływu cząstek stałych. Wskazano również, że w symulacji DDPM jest dobrze odwzorowywane oddziaływanie pomiędzy cząstkami. Klimanek i in. (2015) zastosował metodę DDPM do procesu zgazowania węgla w złożu fluidalnym, gdzie uwzględniono reakcje heterogeniczne i homogeniczne. Cristea i Conti (2018) wykazali, iż metoda DDPM pozwala uzyskać prawidłowe odwzorowanie przepływu wirowego gaz-cząstki stałe w przemysłowym cyklonie.

Wybór modelu wielofazowego nie jest oczywisty. Pierwszym krokiem w rozwiązywaniu wszelkich problemów wielofazowych jest określenie charakteru przepływu. W przypadku przepływów pęcherzykowych, kropelkowych i ze stałymi cząstkami, w których frakcje objętości fazy rozproszonej są mniejsze lub równe 10%, należy zastosować model fazy dyskretnej. Dla przepływów pęcherzykowych, kropelkowych i ze stałymi cząstkami, w których fazy mieszają się i/lub frakcje objętościowe fazy rozproszonej przekraczają 10%, należy wybrać model mieszaniny lub model granularny Eulera. W przypadku powolnych przepływów, przepływów warstwowych oraz ze swobodną powierzchnią stosuje się model VOF. Transport pneumatyczny opisuje model mieszaniny (zapewnia homogeniczność) lub Eulera dla granularnego przepływu. Dla złóż fluidalnych dedykowany jest model Eulera do przepływu granularnego. Natomiast przepływ wleczony i hydrotransport opisuje się modelem mieszaniny lub modelem granularnym Eulera. Do symulacji sedymentacji należy używać modelu Eulera. Dla ogólnych, złożonych, wielofazowych przepływów, które łączą w sobie różne typy przepływów, należy dobierać model w zależności od istotności przepływu, który jest najbardziej interesujący. Należy pamiętać, że dokładność wyników nie będzie tak dobra jak w przypadkach tylko jednej fazy przepływu (Yeoh i in., 2014; Yadigaroglu i Hewitt, 2018).

Jest kilka parametrów, które pomagają dobrać odpowiedni model wielofazowy dla bardziej skomplikowanych przepływów (Ansys Fluent, 2020; Ansys CFX, 2011). Są to ładunek cząstek stałych (b) oraz liczba Stokesa (St). W tym przypadku pojęcie "cząstka" jest używane w odniesieniu do cząsteczki, kropli i pęcherzyka. Ilość cząstek zawieszonych

w płynie ma kluczowe znaczenie na rodzaj interakcji pomiędzy fazami. Ładunek cząsteczek definiuje się jako stosunek gęstości fazy rozproszonej do ( $_d$ ) do gęstości fazy ciągłej ( $_f$ ):

$$b = \frac{\alpha_d \rho_d}{\alpha_c \rho_c}.$$
(32)

Stosunek gestości materiałów wyraża sie jako:

$$\gamma = \frac{\rho_d}{\rho_{fc}},\tag{33}$$

i jest on większy niż 1000 dla przepływ gaz–ciało stałe, ok. 1 dla przepływów ciecz–ciało stałe i mniej niż 0,001 dla przepływów gaz–ciecz. Za pomocą tych parametrów można wyznaczyć średnią odległości między poszczególnymi cząstkami fazy rozproszonej. Estymatę tej odległości podaje Crowe i in. (1998):

$$\frac{L}{d_d} = \left(\frac{\pi}{6} \frac{1+\kappa}{\kappa}\right)^{1/3},\tag{34}$$

gdzie  $\kappa = \frac{b}{\gamma}$ . Na tej podstawie można określić jak należy rozpatrywać fazę rozproszoną. W przypadku bardzo małych udziałów fazy rozproszonej sprzężenie między fazami jest jednokierunkowe; tzn. płyn oddziałuje na cząsteczki poprzez opór i turbulencję, ale cząsteczki nie mają wpływu na płyn.

W tabeli 1 przedstawiono podsumowanie wad i zalet modelu Euler–Euler oraz modelu DPM. Każdy z modeli posiada szereg zalet, które przekładają się na ich użyteczność dla rozwiązywania problemów inżynierskich. Posiadają one również szereg wad, które często determinują ostateczny wybór.

Zasadniczo każdy z modeli (DPM, model mieszaniny i model granularny Eulera) prawidłowo radzą sobie ze wszystkimi rodzajami przepływu. Ponieważ model granularny Eulera jest najbardziej kosztowny obliczeniowo, zaleca się stosowanie modelu fazy dyskretnej lub mieszaniny. W przypadku średniego ładunku sprzężenie jest dwukierunkowe, tzn. płyn wpływa na fazę cząstek stałych poprzez opór i turbulencje, ale cząsteczki z kolei powodują zmniejszenie średnich wartości pędu i turbulencji. Model fazy rozproszonej, mieszaniny i granularny Eulera mają zastosowanie w tym przypadku, ale należy wziąć pod uwagę jeszcze inne czynniki w celu podjęcia decyzji, który model jest najbardziej odpowiedni. Przy dużym ładunku istnieje sprzężenie dwukierunkowe, a także występuje ciśnienie wywierane przez fazę rozproszoną oraz naprężenia lepkie spowodowane przez cząsteczki (sprzężenie czterokierunkowe). W tym przypadku tylko model granularny Eulera prawidłowo radzi sobie z tego typu problemami (Yeoh i Tu, 2010; Yeoh i in., 2014).

| Model wielofazowy Euler–Euler                                      |   |  |
|--|---|--|
| Zalety   | Wady  |  |
| Pełne informacje dotyczące ogółu cząstek fazy rozproszonej.        | Długie i powolne obliczenia, jeśli używa się wielu<br>zestawów równań, to znaczy, jeśli cząstki mają<br>wiele różnych rozmiarów. Dostępny jest<br>jednorodny model MUSIG, który używa jednego<br>pola prędkości dla wielu grup średnic. |  |
| Ma zastosowanie do szerokiego zakresu frakcji objętościowych.      | Wiedza na temat współczynników dyfuzji jest niepełna.   |  |
| Stosunkowo tani numerycznie przy jednym dodatkowy zestawie równań. | Trudne do uzyskania informacje w zakresie wielkości cząstek dla spalania.   |  |
| Turbulencja jest ujęta w modelu.                                   | W przypadku zmiany fazy średnica cząsteczki<br>musi być określona przez użytkownika, a nie<br>obliczana automatycznie przez model. Może<br>to zmniejszyć dokładność.  |  |

| Tab. 1. | Model wielofazowy Euler-Euler a model fazy rozproszonej DPM (Yeoh i Tu, 2010; Yeoh i in., 2014; |
|---------|---|
|         | Blazek, 2015)   |

Model fazy rozproszonej DPM

| Zalety   | Wady  |
|--|---|
| Dostępne są pełne informacje na temat zachowania   | Bardzo kosztowny numerycznie, gdy trzeba śledzić                                |
| i czasu przebywania poszczególnych cząstek.  | znaczne ilości cząstek.   |
| Stosunkowo tani numerycznie dla szerokiego zakresu rozmiarów cząsteczek.   | Bardzo kosztowny numerycznie, jeśli dołącza się<br>turbulencję.                 |
| Szczegółowe informacje o wymianie masy i ciepła.   | Zasadniczo jest stosowana jako post-procesowa analiza dla dużej liczby cząstek. |
| Bardziej elastyczne, gdy istnieje znaczny rozkład<br>wielkości prowadzący do różnych prędkości<br>cząstek. (w wielofazowym Euler-Euler należy<br>rozwiązać równanie pędu dla każdej<br>reprezentatywnej średnicy, co staje się bardzo<br>kosztowne). | Ograniczone do niskich frakcji objętościowych.                                  |

Dla układów ze średnim ładunkiem cząstek stałych, oszacowanie wartości liczby Stokesa może pomóc w wyborze najbardziej odpowiedniego modelu. Liczbę Stokesa można zdefiniować jako relację pomiędzy czasem reakcji cząstki i czasem reakcji układu:

$$St = \frac{\tau_d}{t_s},\tag{35}$$

gdzie  $\tau_d = \frac{\rho_d d_d^2}{18\mu_{fc}}$ , a  $t_s$  wywodzi się z odległości charakterystycznej ( $L_s$ ) oraz prędkości charakterystycznej ( $u_s$ ) badanego układu:  $t_s = \frac{L_s}{u_s}$ . W przypadku St<< 1 cząstka będzie ściśle podążać za przepływem, stąd też zastosowany może być każdy z trzech modeli. Dla St > 1, cząstki będą poruszać się niezależnie od przepływu i zastosowanie ma model fazy rozproszonej lub model Eulera. Dla  $St \approx 1$ , znów zastosowanie ma każdy z trzech modeli (Ansys Fluent, 2020; Yeoh i Tu, 2010; Yeoh i in., 2014; Blazek, 2015).

#### 4.2.3. Model interakcji międzyfazowych

Modele interakcji pomiędzy fazami można podzielić na jednorodne i niejednorodne. Model VOF to jednorodny model wielofazowy opracowany przez Hirt i Nichols (1981). Ogólnym, ale obliczeniowo bardziej skomplikowanym podejściem jest niejednorodny model wielofazowy, w którym obliczenia oddzielnych pól prędkości dla każdego płynu są wykonywane na powierzchni międzyfazowej za pomocą modeli transferu masy i pędu (Ishii i Hibiki, 2006). Ze względu na stosunkową łatwość obliczeń i dobrą stabilność numeryczną, model jednorodny był zwykle preferowany i był stosowany w prostych zagadnieniach (Hadzic i in., 2001; Aliabadi i in., 2003; Standing i in., 2003; Rhee, 2005; El Moctar, 2006). Jeśli jednak rozpatrywane zjawisko wykazuje większą interakcję międzyfazową lub występuje transfer międzyfazowy, to częściej stosuje się niejednorodne modele wielofazowe (Ishii i Hibiki, 2006; Gerber, 2006), chociaż np. Kunz i in. (2000) badali kawitację przy użyciu modelu jednorodnego.

Model jednorodny może być postrzegany jako przypadek graniczny wielofazowego przepływu Euler–Euler, w którym prędkość transferu międzyfazowego posiada bardzo dużą wartość. Powoduje to, że wszystkie fazy mają wspólne pole przepływu, jak również inne właściwości, takie jak turbulencja. Jest to prawdziwe w następujących przypadkach, gdy:

- w przepływie pod wpływem grawitacji, gdy fazy uległy całkowitemu rozwarstwieniu (na przykład swobodny przepływ powierzchniowy), gdzie interfejs międzyfazowy jest dobrze zdefiniowany. W tym przypadku ułamki objętościowe faz są równe jedności lub zero wszędzie z wyjątkiem granicy faz;
- przepływ jest wleczony, to znaczy, że transfer międzyfazowy jest bardzo duży i nie ma sił masowych, prędkości faz będą miały tendencję do zrównywania się w bardzo krótkich skalach długości przestrzennych. Może to mieć miejsce w rozproszonych strumieniach bardzo małych cząstek.

Przybliżenie to nie dotyczy na ogół przepływu wielofazowego zdominowanego przez grawitację, który nie jest rozwarstwiony, na przykład kropelki spadające pod wpływem grawitacji w gazie. W tym przypadku, krople szybko osiągną stałą prędkość poślizgu w odniesieniu do fazy ciągłej, gdzie opór międzyfazowy równoważy różnice sił masowych. W tym przypadku model jednorodny powinien być stosowany tylko wtedy, gdy wynikowa wartość prędkości poślizgu jest bardzo mała w odniesieniu do przepływu średniego (Hirt i Nichols, 1981; Samulyak i in., 2004; Blazek, 2015).

Swobodny przepływ powierzchniowy odnosi się do przypadku przepływu wielofazowego, w którym fazy są oddzielone osobnym interfejsem. Przykłady swobodnego przepływu powierzchniowego obejmują przepływ w otwartym kanale, przepływ wokół kadłubów statków, zagadnienia związane z napełnianiem zbiorników, turbiny Peltona i inne podobne zagadnienia. W miarę możliwości tego typu przepływ należy modelować jako jednorodny. Swobodny przepływ powierzchniowy w połączeniu z modelem niejednorodnym może być wykorzystany w celu symulacji rozdzielenia dwóch faz. Będzie to wymagane, jeśli nastąpiło połączenie jednej fazy z drugą, a należy przeanalizować zjawisko, w którym następuje ponowne rozdzielenie faz (Leupi i Altinakar, 2005; Godderidge i in., 2009; Yadigaroglu i Hewitt, 2018).

# 4.2.4. Turbulencja

Przepływy burzliwe charakteryzują się zmiennością pól prędkości. Wahania te zmieniają wielkości przepływu, takie jak pęd, energię i koncentrację składników. Ponieważ te fluktuacje mogą mieć małą skalę i wysoką częstotliwość, są one zbyt skomplikowane obliczeniowo, aby je bezpośrednio symulować w praktycznych obliczeniach inżynierskich. Zamiast tego, równania odnoszące się do przepływowych zjawisk zmiennych mogą być uśrednione w czasie, uśrednione w układzie lub w inny sposób modyfikowane. Eliminuje się w ten sposób problem małej skali, co w rezultacie daje zmodyfikowany zestaw równań, których rozwiązanie jest mniej wymagające obliczeniowo. Jednakże zmodyfikowane równania zawierają dodatkowe nieznane zmienne, a do ich określenia w kategoriach znanych wielkości potrzebne są modele turbulencji (rys. 18) (Derksen, 2002; Bogusławski i in., 2008; Yang i in., 2009).



Rys. 18. Podział modeli turbulencji (na podstawie Tuncer, 2004)

Modele turbulencji zamykające równania Reynoldsa można podzielić na trzy grupy. Pierwsza grupa zawiera modele, które (bezpośrednio) wykorzystują założenie Boussinesqa. Obecnie są one najczęściej stosowane w zagadnieniach inżynierskich. Druga grupa to modele wykorzystujące efekt zamknięcia równania Reynoldsa bez tego założenia. Trzecia kategoria jest zdefiniowana jako modele, które nie są całkowicie oparte na równaniu Reynoldsa. Przykładem może być model LES (*z ang. Large Eddy Simulation*), który stanowi kompromis między złożoną strukturą przepływu turbulentnego i dostępnymi obecnie możliwościami obliczeniowymi. Idealny model turbulencji powinien być jak najmniej skomplikowany, a jednocześnie w miarę pełnie odwzorowywać istotę samego zjawiska (Dolganov i in., 2007; Sabelnikov i in., 2007).

Algebraiczne modele turbulencji lub modele turbulencji z zerowym równaniem nie wymagają rozwiązywania żadnych dodatkowych równań i są obliczane bezpośrednio ze zmiennych przepływu. W związku z tym modele te mogą nie być w stanie prawidłowo uwzględnić wpływu ewolucji przepływu na turbulencję, np. konwekcji i dyfuzji energii turbulencji. Modele te są często za proste do wykorzystania w sytuacjach ogólnych, ale mogą być dość przydatne w przypadku prostszych geometrii przepływu lub w sytuacjach rozruchu, np. początkowa faza obliczeń, w której bardziej skomplikowany model może powodować niestabilności obliczeniowe (Yoshio i Abe, 2007; Hillenbrand i in., 2016).

Jedno-równaniowe modele turbulencji rozwiązują jedno równanie transportu turbulentnego, zwykle energię kinetyczną turbulencji. Oryginalny model jedno-równaniowy jest modelem jedno-równaniowym Prandtl'a (Balas i İnan, 2007; Liu i in., 2007).

Dwu–równaniowe modele turbulencji są najczęściej stosowanymi modelami turbulencji. Modele takie jak k–epsilon i k–omega stały się standardem w zagadnieniach przemysłowych i są powszechnie stosowane do większości problemów inżynierskich. Dwu–równaniowe modele turbulencji są również przedmiotem aktualnych prac badawczych, co powoduje, iż wciąż opracowywane są nowe, udoskonalone modele dwuwymiarowe (Könözsy, 2019).

Model  $\kappa$ –epsilon jest jednym z najczęściej stosowanych modeli turbulencji, choć nie sprawdza się najlepiej w przypadku dużych ujemnych gradientów ciśnienia (Wilcox, 1998). Jest to model z dwoma równaniami, co oznacza, że zawiera dwa dodatkowe równania transportowe reprezentujące właściwości turbulentne przepływu. Pozwala to na uwzględnienie efektów czasowych, takich jak konwekcja i dyssypacja energii turbulentnej. Pierwsza zmienna to turbulentna energia kinetyczna,  $\kappa$ . Druga zmienna to rozpraszanie burzliwe,  $\epsilon$ . Epsilon określa skalę turbulencji, podczas gdy  $\kappa$  określa energię turbulencji (Leupi i Altinakar, 2005; Marov i Kolesnichenko, 2013).

Istnieją dwa główne sformułowania modeli  $\kappa$ -epsilon (Jones i Launder, 1972; Launder i Sharma, 1974). Model Launder i Sharma jest zwykle nazywany "standardowym" modelem  $\kappa$ - $\epsilon$ . Potrzebą dla stworzenia tego modelu było poprawienie modelu mixing-length, jak również znalezienie alternatywy dla algebraicznie przypisywanych skal długości turbulencji w przepływach o umiarkowanej i dużej złożoności. Jak opisali Bardina i in. (1997), model  $\kappa$ - $\epsilon$ jest skuteczny w przypadku swobodnych przepływów warstwowych o stosunkowo małych gradientach ciśnienia. Podobnie, w przypadku przepływów przyściennych i przepływów wewnętrznych, model daje dobre wyniki tylko w przypadkach, gdy średnie gradienty ciśnienia są małe. Wykazano doświadczalnie, że dokładność spada dla przepływów zawierających duże ujemne gradienty ciśnienia. Można więc wnioskować, że model  $\kappa$ -epsilon jest niewłaściwy dla takich problemów jak napełnianie i procesy zachodzące w sprężarkach (Könözsy, 2019).

Model  $\kappa$ -omega jest kolejnym popularnym modelem turbulencji. Model też również posiada dwa równania. Podobnie jak  $\kappa$ - $\epsilon$ , ten model uwzględnia efekty ewolucji przepływu, takich jak konwekcja i dyfuzja energii turbulencji. Z tą różnicą, że zamiast rozpraszania burzliwego  $\epsilon$ , mamy właściwą (jednostkową) dyssypację energii kinetycznej turbulencji  $\omega$  (Leupi i Altinakar, 2005; Yeoh i Tu, 2010; Marov i Kolesnichenko, 2013).

Model turbulencji SST  $\kappa$ - $\omega$  opracowany przez Menter (1993) jest modelem dwurównaniowym wirowo-lepkościowym, który stał się bardzo popularny. Model transportu naprężeń ścinających (SST) łączy w sobie to, co najlepsze z obu prezentowanych modeli. Zastosowanie formuły k- $\omega$  w wewnętrznych częściach warstwy granicznej sprawia, że model może być bezpośrednio wykorzystywany do modelowania turbulencji w warstwie przyściennej. Model SST k– $\omega$  może być stosowany do przepływów z niskimi wartościami liczby Reynoldsa bez żadnych dodatkowych funkcji tłumiących. Formulacja SST przełącza się na model k– $\varepsilon$  w strumieniu swobodnym i w ten sposób unika się problemu wrażliwości modelu k– $\omega$  na turbulencję w swobodnym strumieniu na wlocie. Autorzy, którzy używają modelu SST k– $\omega$  często wykazują jego dobre zachowanie przy niekorzystnych gradientach ciśnienia i przepływie warstwowym. Model SST  $\kappa$ – $\omega$  generuje nieco zbyt duże poziomy turbulencji w regionach o dużym odkształceniu normalnym, takich jak strefy stagnacji i strefy o dużym przyspieszeniu. Tendencja ta jest jednak znacznie mniej wyraźna niż w przypadku zwykłego modelu  $\kappa$ – $\varepsilon$  (Menter, 1994; Piterbarg i Ostrovskii, 1997; Zhang i in., 2010).

## 4.3. Wirowość

Wirowość jest polem wektorowym, który poprzez pomiar chwilowej lokalnej rotacji elementu płynu odgrywa analogiczną rolę w mechanice płynów jak prędkość kątowa w mechanice ciała sztywnego (Holton, 2015). W literaturze przedmiotu nie ma jednej przyjętej definicji wiru. Jedna z pierwszych wzmianek mówi, iż wir to "wirujący ruch elementów wokół wspólnej osi" (Lugt, 1979). Natomiast Robinson (1991b) postuluje, iż "wir istnieje, gdy chwilowe linie strumienia naniesione na płaszczyznę normalną do centrum wiru przyjmują względnie okrągły lub spiralny kształt, patrząc w układzie odniesienia poruszającym się z centrum wiru". Pole wirowości definiuje się na podstawie wektorowego pola prędkości przepływu:

$$\boldsymbol{\omega} = rot \, \mathbf{u} \equiv \nabla \times \mathbf{u},\tag{36}$$

co jest równe podwójnemu wektorowi prędkości kątowej obrotu elementu płynu (cyrkulacji płynu). Stąd też, wirowość mogłaby posłużyć do identyfikacji wirów w przepływie. Wirowość może przyjmować wartości dodatnie i ujemne, które należy interpretować wg rysunku 19 (Talley i in., 2011b). Z pojęciem wirowości powiązany jest jednak znaczący problem – nie rozróżnia ona ruchu wirowego od przepływu ścinającego (Kida i Miura, 1998).

Wirowość i rotacja są prawie zawsze obecne w poruszającym się płynie, nawet jeśli wir może nie być zauważalny. Jednym z najważniejszych mechanizmów generowania wirowości jest warunek braku poślizgu przy ścianie, a mechanizmem fizycznym odpowiedzialnym za to jest lepkość. Wirowość jest dwukrotnością lokalnej prędkości kątowej i stanowi miarę lokalnej rotacji cząstki lub elementu płynu (Childs, 2011):

$$\boldsymbol{\omega} = 2\boldsymbol{\Omega}.\tag{37}$$



Rys. 19. Interpretacja wartości wirowości (na podstawie Kundu i in., 2012)

Można wykreślić nieskończenie wiele linii wirowych, więc właściwy punkt startowy jest kluczowy aby uzyskać rzetelne wyniki. Źle dobrany punkt startowy powoduje wyznaczenie linii wirowych, które przecinają przepływ w chaotyczny sposób zamiast przestawiać zorganizowany ruch. Z tego powodu wirowość służy ostatecznie do wizualizacji wirów, a nie do ich identyfikacji (Moin i Kim, 1984; Kida i Miura, 1998; Chakraborty i in., 2005). W przepływie dwuwymiarowym wirowość wyraża się jako:

$$\omega_z = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}.$$
(38)

Problem wizualizacji obszarów wirowych w przepływie burzliwym jest uzależniony od spełnienia kryterium matematycznego, tzw. kryterium identyfikacji wiru dla wyodrębnionego regionu. Kryterium identyfikacji wiru określa zestaw cech, które powinien spełniać dany wir. W płynach idealnych istnieje ostra granica pomiędzy obszarem rotacyjnym i nierotacyjnym, co prowadzi do jednoznacznego zdefiniowania jądra wiru (Saffman, 1992; Kolář, 2007). Jednak w płynach rzeczywistych (lepkich) następuje dyfuzja wirowości, co uniemożliwia jednoznaczną identyfikację. W przepływach burzliwych nie ma powszechnie akceptowanego zestawu cech dla regionu wirowego. Ten brak zgodności skutkuje występowaniem wielu kryteriów identyfikacji wiru. Każde kryterium przypisywało inny zestaw cech, które powinien spełniać dany wir (Kolář, 2007; Chen i in., 2015).

Kryterium  $|\omega| > 0$  było używane do identyfikacji wirów przez wielu autorów jak Metcalfe i in. (1985), Hussain (1986) oraz Bisset i in. (1990). Jest ono adekwatne dla przepływu bez sił ścinających. Wady tego podejścia wykazano w przypadkach, gdzie ścinanie posiadało podobną wartość do wirowości (Jimenez i in., 1993; Dubief i Delcayre, 2000). Analizy wirów w przepływie przyściennym sugerowały wysokie wartości wirowości, jednak nie można było rozróżnić faktycznie występujących wirów od ścinania (Brooke i Hanratty, 1993; Robinson, 1991a; Adrian i in. 2000; Dubief i Delcayre, 2000). Robinson (1991b) oraz Adrian i in. (2000) wykorzystali linie strumieni prądu przepływu (*z ang. streamline*) oraz mapy wektorowe do poprawy identyfikacji zawirowań w pobliżu ściany. W warstwie dobrze zmieszanej (warstwa atmosferyczna lub oceaniczna, w której następuje silne mieszanie) Dubief i Delcayre (2000) zidentyfikowali wysokie wartości tego kryterium w regionach o wysokim ścinaniu lecz bez zawirowań. Comte i in. (1998) za pomocą tej metody zwizualizowali wirowanie i parowanie w warstwie zmieszanych spalin w silniku rakietowym na paliwo stałe. Jednakże w obszarze przepływu wstecznego (*z ang. backward facing step flow*) strefę wysokiego ścinania błędnie identyfikowano jako wiry (Dubief i Delcayre, 2000). Haller (2005) zidentyfikował ten sam problem, gdzie kryterium  $|\omega| > 0$  identyfikowało strefy o wysokiej wirowości, gdzie w rzeczywistości nie wykryto wirów.

Należy zatem poszukiwać lepszych kryteriów identyfikacji zawirowań niż ocena wartości wirowości. Najbardziej popularne są Q–kryterium,  $\Delta$ –kryterium,  $\lambda_2$ –kryterium oraz intensywność wirowania (inaczej zwane  $\lambda_{ci}$ – z ang. swirling strength) (Chakraborty i in., 2005). Te metody są oparte o rozkłady Cauchy–Stokesa lub Galileana, bądź o wartości własne tensora gradientu prędkości (Liu i in., 2019).

Tensor gradientu prędkości uzyskuje się z rozwinięcia szeregu Taylor'a i dla przepływu trójwymiarowego przyjmuje ostateczną formę:

$$\nabla u = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial z} & \frac{\partial v}{\partial z} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{pmatrix}.$$
(39)

Równanie (39) wykorzystuje się do wyprowadzenia metod identyfikacji wirów. Tensor gradientu prędkości składa się z tensora szybkości odkształcania ( $S_{ij}$ ) oraz tensora wirowania ( $\Omega_{ij}$ ):

$$\nabla u = S_{ij} + \Omega_{ij},\tag{40}$$

gdzie tensor wirowości to:

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_i} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \tag{40.1}$$

oraz tensor szybkości odkształcania to:

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right).$$
(40.2)
Równanie (39) można zapisać w formie równania charakterystycznego:

$$\lambda^3 + P\lambda^2 + Q\lambda + R = 0, \tag{41}$$

gdzie P, Q i R to trzy niezmienniki przekształcenia tensora gradientu prędkości.

Kryterium Q definiuje wir jako zamknięty region płynu z dodatnim drugim niezmiennikiem (wielkością, której wartość nie zależy od przyjętego układu współrzędnych)  $\nabla u, Q > 0$ . To kryterium wymusza również by ciśnienie w wirze było niższe niż ciśnienie otoczenia. Z definicji drugiego niezmiennika wynika, iż Q reprezentuje lokalną równowagę pomiędzy szybkością ścinania a wartością wirowości. W ten sposób definiuje miejsca, gdzie wartość wirowości jest wyższa niż wartość szybkości ścinania (Hunt, i in, 1988; Kolar, 2007).

Kryterium  $\Delta$  definiuje wiry jako strefy gdzie wartości własne  $\nabla u$  są zespolone, a linie strumieniu są spiralne lub zamknięte (Kolar, 2007). Aby ocenić wartości własne należy zbadać wyróżnik równania charakterystycznego:

$$\Delta = \left(\frac{Q}{3}\right)^3 + \left(\frac{R}{2}\right)^2 > 0. \tag{42}$$

Ta definicja jest ważna dla przepływów nieściśliwych, gdzie P = 0. Linie strumienia są zamknięte lub mają kształt spirali, jeśli dwie wartości własne tworzą zespoloną, sprzężoną parę. Kryterium  $\Delta$  jest bardziej restrykcyjne niż kryterium Q (Chakraborty i in., 2005).

Kryterium  $\lambda_2$  poszukuje minimum ciśnienia, jednak wyklucza efekty odkształcania oraz lepkości. Równanie transportu wirowości jest następujące:

$$\frac{DS_{ij}}{Dt} - vS_{ij,kk} + \Omega_{ik}\Omega_{kj} + S_{ik}S_{kj} = -\frac{1}{\rho}p_{ij},$$
(43)

gdzie  $\frac{DS_{ij}}{Dt}$  to nieustalone bezrotacyjne odkształcenie,  $vS_{ij,kk}$  opisuje wpływ lepkości,  $\Omega_{ik}\Omega_{kj}$  to tensor prędkości obrotowej,  $S_{ik}S_{kj}$  to tensor szybkości odkształcania, a  $p_{ij}$  to ciśnienie wyrażone za pomocą macierzy Hessego, które jest zapisane jako:

$$H_p = \nabla(\nabla p) = \frac{\partial p}{\partial x_i \partial x_j}.$$
(44)

Pierwsze dwa wyrażenia po lewej w równaniu (43) reprezentują odpowiednio nieustalone bezrotacyjne odkształcenie oraz efekty lepkościowe. Stąd tylko  $S^2+\Omega^2$  są w stanie określić czy występuje lokalne minimum ciśnienia, które wskazuje na wir. Wir jest więc definiowany jako zamknięty region z dwoma negatywnymi wartościami właściwymi  $S^2+\Omega^2$ . Skoro  $S^2+\Omega^2$ są symetryczne to uszeregowanie wartości właściwych  $\lambda_1 \leq \lambda_2 \leq \lambda_3$  wymaga by  $\lambda_2$ <0. W przepływie płaskim wszystkie te kryteria są równorzędne (Jeong i Hussain, 1995). Kryterium intensywności wirowania wykorzystuje urojoną składową złożonej wartości właściwej tensora gradientu prędkości do wizualizacji wirów. Wynika to z założenia, iż tensor gradientu prędkości we współrzędnych kartezjańskich można zapisać jako:

$$\nabla u = [d_i j] = [\mathbf{v}_r \mathbf{v}_{rc} \mathbf{v}_c] \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{cr} & \lambda_{ci} \\ 0 & -\lambda_{ci} & \lambda_{cr} \end{bmatrix} [\mathbf{v}_r \mathbf{v}_{cr} \mathbf{v}_{ci}]^T,$$
(45)

gdzie  $\lambda_r$  jest składową rzeczywistą wartości właściwej odpowiadającej wektorowi właściwemu  $v_r^-$ , a sprzężona para liczb zespolonych wartości właściwych to  $\lambda_{cr} \pm \lambda_{ci}$  z odpowiadającymi wektorami właściwymi  $\mathbf{v}_{rc}\mathbf{v}_c$ . Wyrażając linie strumieniu w układzie odniesienia stworzonym przez wektory  $\mathbf{v}_r$ ,  $\mathbf{v}_{rc}$ ,  $\mathbf{v}_c$  można stwierdzić, czy przepływ jest rozciągnięty czy ściśnięty wzdłuż osi  $\mathbf{v}_r$ , podczas gdy na płaszczyźnie  $\mathbf{v}_{cr}$ ,  $\mathbf{v}_{ci}$  przepływ wiruje. Intensywność wirowania można wyznaczyć za pomocą  $\lambda_{ci}$ , zwaną lokalną intensywnością wirowania. Wartość graniczna dla  $\lambda_{ci}$  nie jest ścisle określona. Teoretycznie powinna ona wynosić 0, jednak lepsze wyniki uzyskuje się dla wartości dodatnich (Zhou i in., 1999).

Dla przypadków dwuwymiarowych (x-y) gradienty w kierunku z wynoszą zero, aby uprościć obliczania kwadrat części urojonej można wyrazić wg Adrian i in. (2000) jako:

$$\lambda_{ci}^{2} = \frac{1}{4} \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^{2} + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^{2} - \frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y}.$$
(46)

Dlatego też, ujemna wartość intensywności wirowania reprezentuje lokalny ruch wirowy, a lokalne minimum oznacza jądro wiru. Im większa jest bezwzględna wartość ujemnej wartości intensywności wirowania, tym silniejsza jest cyrkulacja (Xiong i in., 2018).

W przepływach przyściennych pojawiają się tymczasowe wiry, które odgrywają ważną rolę w tworzeniu turbulencji tego przepływu (Carlier i Stanislas, 2005; Chakraborty i in., 2005; Gao i in., 2011; Chen i in., 2018). Spośród wielu metod identyfikacji wirów intensywność wirowania okazuje się być najlepszą metodą dla przepływów przyściennych (Christensen i Adrian, 2001; Christensen i Wu, 2005; Hambleton i in., 2006; Wu i Christensen, 2006; Natrajan i in., 2007; Lee i Choi, 2008; Herpin i in., 2010). Ta metoda była zaproponowana przez Zhou i in. (1999) a zweryfikowana przez Tomkins i Adrian (2003), Wu i Christensen (2006) oraz Chen i in. (2014a). Intensywność wirowania,  $\lambda_{ci}$ , pozawala na identyfikowanie wirów przy ścianie, gdzie występuje również silne ścinanie. Dla przepływów dwuwymiarowych tensor gradientu prędkości redukuje się do macierzy 2×2 przez co  $\lambda_{ci}$ w punkcie można łatwo wyznaczyć. W pomiarach PIV identyfikacja wirów przy ścianie zawsze odbywa się z pomocą  $\lambda_{ci2D}$  choć przepływ niekoniecznie musi być w przestrzeni dwuwymiarowej (Carlier i Stanislas, 2005; Gao i in., 2011; Chen i in., 2015; Chen i in., 2018).

Z analizy literatury wiadomo, iż dla nieściśliwego przepływu dwuwymiarowego kryteria  $\Delta$ ,  $\lambda_{ci}$ , Q, i  $\lambda_2$  są równorzędne (Jeong i Hussain; 1995; Chen i in., 2015). Jednakże, na podstawie ilości zidentyfikowanych wirów, przez każdą z metod, równorzędność nie jest jednoznaczna. Kryteria  $\Delta$  *i*  $\lambda_{ci}$  identyfikują najwięcej wirów, podczas gdy  $\lambda_2$  kryterium identyfikuje najmniej wirów (Maciel i in., 2012; Chen i in, 2014b). Ponadto Chen i in. (2015) donoszą, iż kryteria Q i  $\lambda_2$  są najmniej miarodajne. Kryterium  $\lambda_2$  ignoruje słabe wiry, stąd też w przypadku przepływów, gdzie występują drobne zawirowania oraz znaczne siły ścinające przy ścianie zaleca się stosowanie kryterium  $\lambda_{ci}$  – intensywności wirowania (Elsinga i in., 2012; Chen i in., 2015).

#### 4.4. Podsumowanie

W rozdziale omówiono, od strony teoretycznej, metody analizy przepływu wykorzystane do badań w niniejszej pracy. Przepływ w kadzi wirowej jest zjawiskiem złożonym oraz zmiennym w czasie. Cyfrowa anemometria obrazowa, PIV jest bezkontaktową metodą pomiaru prędkości przepływu, co stanowi jej podstawową zaletę. Symulacje komputerowe są nie tylko uzupełnieniem eksperymentu, lecz często alternatywą. Spośród wielu dostępnych metod symulacji przepływu wielofazowego najbardziej obiecujące są modele DDPM oraz granularny Eulera. W rozdziale omówiono także zasady doboru właściwego modelu do badanego problemu. Jest to szczególne wyzwanie w przypadku złożonych zjawisk. W kadzi dominuje przepływ wirowy, a także są generowane lokalne zawirowania, stąd w rozważaniach literaturowych przedstawiono także sposób identyfikacji wirów oraz analizy przepływu wirowego.

# 5. CELE, HIPOTEZA I ZAKRES PRACY

Oddzielanie osadu gorącego w kadzi wirowej łączy w sobie zagadnienia przepływu wirowego, sedymentacji i koagulacji cząstek stałych. Ponadto kontrola i sterowanie ta operacją są znacznie ograniczone.

Przepływy wirowe choć powszechne w przemyśle, są specyficzne dla danej gałęzi przetwórczej. Z analizy wielu publikacji wynika, iż modyfikacje budowy maszyn i aparatów pozawalały uzyskać poprawę warunków rozdziału mieszanin (sedymentacja i suszenie rozpyłowe) lub poprawę wymieszania (bioreaktory).

Spirala Ekmana, która została opisana na podstawie analiz zjawisk meteorologicznych, ma swoje bezpośrednie odniesienie do zagadnienia przepływu w kadzi wirowej. Obwiednia takiej spirali (lub jej fragment) na płaszczyźnie dennicy może więc stanowić podstawę modyfikacji kształtu dennicy separatora.

# 5.1. Cel pracy

# Cel poznawczy

Analiza zjawisk przepływowych zachodzących w zbiorniku kadzi wirowej podczas jej napełniania i rozdziału na etapie wirowania ze szczególnym uwzględnieniem uwarunkowań kształtu dennicy zbiornika oraz wzajemnych oddziaływań przepływu wtórnego i zawirowań na efekt rozdziału w separatorze.

# Cel utylitarny

Analiza i opracowanie rozwiązań zabudowy dennicy zbiornika kadzi wirowej korzystnie oddziaływujących na przepływ odpowiedzialny za formowanie się stożka osadu, w tym rozwiązań możliwych do zastosowania w praktyce przemysłowej oddzielania osadu gorącego i resztek chmielin po gotowaniu brzeczki piwnej.

# Cel metodyczny

Opracowanie modeli symulacyjnych CFD opartych na podejściu Euler-granularny przepływu wielofazowego z wykorzystaniem śledzenia swobodnej powierzchni do analizy zjawisk przepływowych występujących podczas rozdziału faz w kadzi wirowej.

# 5.2. Hipoteza badawcza

Na podstawie analizy obszaru naukowego numerycznej oraz eksperymentalnej mechaniki płynów, a także dotychczasowych analiz i badań prac prowadzonych przez zespół badawczy, którego członkiem jest doktorantka sformułowana została hipoteza naukowa: Należy oczekiwać, że zastosowanie modyfikacji kształtu dennicy zbiornika kadzi wirowej w postaci fragmentów spirali Ekmana wpłynie korzystnie na warunki przepływu odpowiedzialnego za formowanie się stożka osadu w separatorze.

# 5.3. Zakres pracy

Pracę zrealizowano w następujących etapach:

- 1. Analiza konstrukcji i metod separacyjnych osadu gorącego.
- 2. Charakterystyka właściwości reologicznych osadu gorącego oraz brzeczek.
- Opis formalny procesu separacji osadu w kadzi wirowej równania i warunki brzegowe. Budowa trójfazowego modelu CFD (Computational Fluid Dynamics): powietrze, brzeczka oraz faza rozproszona – osad gorący.
- 4. Opracowanie i budowa form geometrycznych modyfikacji dennicy kadzi wirowej.
- 5. Budowa stanowiska badawczego dla PIV Particle Image Velocimetry).
- 6. Analizy przepływu pierwotnego w kadzi wirowej o zmodyfikowanych kształtach dennicy z wykorzystaniem pomiarów eksperymentalnych PIV.
- 7. Analiza przepływu pierwotnego i wtórnego oraz kształtu stożka za pomocą symulacji CFD.
- 8. Wnioski z analiz oraz wskazanie dalszych obszarów badawczych.

# 6. MATERIAŁY I METODY

## 6.1. Pomiary wybranych cech reologicznych osadu gorącego

Celem badań było ustalenie charakterystyki reologicznej przemysłowego osadu gorącego otrzymanego w procesie warzenia piwa z czystego słodu oraz z substytutem słodu jęczmiennego w dwóch kombinacjach udziału procentowego. Na postawie wyników dobrano model reologiczny opisujący właściwości reologiczne osadu. Zbadano także lepkość brzeczek w funkcji temperatury. Określenie lepkości brzeczki ze słodu było niezbędne do wprowadzenia danych materiałowych do budowanego modelu komputerowego. Natomiast zachowanie osadu pod wpływem ścinania pozwoliło lepiej zrozumieć zmiany zachodzące w trakcie klarowania.

#### 6.1.1. Przygotowanie próbek

Próbki osadu i brzeczki pobrano z lokalnego browaru z czterech warek: z pełnego słodu oraz z warek z dodatkiem niesłodowanego ziarna jęczmienia (tab. 2). Materiał z warki z czystego słodu jęczmiennego był traktowany jako próba kontrolna (rys. 20). Dwie próbki z tego samego składu surowcowego charakteryzowały się różną zawartość ekstraktu. Pozwoliło to ustalić jaki wpływ ma zawartość ekstraktu na właściwości reologiczne osadu. Brzeczki pobrano po procesie klarowania z tej samej warki co osady. Pobrano po ok. 1,4 kg osadu z każdej warki.



Rys. 20. Osad gorący pobrany z warki wykonanej w 100% ze słodu jęczmiennego, zawartość wody skorygowana do 76%

Na początku oznaczono zawartość wody dla każdego typu osadu na wagosuszarce. Materiał otrzymany z browaru różnił się zawartością wody, dlatego we wszystkich czterech osadach została ona skorygowana do 76%. W przeciwnym razie niemożliwe byłoby porównanie wartości lepkości próbki z 72% zawartością wody z wartościami lepkości próbki z 80% zawartością wody. Literatura podaje, że zawartość wody wynosi od 76% do 86% (Narziß, 1992; Briggs i in., 2004, Mathias i in., 2015; Kopeć i in., 2020). Następnie odważono pojedyncze próbki po 46 g każda, uzyskano w ten sposób po 32 jednostkowe próbki każdego osadu.

| Kod | Ekstrakt [°P] | Skład surowcowy         |
|-----|---------------|-------------------------|
| 12  | 12,1          | 70% słód + 30% jęczmień |
| 14  | 14,1          | 100% słód               |
| 16  | 16,1          | 55% słód + 45% jęczmień |
| 18  | 18,2          | 55% słód + 45% jęczmień |

Tab. 2. Zakodowanie próbek osadu oraz brzeczek

#### 6.1.2. Stanowisko badawcze

Pomiary reologiczne wykonano za pomocą reometru rotacyjnego Viscotester iQ Air (ThermoScientific, HAAKE, Niemcy – rys. 21a). Do pomiaru właściwości reologicznych osadu wykorzystano geometrię "*vane in cup*", czyli rotor czterołopatkowy o średnicy 22 mm oraz cylinder o średnicy 26 mm, co dało szczelinę 2 mm między krawędzią łopatki, a ścianką pojemnika.



Rys. 21. Stanowisko badawcze do pomiarów reologicznych: a) reometr Viscotester iQ Air; b) rotor łopatkowy - vane do analizy osadu gorącego; c) geometria pomiarowa do analizy brzeczki

Rotor łopatkowy (rys. 21b) jest szeroko stosowany do badań materiałów, które są niejednorodne lub mają więcej niż jedną fazę. Jest także zalecany dla materiałów, które mogą wywoływać poślizg przy pomiarze z użyciem gładkiej geometrii, takiej jak płytka-stożek, dwa walce współosiowe lub płytka-płytka. Rotory łopatkowe są bardzo przydatne w badaniach materiałów niejednorodnych, w szczególności tych, które zawierają znaczne ilości zawiesiny

w cieczy o stosunkowo niskiej lepkości. Przykłady obejmują zawiesiny mineralne, w tym gliny, żywność, jak jogurty z owocami oraz materiały budowlane, takie jak emulsje asfaltowe wypełnione miękiszem i gumą. W wymienionych przypadkach gładka geometria bada tylko płyn o niskiej lepkości, podczas gdy zawieszone cząsteczki migrują po powierzchni obracającego się wrzeciona. Łopatki natomiast pozwalają badać mieszaninę jako całość, co znacznie dokładniej opisuje siły, które mogą wystąpić w układach mieszania lub pompowania. Informacje te są niezbędne do prawidłowego projektowania takich procesów w zakładzie przetwórczym (Yang i in., 2009; Yang i Foegeding, 2011; Berski i in., 2011).

Wybrany system został zweryfikowany poprzez pomiar lepkości glicerolu (ciecz kalibracyjna). Procedura pomiarowa musiała spełniać dwie kryteria: utrzymanie przepływu laminarnego w przyjętej geometrii oraz taka wartość szczeliny pomiędzy czujnikiem a dnem naczynia z osadem gorącym, która gwarantuje powtarzalność wyników (odchylenie 5-10%). Ponadto szczelina pomiędzy łopatkami rotora a kubkiem pomiarowym była na tyle duża, że nie dochodziło do wyciskania brzeczki ani przeciskania osadu pomiędzy geometrią pomiarową. Przepływ laminarny był zachowany dla wartości szybkości ścinania poniżej 50 s<sup>-1</sup>. Przekroczenie tej wartości powodowało przepływ przejściowy, a następnie turbulentny.

Do oznaczenia lepkości brzeczek wykorzystano geometrię dwóch cylindrów współosiowych (rys. 21c). Podgrzewanie brzeczek prowadzono za pomocą układu Peltiera bezpośrednio w cylindrze pomiarowym. aby zapobiec odparowaniu brzeczki w wysokich temperaturach zastosowano nakładkę na geometrię (zaznaczoną na rys. 28a na czerwono).

## 6.1.3. Metody pomiarów

Pomiar lepkości osadów prowadzono za pomocą testu pętli histerezy. W ten sposób oznaczono zależność lepkości osadu od szybkości ścinana, a także obecność tiksotropię. Osad badano w czterech temperaturach: 20, 40, 60 i 80°C.

Krzywą lepkości pozornej otrzymano na podstawie naprężenia wyznaczonego z pętli histerezy poprzez ciągłe przykładanie rosnącej prędkości odkształcania z 0 do 50 s<sup>-1</sup> w czasie 100 s i zmniejszanie z 50 do 0 s<sup>-1</sup> w tym samym czasie. Przedział czasu został dobrany doświadczalnie tak, aby zjawisko histerezy można było uchwycić przy małych prędkościach ścinania. Nie stosowano ścinania wstępnego. Badania z zastosowaniem ścinania o stałej wartości przez określony czas wykazały, że struktura osadów gorących ulega rozpadowi w ciągu kilku sekund i osiąga wartość równowagi zależną jedynie od szybkości ścinania. Potwierdziło to występowanie tiksotropii. Pomiary przeprowadzono w temperaturach 20°C, 40°C, 60°C i 80°C. Ponieważ kubek z próbkami był niestandardowy, do ogrzewania użyto łaźni wodnej, a pomiary właściwości reologicznych wykonywano po osiągnięciu odpowiedniej temperatury w środku próbki. Pojemniczki były zamykane by zapobiec odparowaniu wody w czasie podgrzewania. Sprawdzano także zawartość wody w próbkach, szczególnie po pomiarze w 60 i 80°C. Krzywe lepkości pozornej przedstawiono jako wartości średnie z trzech powtórzeń. Różnica wartości mierzonych dla poszczególnych powtórzeń była nie większa niż 5%.

Wartość granicy płynięcia osadów wyznaczono zgodnie z procedurą opisaną w pracy Yang i in. (2009 i 2011). Metoda ta polegała na obciążeniu badanego materiału naprężeniem liniowo rosnącym w czasie i obserwowaniu zmian lepkości. Wartość granicy płynięcia wyznaczono jako wartość naprężenia dla maksymalnej wartości lepkości.

Lepkość brzeczek wyznaczono jako funkcję temperatury oraz jako funkcje szybkości ścinania. Brzeczka jest płynem newtonowskim, jej lepkość jest więc niezależna od szybkości ścinania, zależy natomiast od temperatury i ekstraktu oraz składu surowcowego. Krzywą lepkości wyznaczono w zakresie od 10 do 80°C, przy szybkości ścinania 1000 s<sup>-1</sup> w czasie 300 s, co stanowi przyrost temperatury 0,23°C s<sup>-1</sup>. Krzywą lepkości w funkcji szbkości odkszcałcania wyznaczono w temp. 20°C przy rosnącej szybkości ścinania od 600 do 1000 s<sup>-1</sup>. Pomiary prowadzono w trzech powtórzeniach. Także w tym przypadku różnica wartości mierzonych dla poszczególnych powtórzeń była nie większa niż 5%.

# 6.2. Modelowanie komputerowe

Do przygotowania modeli symulacyjnych wykorzystano program ANSYS 2020 R2, (ANSYS, Canonsburgu, USA). W pakiecie oprogramowania dostępny był moduł do obróbki geometrii obiektu (SpaceClaim), program do przygotowania siatki numerycznej (Meshing) oraz program do przygotowania i prowadzenia obliczeń komputerowych oraz wizualizacji wyników (CFX–Pre, Solver Manager i CFD–Post). Obliczenia zrealizowano przy wsparciu Interdyscyplinarnego Centrum Modelowania Matematycznego i Komputerowego (ICM) Uniwersytetu Warszawskiego w ramach grantu obliczeniowego GB83-5.

#### 6.2.1. Geometria modelu symulacyjnego

Klarowanie brzeczki zachodzi w przestrzeni kadzi wypełnionej separowaną mieszaniną. Na potrzeby symulacji niezbędne było zbudowanie siatki numerycznej tejże objętości, również z uwzględnieniem modyfikacji dennicy. W programie Inventor 2016 (Autodesk, Francja) przygotowano geometrie zbiorników. Po zaimportowaniu plików zawierających płaszczyzny ograniczające geometrię modelu, w module SpaceClaim stworzono przestrzenną interpretację wnętrza zbiorników kadzi klasycznej oraz rozpatrywanych wariantów posiadających modyfikacje kształtu dennicy zbiornika (rys. 22).



Rys. 22. Geometrie wybranych wariantów modyfikacji kadzi: a) kadź klasyczna; b) R2\_2; c) R3\_3; d) R5\_3

Z punktu widzenia symulacji procesów (szczególnie dynamicznych) dąży się do ograniczenia czasu niezbędnego dla uzyskania miarodajnych wyników (Brown i in., 2012). Ponadto analiza symulacyjna długotrwałych procesów prowadzi do kumulacji błędów numerycznych wynikających z zasad numeryki i sposobu pracy komputerów (Khoury i Wilhelm, 2016). Z tego względu warianty modyfikacji symulowano dla geometrii kadzi o smukłości napełnienia H/D = 0,5. Ma to swoje uzasadnienie w praktycznej realizacji procesu rozdziału w kadzi wirowej. Jak przedstawiono w podrozdziale 2.4 większość kadzi wirowych stosowanych w produkcji przemysłowej posiada właśnie smukłość napełnienia  $H/D \le 0.5$ . W tym wariancie badań wysokość zbiornika wyniosła 0,20 m (a sam słup cieczy po napełnieniu 0,150 m), średnica 0,30 m, stąd objętość mieszaniny 0,011 m<sup>3</sup>. Wolna przestrzeń nad swobodną powierzchnią zapobiega przelewaniu się cieczy w czasie napełniania. Powinna ona jednak posiadać możliwie niewielkie wymiary, gdyż generuje niepotrzebne obliczenia i tym samym wydłuża czas symulacji. Stycznie usytuowany kanał dolewowy o średnicy wewnętrzej 7 mm skutkował tym, że w ścianie zbiornika powstał owalny otwór wlotowy. Jego mniejsza średnica wyniosła 7 mm, a dłuższa 12 mm. Umieszczono go na wysokości 20 mm od dna kadzi, co także odpowiada proporcjom wymiarowym właściwym dla zbiorników przemysłowych.

# 6.2.2. Siatka dyskretyzacyjna

Do zbudowania siatki numerycznej wykorzystano narzędzie Ansys Meshing. W modelu z Stachnik i Jakubowski (2020) zastosowano siatkę heksahedralną, gdyż daje ona najlepsze odwzorowanie swobodnej powierzchni. Jednakże podział na elementy sześcienne cylindrycznej geometrii nie jest prostym zadaniem, gdyż dochodzi do deformacji elementów siatki. Ponadto specyficzny kształt fragmentów spirali powodował duże problemy z rozpisaniem elementów siatki wokół wypukłości dennicy. Stąd zdecydowano się podzielić geometrie kadzi na dwie części. W ten sposób wygenerowano w części przydennej siatkę tetrahedralną, a w części górnej siatkę heksahedralną (rys. 23a). Siatki posiadały ok. 990 000

elementów o wielkości 1,5 mm (max. 2 mm) oraz ponad 5 000 000 węzłów. Dla prawidłowego odwzorowania natężenia przepływu na wlocie zastosowano elementy o wymiarze 0,2 mm (max. 0,5mm) – rys. 23b. Natomiast na rys. 23c przedstawiono jeden z fragmentów spirali. Parametry, które opisują jakość każdej z wykorzystywanych siatek zostały zestawione w tabeli 3, gdzie 1 oznacza najwyższą jakość. W przypadku kryterium wykrzywienia jego wartość powinna być jak najmniejsza.

Jakość siatki oraz niezależność wyników została potwierdzona poprzez test objętości brzeczki w zbiorniku po napełnieniu. Porównano objętości brzeczki dla VOF równych 0,1, 0,5 i 0,9 z danymi eksperymentalnymi. Testową objętością jest VOF na poziomie 0,5. Różnice wartości były poniżej 5%, co pozwala na potwierdzenie właściwego poziomu zagęszczenia siatki. Analizowano także kształt swobodnej powierzchni, a wyniki odniesiono do warunków rzeczywistych wg Jakubowski i in. (2015) oraz Stachnik i Jakubowski (2020).



Rys. 23. Wybrane fragmenty siatki dyskretyzacyjnej: a) widok fragmentu ściany na złączu dwóch typów siatek; b) wlot; c) element modyfikujący dennicę dna

| Parametr  | Jakość ortogonalna   | Wykrzywienie         | Jakość elementów     |
|-----------|----------------------|----------------------|----------------------|
| Klasyczna | Min = 0,20, max = 1, | Min = 0,30, max =    | Min = 0,31, max = 1, |
|           | Średnia = 0,98       | 0,78, Średnia = 0,35 | Średnia = 0,99       |
|           | (93,4%)              | (97,9%)              | (97,2%)              |
| R2_2      | Min = 0,14, max = 1, | Min = 0,33, max =    | Min = 0,33, max = 1, |
|           | Średnia = 0,98       | 0,80 , Średni = 0,34 | Średni = 0,99        |
|           | (90,8%)              | (97,7%)              | (96,9%)              |
| R3_3      | Min = 0,14, max = 1, | Min = 0,23, max =    | Min = 0,35, max = 1, |
|           | Średni = 0,98        | 0,79, Średni = 0,29  | Średni = 0,99        |
|           | (91,5%)              | (97,6%)              | (95,2%)              |
| R5_3      | Min = 0,14, max = 1, | Min = 0,35, max =    | Min = 0,36, max = 1, |
|           | Średni = 0,98        | 0,80, Średni = 0,39  | Średni = 0,99        |
|           | (94,1%)              | (97,3%)              | (96,4%)              |

Tab. 3.Parametry oceny jakości siatek numerycznych (w nawiasach podano procent elementów siatki,<br/>które posiadały najwyższe wartości paramentów)

#### 6.2.3. Założenia do modelu

Model komputerowy został zdefiniowany jako trójfazowy, w którym występują dwie fazy ciągłe i jedna rozproszona. Fazami ciągłymi są brzeczka oraz powietrze, fazą rozproszoną jest osad gorący. Z analizy charakteru zjawiska właściwym modelem do symulacji tego typu zagadnienia wydaje się być model DDPM. Model ten jest oparty na podejściu Lagrange'a. Pozwala on modelować zderzenia cząstek i transfer pędu z wykorzystaniem kinetycznej teorii przepływów granularnych. Podejście to ma wiele zalet w odniesieniu do ustalonego modelu Eulera dwóch płynów. Model DDPM posiada dobrą rozdzielczość skupisk cząstek i pęcherzyków, pozwala na włączenie rzeczywistego rozkładu wielkości cząstek i lepsze modelowanie aglomeratów cząstek (Cristea i Conti, 2018). Model DDPM był pierwszym analizowanym podejściem w budowie modelu trójfazowego przepływu w kadzi wirowej. Niestety nie radził sobie z właściwym odwzorowaniem swobodnej powierzchni na granicy faz.

Podjęto zatem prace nad wykorzystaniem modelu VOF, który sprawdził się we wcześniejszej analizie przepływu dwufazowego (Jakubowski i in., 2015). W tym modelu uzyskano właściwe kryteria zbieżności (RMS=1·10<sup>-4</sup>, Courant numer  $\leq$  1 oraz minimalną wartość iteracji  $\leq$  6). Model VOF rozszerzony o fazę granularną Euler pozwalał na analizę zjawiska formowania się stożka osadu z uwzględnieniem turbulencji przepływu i swobodnej powierzchni.

Parametry modelu przepływu wielofazowego dla operacji klarowania w kadzi wirowej były następujące:

- ładunek cząsteczek zgodnie z równaniem (32) wyniósł:

$$b = \frac{\alpha_d \rho_d}{\alpha_c \rho_c} = \frac{0.01 \cdot 1333}{0.99 \cdot 1023} = 1.32 \cdot 10^{-2},$$
(47)

- stosunek gestości (33) brzeczki i osadu wyniósł

$$\gamma = \frac{\rho_d}{\rho_c} = \frac{1333}{1023} = 1,30,\tag{48}$$

- estymata odległości charakterystycznej (zgodnie z równaniem 34) wyniosła:

$$\frac{L}{d_d} = \left(\frac{\pi}{6} \frac{1+\kappa}{\kappa}\right)^{1/3} = \left(\frac{\pi}{6} \frac{1+0,010}{0,010}\right)^{1/3} = 3,74,\tag{49}$$

- liczba Stokesa (po przekształceniu równania numer 35) wyniosła:

$$St = \frac{\tau_d}{t_s} = \frac{\rho_c d_c^2 U_s}{18\mu L_s} = \frac{1333 \cdot (1.41 \cdot 10^{-4})^2 \cdot 0.5}{18 \cdot 5.62 \cdot 10^{-4} \cdot 0.3} = 0.44 \cdot 10^{-2}.$$
(50)

Na podstawie analizy wartości tych liczb potwierdzono, iż sprzężenie między fazami jest jednokierunkowe, a przepływ jest przepływem rozproszonym. Na podstawie analizy możliwości zastosowania omawianych modeli podjęto decyzję o dalszym prowadzeniu analiz symulacyjnych zgodnie z podejściem Eulera. Zbudowano model granularny Eulera ze śledzeniem granicy powietrze-brzeczka.

W modelu przyjęto założenie, iż analizowany przepływ jest homogeniczny i izotermiczny. Występują siły wyporu, więc grawitacja ma wpływ na położenie cząstek. Jako referencyjną gęstość w modelu wybrano powietrze znajdujące się powyżej swobodnej powierzchni separowanej mieszaniny (wartość zadeklarowana wyniosła 1,123 kg·m<sup>-3</sup>), zapewniając w ten sposób właściwe uwarstwienie przepływu. Oddziaływanie grawitacji ustalono w kierunku do dennicy kadzi. Interakcja pomiędzy powietrzem, a brzeczką oparta została się na teorii swobodnej powierzchni. Natomiast interakcje pomiędzy brzeczką, a osadem gorącym opisuje model granularny. Brzeczkę i powietrze ustalono jako dwie fazy ciągłe, natomiast osad zamodelowano jako cząstki stałe fazy rozproszonej. Aglomerację cząstek oraz adhezję do ścian zbiornika zasymulowano za pomocą współczynnika restytucji o wartości 0,2, czyli kolizji nieelastycznej. Ciśnienie referencyjne dla przepływu ustalono na poziomie ciśnienia atmosferycznego. Turbulencję opisano modelem SST deklarując wstępnie średni poziom jej intensywności.

Interpolacji wyników dokonano za pomocą metody *Upwind* w wariancie wysokiej rozdzielczości (*z ang. High Resolution*). Podejście *High Resolution* wykorzystuje schemat drugiego rzędu, celem uzyskania najbardziej zbliżonych do prawidłowych wyników. W sytuacjach, gdy jest to niemożliwe przełącza się automatycznie do schematu pierwszego

rzędu. Skutkuje to wolniejszą i mniejszą zbieżnością (ponieważ występuje więcej zakłóceń), ale większą dokładnością. Metodę *High Resolution* zastosowano również dla rozwiazywania równań turbulencji.

Zbieżność monitorowano na podstawie maksymalnej liczby iteracji oraz wartości reszt. Obliczenie dla danego kroku czasowego miały być przerwane, jeśli liczba iteracji przekraczała 100. W tym przypadku *Solver* przechodził do kolejnego kroku czasowego. Przy prawidłowo zbudowanym modelu symulacyjnym na jeden krok czasowy nie powinno przypadać więcej niż 6 iteracji, a bieżność określa się jako dobrą, jeśli różnice reszt nie przekraczają wartości  $1 \cdot 10^{-4}$ (Ansys CFX, 2020; Ansys Fluent, 2020). Na zbieżność wyników ma wpływ zatem nie tylko metoda interpolacji, dobór modeli matematycznych, ale również krok czasowy prowadzonych obliczeń. Dla etapu napełniania zbiornika kadzi krok czasowy ustalono na poziomie  $1 \cdot 10^{-3}$  s, natomiast dla etapu wirowania można było go skutecznie zwiększyć do wartości  $5 \cdot 10^{-3}$  s. Dzięki temu wartość liczby *Couranta* pozostawała dla całego toku obliczeń poniżej 1. Wartość tej liczby stanowi także trzecie kryterium oceny jakości obliczeń. W toku obliczeń aktualna jej wartość była podawana przez *Solver* po każdym kroku czasowym symulacji.

# 6.2.4. Uproszczenia modelu symulacyjnego

W symulacjach komputerowych problemów inżynierskich dopuszczalne są pewne uproszczenia. Pełne odwzorowanie zjawisk występujących w naturze jest czasochłonne i kosztowne numerycznie, a także, nie zawsze konieczne do pełnego odwzorowania. Uproszczenia są uważane za podstawowy element modelowania i symulacji. Odgrywają one zasadniczą rolę w definiowaniu modeli, które powinny być użyteczne w zakresie ważkości analizowanych zjawisk istotnych dla problemu badawczego, którego bezpośrednio dotyczą. Usprawnia to zasadniczo analizę prowadzonych badań symulacyjnych (König, 2013).

W przypadku analizowanego modelu symulacyjnego przyjęto, iż temperatura brzeczki jest stała (80°C) w czasie symulowanego etapu napełniania i wirowania. W rzeczywistości w trakcie sedymentacji następuje nieznaczne ochładzanie brzeczki, gdyż kadź wirowa nie jest w pełni izolowanym zbiornikiem procesowym. W symulacji pominięto zatem również zjawiska konwekcyjne. O ile w pracy Stachnik i Jakubowski, 2020 przyjęto lepkość osadu taką samą jak brzeczki, to w modelach omówionych w niniejszej pracy wykorzystano dane z badań reologicznych. Ujęcie modelu reologicznego osadu było możliwe, gdyż w podejściu Eulera-Eulera wszystkie fazy są traktowane jako płyny i jako w pełni przenikające się kontinua (Basu i in., 2015). Cząstki osadu gorącego różnią się pod względem wymiaru (Jakubowski i in., 2016). Niestety stosując model kontinuum Eulera-Eulera, każda z charakterystycznych średnic osadu musi być zdefiniowana jako osobna faza rozproszona, co jest pracochłonne numerycznie

(Adamczyk i in., 2014). Stąd też przyjęto, iż cząstki posiadają taką samą średnicę (średnicę ekwiwalentną wynoszącą 0,14 mm). Jest to wartość uśredniona dla analizowanego osadu z warki sporządzonej w 100% ze wsadu w postaci słodu jęczmiennego wg Jakubowski i in. (2016). Ponadto przyjęto, iż cząstki osadu są sferyczne, stąd możliwe było zastosowanie modelu Schillera–Neumanna do opisu oporów ich ruchu.

# 6.3. Model matematyczny przepływu w kadzi wirowej

# 6.3.1. Główne równania modelu matematycznego

Przepływ cieczy opisuje się za pomocą równania zachowania masy (ciągłości) oraz równania pęd–pęd, znanego również jako równanie Naviera–Stokesa. Równanie ciągłości (51) dla mieszaniny fazy rozproszonej i fazy ciągłej otrzymuje się poprzez zastosowanie zasady zachowania masy w odniesieniu do elementarnej objętości cieczy. Standardowy zapis, w którym uwzględnia się udział poszczególnych faz ( $\alpha_f$ ) przyjmuje postać (Misra i in., 2018):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m) + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{u}_m) = 0, \tag{51}$$

gdzie:

$$\rho_m = \sum_{f=1}^n \alpha_f \rho_f \tag{51.1}$$

oraz:

$$\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = 1. \tag{51.2}$$

Równania dotyczące zachowania pędu są wyprowadzone poprzez zastosowanie zasady zachowania ruchu Newtona dla elementarnej objętości płynu. Prawo to stanowi, iż szybkość zmiany pędu dla danego elementu płynu jest równa sumie wszystkich sił zewnętrznych działających na tę objętość. Równanie bilansu pędu dla układu dwufazowego przyjmuje postać:

 $\rho_m \frac{\partial \mathbf{u}_m}{\partial t} + \rho_m \mathbf{u}_m \cdot \nabla = \nabla [-p + (\mu_m + \mu_T)(\nabla \mathbf{u}_m + (\nabla \mathbf{u}_m)^T)] - \nabla \cdot \{ [\rho_d C_d (1 - C_d)] \mathbf{u}_{slide} \mathbf{u}_{slide} \} + \rho_m \mathbf{g} + \mathbf{F},$ (52) gdzie:

$$C_d = \frac{\alpha_3 \rho_d}{\rho_m} \tag{52.1}$$

oraz:

$$u_m = \frac{\sum_{f=1}^n \alpha_f \rho_f u_f}{\rho_m} \tag{52.2}$$

oraz:

$$\mu_m = \sum_{r=1}^n \alpha_r \mu_r. \tag{52.3}$$

Dla płynu newtonowskiego (w tym przypadku jest to brzeczka) lepkość jest stała. Lewa strona równania (52) przedstawia czasową zmianę pędu i przyspieszenia płynu. Prawa strona zaś przedstawia siłę gradientu ciśnienia (naprężenia normalne) oraz siłę lepkości (styczne naprężenia ścinające). Natomiast siła grawitacji jest niezbędna do sedymentacji (Jakubowski i in., 2014; Misra i in., 2018).

Przepływ fazy rozproszonej jest reprezentowany przez równanie:

$$\frac{\partial \alpha_3}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_3 \left[ \mathbf{u}_m + \alpha_3 (1 - C_d) \mathbf{u}_{slide} - \frac{D_{md}}{\varphi_d} \nabla \varphi_d \right] = -\frac{m_{dc}}{\rho_d}.$$
(53)

W zakresie oddziaływania między cząsteczkami fazy rozproszonej zastosowano opis właściwy dla modelu Schillera–Neumanna. Ma to bezpośredni związek z funkcją hamowania płynu. Jest ona opisana za pomocą równania:

$$\frac{3}{4}\frac{f_d}{d_d}\rho_c |\mathbf{u}_{slide}| \mathbf{u}_{slide} = \frac{\rho_m - \rho_d}{\rho_m} \nabla p.$$
(54)

Prawidłowe przejście przepływu z laminarnego do burzliwego jest zapewnione przez ograniczenie liczby Reynoldsa w sposób:

$$f_d = \begin{cases} \frac{24}{Re_p} \left( 1 + 0.15Re_p^{0.687} \right) dla \frac{Re_p < 1000}{Re_p > 1000} \end{cases},$$
(55)

gdzie liczba Reynoldsa jest opisana równaniem:

$$Re_p = \frac{d_d \rho_c |\mathbf{u}_{slide}|}{\mu_m}.$$
(55.1)

Do opisu turbulencji zastosowano model SST. Ten dwuwymiarowy model jest prostym i popularnym wyborem do modelowania turbulencji. Wynika to z faktu, iż dwa różne równania transportowe charakteryzują dwie niezależne właściwości przepływu turbulencyjnego. Co więcej, jest on uzasadniony obliczeniowo i dość dokładny dla wielu różnych przepływów turbulentnych (Jakubowski i in., 2014; Devolder i in., 2018). Do modelowania turbulencji użyto jednorodnego modelu turbulencji. Pierwotnie równania były zdefiniowane wyłącznie dla przepływów jednofazowych. Turbulencje dla każdej frakcji objętościowej ( $\alpha_f$ ) fazy modelowane są oddzielnie za pomocą równań:

- dla energii kinetycznej turbulencji:

$$\alpha_f \rho \frac{\partial k}{\partial t} + \alpha_f \rho \mathbf{u} \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left[ \alpha_f \left( \mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + \alpha_f (P_k - \rho \beta^* k \omega), \tag{56}$$

gdzie

$$P_{k} = \mu_{T} \left( \nabla \mathbf{u} : (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^{T}) - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})^{2} \right) - \frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot \mathbf{u},$$
(56.1)

oraz

$$\mu_T = \rho \frac{k}{\omega}.$$
(56.2)

- dla szybkości rozpraszania energii:

$$\alpha_f \rho_j \frac{\partial \omega}{\partial t} + \alpha_f \rho \mathbf{u}_{\mathrm{m}} \cdot \nabla \omega = \nabla \cdot \left[ \alpha_f (\mu_m + \sigma_\omega \mu_T) \nabla \omega \right] + \alpha_f \left( \varphi \frac{\omega}{k} P_k - \rho_m \beta \omega^2 \right).$$
(57)

W równaniach modelu SST oraz funkcjach pomocyniczych występują stałe empiryczne, których wartości przyjęto odpowiednio:  $a_1 = 5/9$ ;  $a_2 = 0,44$ ;  $\sigma_{k1} = 1,176$ ;  $\sigma_{k2} = 1,0$ ;  $\sigma_{\omega 1} = 0,5$ ;  $\sigma_{\omega 2} = 1,0$ ;  $\beta_1 = 3/40$ ;  $\beta_2 = 0,0828$ ;  $\beta^* = 0,09$  (Vitillo i in., 2015, Ansys CFX, 2020). Model SST pozwala na uniknięcie błędnych obliczeń turbulencji na ścianie. Wykorzystuje on przyścienną formułę modelu  $\kappa$ - $\omega$  poprzez automatyczne przełączenie się z formuły o niskiej liczbie Reynoldsa na funkcję przyścienną. Model SST poprawnie odwzorowuje turbulencję w takich przypadkach, jak nagłe rozszerzanie się średnic przewodów rurowych (Vitillo i in., 2015). W analizowanym przypadku przepływu w kadzi wirowej podobna sytuacja zachodzi za wlotem do zbiornika, gdzie jego średnica jest dużo mniejsza od średnicy separatora..

Zmiany lepkości fazy rozproszonej opisano modelem Cross:

$$\eta = \eta_{\infty} \frac{\eta_0 - \eta_{\infty}}{1 + (K\dot{\gamma})^m},\tag{58}$$

gdzie  $\eta_{\infty} = 7,4$  Pa·s,  $\eta_0 = 4332,3$  Pa·s, K = 1,1 s,  $\dot{\gamma} = 1,9$  s<sup>-1</sup>, m = 0,5.

#### 6.3.2. Warunki brzegowe

Prędkość przy ścianie kadzi wirowej jest opisana równaniem:

$$\mathbf{u}_m \cdot \mathbf{n} = \mathbf{0}.\tag{59}$$

Zależność między naprężeniem ścinającym, a lepkością cieczy wyraża się przez:

$$\left[(\mu_c + \mu_T)(\nabla \mathbf{u}_m + (\nabla \mathbf{u}_m)^T) - \frac{2}{3}(\mu_c + \mu_T)(\nabla \cdot \mathbf{u}_m)\mathbf{I} - \frac{2}{3}\rho k\mathbf{I}\right]\mathbf{n} = -\rho_c \frac{u_\tau}{\delta_w^+}(\mathbf{u}_m - (\mathbf{u}_m \cdot \mathbf{n})\mathbf{n}).$$
(60)

Turbulencja przy ścianie jest opisana jako:

$$7k \cdot \mathbf{n} = 0. \tag{61}$$

Rozpraszanie energii przy ścianie jest podane jako:

$$\omega = -\rho_m \frac{k}{k v \delta_w^+ \mu'},\tag{62}$$

gdzie:

$$\delta_w^+ = \frac{\rho_m u_\tau \delta_w}{\mu}.\tag{62.1}$$

Ruch fazy rozproszonej przy ścianie jest określony równaniem:

$$-\mathbf{n} \cdot \mathbf{N}_{\alpha_3} = \mathbf{0}. \tag{63}$$

Stan graniczny na wlocie kadzi klasycznej, który określa prędkość mieszaniny, jest reprezentowany przez równanie:

$$\overline{\mathbf{u}_m} = -u_0 \mathbf{n}. \tag{64}$$

Energia kinetyczna turbulencji na wlocie jest podawana w następujący sposób:

$$k = \frac{2}{3} (u_0 l_T)^2.$$
(65)

Szybkość rozpraszania energii turbulencji na wlocie jest opisana przez:

$$\omega = \frac{\kappa^{1/2}}{(\beta_0^*)^{1/4} L_T}.$$
(66)

Stężenie fazy rozproszonej na wlocie wyraża się przez:

$$\alpha_3 = \alpha_{30}.\tag{67}$$

Warunek ciągłości naprężeń na granicy powierzchni swobodnej jest następujący:

$$\left(-pI + \eta_m (\nabla u + (\nabla u)^T)\right) \cdot \mathbf{n} = -p_0 \mathbf{n},\tag{68}$$

gdzie p0 to stałe ciśnienie otoczenia.

# 6.3.3. Warunki początkowe

Warunki początkowe symulacji obejmowały następujące założenia:

- zbiornik wypełniony powietrzem, czyli VolumeFraction<sub>powietrza</sub> = 1 w całej objętości kadzi, VF<sub>brzeczki</sub> i VF<sub>osadu</sub> równe 0 w całej objętości kadzi;
- na wlocie do kadzi zadano prędkość 3 m·s<sup>-1</sup> po osi x, uzyskując w ten sposób napełnianie styczne do płaszcza kadzi;
- na wlocie do kadzi udział fazowy brzeczki i osadu zadano jako VF<sub>brzeczki</sub> = 0,99 i VF<sub>osadu</sub> = 0,01, VF<sub>powietrza</sub> = 0;
- intensywność turbulencji na wlocie ustalono na 5%, na podstawie wcześniejszych analiz komputerowych;
- powietrze w kadzi nie porusza się, więc prędkość początkową ustalono jako  $0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;
- ciśnienie względne ustalono na 0 Pa;
- jako układ odniesienia wybrano układ kartezjański;
- do opisu turbulencji w całym zbiorniku wybrano model SST, a wartości energii kinetycznej turbulencji i szybkości rozpraszania energii ustawiono jako wartości automatyczne (model odpowiednio dobiera wartości do zmieniających się warunków).

#### 6.4. Analiza przepływu cyfrową anemometrią obrazową

Przyjęło się, że to symulacje komputerowe stanowią oszczędną w czasie metodę analiz problemów. Jednakże w przypadku niestacjonarnego napełniania i przepływu w kadzi obliczenia komputerowe są czasochłonne. W tej sytuacji anemometria obrazowa PIV pozwala na szybką i dokładną analizę wpływu modyfikacji kształtu dennicy na przepływ w kadzi wirowej.

# 6.4.1. Stanowisko badawcze

Widok stanowiska badawczego przestawiono na rysunku 24. W zbiorniku pomocniczym przygotowano roztwór wody demineralizowanej z posiewem. Jako posiew użyto cząstek poliamidu (PA) o średnicy 0,02 mm. Wielkość cząstek była tak dobrana by nie zaburzała przepływu cieczy, stąd w dalszej części pracy prędkość cząstek jest równoważna z prędkością przepływu. Woda demineralizowana nie wprowadza zawiesin o innej średnicy niż posiew. Zbiornik testowy, który odpowiadał kadzi wirowej wykonano ze szkła akrylowego (polimetakrylan metylu – PMMA). Napełniano go wodą o temperaturze 20°C. Wodę z posiewem ze zbiornika pomocniczego do zbiornika testowego pompowano, z prędkością 3 m·s<sup>-1</sup>, za pomocą pompy firmy GEA (rys. 24a).



Rys. 24. Stanowisko badawcze Particle Image Velocimetry: a) zbiornik pomocniczy oraz pompa; b) stół pomiarowy z modelową kadzią i laserem; c) dennica kadzi z zamontowaną rozetą R2\_3 oraz lustrami pomocniczymi

Podstawowym wymogiem zastosowania metody pomiaru PIV jest optycznie przeźroczysty zbiornik pomiarowy, którego współczynnik załamania światła jest zbliżony do współczynnika załamania światła ośrodka pomiarowego. Oczywiście sam ośrodek musi być

także przezroczysty. Współczynnik załamania światła dla szkła akrylowego wynosi n = 1,49, nieznacznie więcej niż dla wody n = 1,33. Szkło akrylowe jest przezroczystym tworzywem termoplastycznym (Andersen, 2019). Jest lekkie i odporne na pękanie, posiada wysoką wytrzymałość na rozciąganie, zginanie. Posiada także wysoką przezroczystość, polerowalność i odporność na promieniowanie UV (Brydson, 1999; Encyclopedia Britannica, 2019). Polimetakrylan metylu jest preferowany głównie dlatego, że jest łatwy w obróbce i przetwarzaniu oraz jest relatywnie tani. Może być łączony za pomocą klei cyjanoakrylanowych, na ciepło lub za pomocą chlorowych rozpuszczalników, takich jak dichlorometan lub trójchlorometan (chloroform). W takim przypadku następuje rozpuszczenie tworzywa na połączeniu, które następnie łączy się tworząc prawie niewidoczną spoinę. Zarysowania powierzchni mogą być łatwo usunięte przez polerowanie lub ogrzewanie powierzchni materiału (Michael, 2004).

Zbiornik testowy kadzi wirowej był całkowicie przeźroczysty, co pozwalało prześwietlać światłem laserem przepływ w zbiorniku prostopadle do jego osi, a zdjęcia wykonywać jako ekspozycję widoku dna. Do dennicy kadzi przyklejono kolejne kombinacje rozet (rys. 24c). Ważną częścią stanowiska badawczego jest sam stół oraz przesłony. Oba elementy są czarne, by nie rozpraszać światła lasera. W trakcie pomiaru pomieszczenie było zaciemnione, a przegrody zapewniały dodatkową osłonę przed światłem z innych źródeł (m. in. monitor komputera). W blacie stołu wycięto okrągły otwór, który umożliwiał przechwytywanie obrazu ekspozycji z kierunku dna kadzi. Dodatkowo pod otworem umieszczono lustro, wykonane zdjęcia były zatem ujęciem odbicia lustrzanego powierzchni dna zbiornika (rys. 24b).

Znanym w literaturze problemem jest załamywanie światła lasera na krzywiźnie obiektu. Skupianie światła powoduje powstawanie stref nieoświetlonych, a więc nie będą one rejestrowane i analizowane. Stosowane rozwiązania to użycie cieczy i materiału konstrukcyjnego elementów wewnętrznych stanowiska o tym samych współczynniku załamania światła. Dla sytuacji podobnej jak w niniejszej pracy tj., gdy to główny zbiornik powoduje ogniskowanie światła lasera sugeruje się umieszczenie cylindrycznego zbiornika w prostopadłościennym zbiorniku. Oba zbiorniki muszą być wypełnione tą samą cieczą (Hassan i Dominguez-Ontiveros, 2008; Shi i in., 2017; Xiong i in., 2018; Qi i in., 2019). Więcej na ten temat opisano w współautorskiej pracy Królikowski i in. (2019). Żadne z opisanych rozwiązań nie było możliwe do zastosowania w analizie kadzi. Problemem stanowił przewód do napełniania kadzi oraz jej opróżnianie. Umieszczenie kadzi w zbiorniku prostopadłościennym wprowadza wiele utrudnień konstrukcyjnych i praktycznych prowadzenia pomiarów. Zdecydowano się umieścić po obu stronach zbiornika testowego lustra przesunięte w stosunku do siebie o kąt 90° (rys. 24b). Miały one na celu odbijanie części światła laserowego, które prześwietliło zbiornik z powrotem w jego kierunku. W ten sposób doświetlono całą płaszczyznę przepływu.

Do pomiarów wykorzystano kamerę PIV FlowSense4M (DantecDynamics, Dania) oraz laser PIV EverGreen 532 nm, 145 mJ (Quantel, USA) - rys. 24b). Dwie klatki pojedynczego zdjęcia wykonywano w odstępie 2600 ns, a pary obrazów były rejestrowane co sekundę. Zapis obrazów rozpoczęto w 15 sekundzie napełniania i zakończono w 360 sekundzie operacji. Wykonywanie zdjęć było opóźnione, tak aby zapobiec odbijaniu światła laserowego od dolnego menisku swobodnej powierzchni. Odbite światło laserowe padające bezpośrednio na matryce światłoczuła kamery mogło ja uszkodzić. Po 15 sekundach wysokość słupa cieczy była wystarczająca by laser prześwietlał całą objętość płynu i możliwe było wykonanie zdjęć. Napełnianie trwało 130 sekund. Po tym czasie wlot był zamykany rozpoczynając się etap wirowania i hamowania ruchu cieczy, co trwało kolejne 260 sekund. Do synchronizacji impulsów lasera i otwarcia przesłony kamery wykorzystano Timer Box (DantecDynamics, Dania). Dla analizy ekperymentalne użyto kadzi o proporcji H/D = 1 ze wzgledu na ograniczenia metody pomiarowej. Swobodna powierzchnia, która byłaby zbyt blisko obszaru pomiarowego rozpraszałaby światło lasera i przez to zaburzałaby prawidłowe odwzorowanie przepływu. Drugim ograniczeniem był czas pomiędzy impulsami lasera, który warunkuje ilość możliwych do wykoniania zdjęć, a tym samym zebranych danych w trakcie trwania analizowanego zjawiska.

# 6.5. Propozycje modyfikacji dennicy kadzi

Na podstawie analizy literatury i poprzednich badań zbudowano 5 wariantów elementów, których krotności utworzyły formy geometryczne modyfikujące dennicę kadzi klasycznej. Celem modyfikacji było poprawienie warunków tworzenia się stożka osadu. Elementy stanowiły wycinki rzutu spirali Ekmana na powierzchnię (rys. 25). Spirala została zorientowana w odniesieniu do wlotu tak, jak wskazano strzałką na rysunku 25a. Na czerwono oznaczono wybrane fragmenty stanowiące podstawę zabudowy danego wariantu elementu.



Rys. 25. Wycinki spirali Ekmana jako podstawa do budowy przestrzennych modyfikacji dennicy kadzi:
a) zorientowana spirala Ekmana w odniesieniu do wlotu; na czerwono wybrane fragmenty spirali: b)
R1; c) R2; d) R3; e) R4; f) R5

Elementy zostały wydrukowane za pomocą technologii druku 3D metodą FDM (*z ang. Fused Deposition Modeling*), która została opisana w Królikowski i in. (2019). Do wydruku wykorzystano czarny, matowy filament (ABS, termopolimer akrylonitrylobutadieno-styrenowy), tak aby elementy jak najmniej rozpraszały światło lasera (rys. 26b). Element miał przekrój o kształcie półkoła, o promieniu 3,5 mm (rys. 26a). Ze wzoru (9) wyliczono, iż wysokość warstwy przydennej w analizowanej kadzi laboratoryjnej na początku wirowania wynosi 9,6 mm, stąd też element o wysokości 3,5 mm nie powinien zaburzać przepływu wtórnego przy dnie zbiornika, przy czym to założenie było możliwe do zweryfikowania tylko za pomocą symulacji komputerowych. Na rysunku 27 przedstawiono widok 20 propozycji modyfikacji dennicy kadzi, które zostały przeanalizowane za pomocą metody PIV. Za punkt startowy przyjęto położenie danego wycinka na całej spirali (wg rys. 25b-f). Kolejne krotności rozmieszczano względem krawędzi dennicy zachowując symetrię ułożenia, czyli takie same kąty przesunięcia pomiędzy poszczególnymi fragmentami.



Rys. 26. Fragmenty spirali: a) przestrzenna reprezentacja; b) zdjęcie wydruku 3D



Rys. 27. Modyfikacje dennicy kadzi w czterech wariantach ułożenia dla każdego fragmentu spirali

#### 6.5.1. Analiza wyników pomiarów

Do analizy i interpretacji obrazów wykorzystano oprogramowanie DynamicStudio v6.7 (DantecDynamics, Dania). Z kamery uzyskano surowe zdjęcia rozmieszczenia posiewu (rys. 28a). Kolejnym krokiem było wykonanie maski (rys. 28b), która usuwa z analizowanego obszaru elementy stałe, takie jak zabudowa dennicy i ściany. Elementy stałe rozpraszały światło dając rozbłyski rozproszonego światła (tzw. bliki), które dawały podczas analizy błędne wartości prędkości w polu ekspozycji.



Rys. 28. Opracowanie danych z pomiarów PIV: a) obraz surowy; b) przykładowa maska; c) przykładowa mapa wektorowa; d) średnice pobierania danych

Dla każdego wariantu zabudowy dennicy wykonano osobną maskę. Do wyznaczenia wektorowych map pola prędkości (rys. 28c) wykorzystano algorytm korelacji adaptacyjnej (*Adaptive PIV*). Dodatkowo z map pobrano wartości prędkości z dwóch przecinających się pod kątem prostym średnic D1 i D2 przesuniętych w odniesieniu od wlotu o kąt ±45° (rys. 28d).

DantecDynamics sugeruje wykorzystanie algorytmu *Adaptive PIV* do analizy obrazów. Jest to automatyczna i adaptacyjna metoda obliczania wektorów prędkości w oparciu o pary obrazów. Metoda ta umożliwia iteracyjną regulację rozmiaru, kształtu i położenia poszczególnych obszarów (okien) iterrogacji w celu dostosowania do lokalnych gęstości posiewu, prędkości przepływu i gradientów prędkości. Obrazy cząstek poruszających się razem

w tym samym kierunku wygenerują pojedynczy silny pik na mapie korelacji krzyżowej, umożliwiając uzyskanie reprezentatywnego wektora przemieszczenia. Aby analiza ta była prawidłowa, lokalne gradienty przemieszczeń w płaszczyźnie muszą być pomijalne, a górna granica 0,05 piksela/piksel jest często sugerowana w literaturze (Keane i Adrian, 1992). Gdy występują silne gradienty przemieszczeń w płaszczyźnie, obszary iterrogacji są wypełnione przez skupiska cząstek poruszających się w różnych kierunkach. W konsekwencji, pik korelacji rozszerza się i deformuje wraz ze wzrostem gradientów, aż do momentu, gdy pik rozpada się na wiele wierzchołków (Scarano, 2002). Unikalny wektor przemieszczenia uzyskany z mapy korelacji nie jest już wtedy reprezentatywny dla pola przepływu. Niejednolite pola przemieszczeń i deformacje w obrazie cząstek stanowią zatem istotne źródło błędów PIV (Huang i in., 1993). W tym przypadku zastosowanie metody *Adaptive PIV* daje wyższy pik korelacji niż podczas analizy z wykorzystaniem korelacji krzyżowej.

Algorytm zawiera również opcje kontrolowania wielkości okna iterrogacji, filtrowania częstotliwości oraz walidacji. Pierwsza iteracja zawsze wykorzystuje największy dozwolony rozmiar okna iterrogacji, natomiast kolejne iteracje pozwalają go zmniejszyć pod warunkiem, że gęstość cząsteczek jest wystarczająco duża. Minimalna wielkość okna jest natomiast wykorzystywana do określenia położenia wektorów. Zarówno w poziomie, jak i w pionie w obrębie danego obszaru algorytm rozmieszcza jak najwięcej wektorów (Dantec Dynamics. 2019).

Okna iterrogacji dla przepływu w kadzi ustawiono (w pikselach) kolejno jako 64×64, 32×32 oraz 16×16. Walidacja była stosowana, aby zapobiec zakłócaniu iteracji przez tzw. obserwacje odstające (czyli wartości odległe od pozostałych elementów próby), a tym samym obliczeniu wartości prędkości. Jest ona dokonywana poprzez zastosowanie najpierw walidacji wysokości piku dla krzyżowej korelacji obrazu, następnie porównując każdy wektor z jego sąsiadami za pomocą algorytmu uniwersalnej wartości odległej (*z ang. Universal Outlier Detection*).

Oprogramowanie posiada trzy metody walidacji w celu identyfikacji nieprawidłowych wektorów w oparciu o piki korelacji obrazu:

- wysokość piku (*z ang. Peak Height*) służy do ustalania stosunku sygnału do szumu. Tylko piki korelacji powyżej określonych wartość zostaną zachowane jako ważne;
- współczynnik wysokości piku (*z ang. Peak Height Ratio*) obliczany jest stosunek pomiędzy dwoma najwyższymi pikami korelacji. Proporcja ta musi być wyższa od zadanej wartości, aby obliczone przemieszczenie było zaakceptowane. Typowa wartość dla współczynnika wysokości szczytowej wynosi 1,2.
- współczynnik S/N-Ratio najpierw jest oceniany poziom szumu (tła) w płaszczyźnie korelacji przez algorytm średniej kwadratowej (*z ang. Root Mean Square*) ujemnych

wartości korelacji. Jeśli stosunek pomiędzy wysokością piku a poziomem szumu jest powyżej określonej wartości, obliczone przemieszczenie przyjmuje się za prawidłowe.

W niniejszej pracy zastosowano wszystkie trzy metody walidacji. Minimalną wartość wysokości piku ustawiono na 0,25, dla współczynnika wysokości piku wartość wyniosła 1,15, natomiast dla współczynnika S/N 4,0. Minimalną ilość cząstek w oknie iterrogacji ustawiono na 5, natomiast pożądaną na 10. Zastosowano limit 10 iteracji dla poszczególnych obliczeń. Dla algorytmu *Uniwersal Outlier Detection* ustalono okno o wymiarze 5×5 pikseli, który wystarczająco koryguje nieprawidłowe wektory, a jednocześnie nie powoduje zafałszowania wyników. Wymiar mniejszy – 3×3 pikseli jest bardzo mało wydajny i rzadko stosowany. Natomiast większy wymiar – 7×7 pikseli stosuje się, gdy jest dość duża ilość wektorów błędnych, a jednocześnie nie następuje deformacja odwzorowania pierwotnej struktury przepływu. Wartości okna dla *Uniwersal Outlier Detection* są zależne od rodzaju przepływu, im bardziej zróżnicowany i wirowy przepływ tym wartości powinny być większe. Od pewnego momentu zwiększanie tej wartości nie powinno powodować równicy w rezultatach. Jednak trzeba też pamiętać, że większe okno może spowodować "rozrost" mapy wektorowej dookoła oryginalnej mapy, ponieważ algorytm zacznie tworzyć wektory tam, gdzie ich brakuje mając dostateczną ilość wektorów do uśrednienia i tworzenia nowych (Dantec Dynamics. 2019).

Wartości omówionych parametrów, są dobierane na podstawie obserwacji obrazu. W przypadku czystego obrazu, gdy widoczny jest tylko sygnał od posiewu to walidacja nie jest potrzebna. Natomiast jeśli istnieją szumy, które zaburzają rezultaty to konieczny jest odpowiedni dobór parametrów analizy, pamiętając, że np. zbyt duża wartość "S/N" może "odciąć" wszystko na obrazie.

Dane liczbowe ze średnic D1 i D2 uśredniono uzyskując rozkład wartości prędkości przepływu pierwotnego na średnicy zastępczej. Lewy promień odnosił się do przepływu przy wlocie, a prawy promień do przeciwnej strony wlotu (rys. 26d). Ocenę warunków przepływu przeprowadzono w oparciu o analizę pięciu stanów. Są to:

- symetryzacja maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego porównanie maksymalnych wartości prędkości przepływu pobranych ze ścieżek pomiarowych znajdujących się na przeciwległych promieniach. Porównanie dotyczy stanu, w którym uzyskuje się najmniejsze różnice wartości prędkości dla rozpatrywanego czasu wirowania;
- symetryzacja położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego porównanie położenia tych wartości na osi zbiornika (na przeciwległych promieniach).
   Porównanie dotyczy stanu, w którym uzyskuje się najmniejsze różnice położenia wartości prędkości dla rozpatrywanego czasu wirowania;

- stabilizacja strefy centralnej zmiana położenia centralnej strefy przepływu o najniższej wartości prędkości od osi zbiornika. Porównanie dotyczy stanu, w którym uzyskuje się najmniejsze zróżnicowanie odchyleń położenia centrum wiru w trakcie rozpatrywanego czasu rotacji;
- obniżenie wartości prędkości przepływu pierwotnego analiza stanu, dla którego następuje największa redukcja maksymalnej wartości prędkości przepływu pierwotnego, dla rozpatrywanego czasu wirowania w relacji do wartości początkowej prędkości wirowania;
- obniżenie wartości prędkości strefy centralnej analiza stanu, dla którego następuje największa redukcja maksymalnej wartości prędkości przepływu w strefie centralnej, dla rozpatrywanego czasu wirowania w relacji do wartości początkowej prędkości wirowania.

Ocenę symetryzacji dokonano za pomocą funkcji symetrii (FS<sub>r</sub>) poszczególnych par wartości prędkości w dziewięciu krokach czasowych. W przypadku pełnej symetrii FS<sub>r</sub> powinna wynosić 0 (Błażkiewicz i in., 2014). Poszukiwano więc rozwiązań o najniższej wartości FS<sub>r</sub>. Funkcję symetrii na podstawie różnic wartości przyjęto jako wartość procentową:

$$FS_r = \frac{\sum_{i=1}^{n} \left( \frac{x_{Li} - x_{Pi}}{(x_{Li} + x_{Pi}) \cdot 0.5} \right)}{n} \cdot 100\%, \tag{69}$$

gdzie:

x<sub>L</sub> – maksymalna wartość analizowanej zmiennej na lewym promieniu;

x<sub>P</sub> – maksymalna wartość analizowanej zmiennej na prawym promieniu;

n – liczba kroków czasowych.

Do oceny symetryzacji pod względem położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego także wykorzystano wzór (69), natomiast za zmienne podstawiono położenie wartości maksymalnej prędkości przepływu. Wyrażono je jako ułamek promienia kadzi  $\frac{L}{R}$ , *gdzie R* = 0,143 *m*. Ponadto za pomocą wyrażenia (70) wyznaczono różnicę procentową pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości oraz położenia tych wartości (Bernards i in., 2017):

$$r\acute{o}znica\ procentowa = \frac{x_L - x_P}{(x_L + x_P) \cdot 0.5} \cdot 100\%. \tag{70}$$

Aby oszacować stopień odchylenia minimalnej wartości prędkości centrum wiru od osi zbiornika wykorzystano położenia tych wartości jako ułamek promienia kadzi  $\frac{L}{R}$ . Uzyskano w ten sposób funkcję symetryzacji położenia środka – FS<sub>PŚ</sub>:

$$FS_{PS} = \frac{\sum_{i=1}^{n} \left(\frac{L_{Si}}{R}\right)}{n} \cdot 100\%.$$

$$\tag{71}$$

W sytuacji niezaburzonego przepływu, gdzie wartość minimalna jest zawsze w osi, suma wyniosłaby 0.

# 7. WYNIKI POMIARÓW I ANALIZ

Na początek zaprezentowano wyniki pomiarów reologicznych wybranych brzeczek i osadów gorących pobranych z browaru przemysłowego średniej wielkości Analizę wyników przepływu w kadzi wirowej podzielono na dwie części: numeryczną oraz eksperymentalną. W pierwszej części przedstawiono wyniki symulacji dla kadzi klasycznej. Następnie przedstawiono rezultaty badań eksperymentalnych. Ocenę wpływu modyfikacji dennicy na przepływ brzeczki w kadzi wirowej dokonano na podstawie pomiarów PIV. Wyniki te omówiono w dwóch etapach: wstępnej oceny przepływu na postawie map wektorowych pól prędkości przepływu pierwotnego oraz selekcji najkorzystniejszych wariantów na postawie wartości prędkości tego przepływu. Na koniec przedstawiono symulacje komputerowe formowania się stożka osadu dla wyselekcjonowanych wariantów..

# 7.1. Wyniki pomiarów reologicznych

Właściwości reologiczne osadów oceniano na podstawie krzywych lepkości pozornej w postaci pętli histerezy (rys. 29). Każda próbka wykazywała nieliniową zależność lepkości od szybkości ścinania. Można zatem stwierdzić, że osad goracy jest płynem nienewtonowskim. Lepkość pozorna wzrastała przy bardzo niskiej szybkości ścinania, a po osiągnięciu wartości maksymalnej wyraźnie obniżała się, po czym wykazywała tendencję do ustabilizowania się na względnie stałej wartości. Wraz ze wzrostem szybkości ścinania, osad gorący wykazywał mniejszą lepkość pozorną, co świadczy o jego rozrzedzaniu. Dla zawiesin przy bardzo niskich prędkościach, lepkość jest stała - jest to region newtonowski zerowej szybkości ścinania; podobnie, dla bardzo wysokich prędkości ścinania, obserwuje się region newtonowski przy szybkości ścinania dążącej do nieskończoności. Zawiesiny osadu gorącego wykazywały pozorne zagęszczanie ścinaniem, polegające na wzroście wartości lepkości wraz ze wzrostem szybkości ścinania. Wynika to raczej z obecności granicy płynięcia związanej ze struktury czastek (Hsu i in., 2018). Po przekroczeniu granicy płynięcia następuje rozrzedzanie ścinaniem. Osad nie wykazuje więc obecności regionu newtonowskiego zerowej szybkości ścinania. Pojawia się natomiast region newtonowski przy szybkości ścinania dążącej do nieskończoności.



Rys. 29. Krzywe lepkości pozornej osadu gorącego w funkcji szybkości ścinania w czterech temperaturach: a) osad z brzeczki 12,5°P (70% słód jęczmienny + 30% jęczmień niesłodowany); b) osad z brzeczki 14,1°P (100% słód jęczmienny); c) osad z brzeczki 16,1°P (55% słód jęczmienny + 45% jęczmień niesłodowany); d) osad z brzeczki 18,2°P (55% słód jęczmienny + 45% jęczmień niesłodowany)

Zmiany lepkości pozornej oceniono w różnych temperaturach. Napręzenia przy wzrastającej szybkości ścinania ulegała redukcji, co świadczy o tym, że osad gorący stawał się mniej odporny na przepływ. Jednakże w temperaturze 80°C lepkość wzrosła. Po każdym badaniu oznaczano zawartość wody w próbkach, przez co wykluczono odparowanie wody i wzrost lepkości w związku ze wzrostem suchej masy. Różnice w wartości lepkości są najbardziej widoczne przy wysokich wartościach szybkości ścinania. W tabeli 4 porównano wartości lepkości maksymalnej, lepkości przy szybkości ścinania dążącej do nieskończoności oraz lepkości powrotnej (po odbudowie struktury), a także podano wartości pola pętli histerezy oraz wartości granicy płynięcia.

Najwyższe wartości lepkości pozornej w każdej temperaturze odnotowano dla osadu z brzeczki 14°P, czyli z warki wykonanej w pełni ze słodu jęczmiennego (rys. 29b). Natomiast najniższe wartości lepkości pozornej odnotowano dla osadu z brzeczki 12, czyli z warki, w której 30% wsadu stanowił jęczmień niesłodowany (rys. 29a). Wartości lepkości pozornej osadów z warek 16 i 18 były zbliżone do osadu 12 (rys. 29c i d).

| $\eta_{max} [Pa \cdot s]$ |                       |         |         |         |  |  |  |  |
|---------------------------|-----------------------|---------|---------|---------|--|--|--|--|
|                           | 20 [°C]               | 40 [°C] | 60 [°C] | 80 [°C] |  |  |  |  |
| 12                        | 340,8                 | 213,9   | 136,7   | 219,6   |  |  |  |  |
| 14                        | 4630,0                | 1970,1  | 919,6   | 979,5   |  |  |  |  |
| 16                        | 559,2                 | 341,3   | 223,5   | 330,2   |  |  |  |  |
| 18                        | 557,6                 | 310,8   | 215,5   | 320,1   |  |  |  |  |
|                           | η <sub>∞</sub> [Pa·s] |         |         |         |  |  |  |  |
| 12                        | 4,1                   | 2,9     | 1,9     | 1,3     |  |  |  |  |
| 14                        | 9,1                   | 4,8     | 9,8     | 7,3     |  |  |  |  |
| 16                        | 4,2                   | 3,0     | 2,4     | 1,5     |  |  |  |  |
| 18                        | 7,4                   | 4,0     | 2,5     | 2,0     |  |  |  |  |
| $\eta_{pow} [Pa \cdot s]$ |                       |         |         |         |  |  |  |  |
| 12                        | 157,2                 | 103,6   | 84,57   | 62,17   |  |  |  |  |
| 14                        | 557,4                 | 271,2   | 490,5   | 383,2   |  |  |  |  |
| 16                        | 158,7                 | 92,55   | 110,2   | 66,38   |  |  |  |  |
| 18                        | 277,7                 | 200,6   | 111,3   | 105,6   |  |  |  |  |
| ΔA [Pa s <sup>-1</sup> ]  |                       |         |         |         |  |  |  |  |
| 12                        | 2551,0                | 1535,0  | 341,9   | 933,7   |  |  |  |  |
| 14                        | 17620,0               | 9584,0  | 3153,0  | 3615,0  |  |  |  |  |
| 16                        | 4934,0                | 841,2   | 225,3   | 789,7   |  |  |  |  |
| 18                        | 4168,0                | 1161,0  | 1007,0  | 1254,0  |  |  |  |  |
| τ <sub>0</sub> [Pa]       |                       |         |         |         |  |  |  |  |
| 12                        | 116,6                 | 78,7    | 55,1    | 67,4    |  |  |  |  |
| 14                        | 975,6                 | 960,1   | 758,2   | 878,1   |  |  |  |  |
| 16                        | 137,4                 | 88,7    | 62,5    | 73,7    |  |  |  |  |
| 18                        | 148,6                 | 107,4   | 66,2    | 81,2    |  |  |  |  |

Tab. 4.Eksperymentalne wartości lepkości równowagowej, maksymalnej i powrotnej, powierzchni pętli<br/>tiksotropii i granicy płynięcia dla osadów gorących w różnych temperaturach

Dla każdego osadu lepkość równowagowa przy szybkości ścinania 50 s<sup>-1</sup> malała aż o średnio 99% w porównaniu do maksymalnych wartości. Lepkość równowagowa osadu 14 w każdej temperaturze była około dwa razy wyższa od pozostałych osadów. Najniższe wartości lepkości pozornej odnotowano w temperaturze 60°C. Natomiast największe obniżenie lepkości pozornej zauważono po podgrzaniu osadu z 20 do 40°C (największe obniżenie  $\eta_{max}$  wyniosło 57% dla osadu 14, w pozostałych przypadkach 40–44%). Po podgrzaniu do 60°C lepkość pozorna zmalała o dodatkowe 20% w odniesieniu do wartości w 20°C. W 80°C lepkość pozorna osadu wzrosła do wartości zbliżonych do  $\eta_{max}$  w 0°C. Maksymalne wartości lepkości pozornej osadów 12, 16 i 18 były o 2% niższe w temp. 80°C niż w 40°C, natomiast lepkość

osadu 14 była o 20% niższa w porównaniu do wartości w 40°C. W żadnej próbce nie zanotowano ubytku wody, który mógłby tłumaczyć wzrost lepkości w 80°C. Białka tworzące konglomeraty uległy denaturacji w czasie gotowania brzeczki (oraz formowania się osadu), więc denaturacja w trakcie pomiaru reologicznego nie następowała. Pomiar w 80°C był wykonany kilkukrotnie dla tej samej próby, zawsze otrzymywano taki wynik, co również wykluczyło denaturacje białek obecnych w zawiesinie. Możliwym wytłumaczeniem takiej sytuacji jest pęcznienie włókien podgrzanego osadu. Zwiększenie wartości lepkości pozornej było prawdziwe tylko przy początkowym ścinaniu, gdyż lepkość równowagowa malała wraz ze wzrostem temperatury w każdym rodzaju osadu. Największe obniżenie wartości  $\eta_{\infty}$  wystąpiło po podgrzaniu osadu do temp. 40°C.

Tiksotropię oceniano za pomocą testu pętli histerezy (rys. 30), która odnosi się do obszaru pomiędzy krzywymi lepkości w funkcji rosnącej i malejącej szybkości ścinania. Tiksotropia to obniżenie lepkości w czasie oraz zdolność materiału do odbudowy swojej struktury w czasie po usunięciu naprężeń (Houška i Žitný, 2017). Powierzchnia pętli zmieniała się wraz z temperaturą i zależała od rodzaju osadu gorącego.



Rys. 30. Pętle histerezy dla: a) osad z brzeczki 12,5°P; b) osad z brzeczki 14,1°P); c) osad z brzeczki 16,1°P; d) osad z brzeczki 18,2°P

Największą wartość pola powierzchni pętli odnotowano dla osadu 14, a najmniejszą dla osadu 12 (odpowiednio rys. 30b i a). Podobnie jak w przypadku maksymalnej wartości lepkości, wartość energii rozproszonej  $\Delta A$  malała wraz z temperaturą, ale rosła, gdy osad ogrzewano do 80°C. Gdy temperatura wzrosła z 20 °C do 40 °C, największą redukcje pola powierzchni pętli (o 83%) odnotowano w osadzie 16, a najmniejszą (o 40%) w osadzie 12. Dla osadu 14 zanotowano obniżenie o 45%, natomiast w przypadku osadu 18 obniżenie o 72%. Po ogrzaniu do temperatury 60°C pole powierzchni pętli histerezy osadów 12 i 14 zmniejszyło się o kolejne 40%, natomiast osadów 16 i 18 o ok. 3%. Po ogrzaniu do 80 °C pola powierzchni pętli histerezy osadów 16 i 18 wzrosły do wartości zbliżonych do tych w temperaturze 40 °C, natomiast dla osadów gorących 12 i 14 powierzchnie pętli były o ok. 30% większe od  $\Delta A$  w temp. 40 °C.

Im wyższa wartość pola powierzchni pętli histerezy, tym gorsza była regeneracja struktury. Osady gorące 14 i 18 charakteryzowały się najwyższymi wartościami  $\Delta A$  we wszystkich temperaturach (odpowiednio rys. 30c i d). Najlepszą regenerację struktury zaobserwowano dla osadów 12 w temperaturze 20°C. Niskie wartości pola powierzchni pętli histerezy w wyższych temperaturach wynikają nie tyle z odbudowy struktury, co ze znacznie większego zniszczenia przy rosnącej prędkości ścinania. Poza analizą pętli histerezy można porównać wartości lepkości maksymalnej oraz lepkości końcowej po powrocie–  $\eta_{pow}$ . Lepkość powrotna malała wraz ze wzrostem temperatury i nie wzrosła w temp. 80°C. Największa różnica w wartościach lepkości maksymalnej i powrotnej wystąpiła w osadzie 14 w 20°C,  $\eta_{pow}$  stanowiło 88%  $\eta_{max}$ . Najniższa różnica wystąpiła dla osadu 12 w 60°C,  $\eta_{pow}$  stanowiło 38%  $\eta_{max}$  w tej temperaturze.

Poza właściwościami rozrzedzania ścinaniem, osad gorący wykazywał również granicę płynięcia. Najwyższe wartości  $\tau_0$  zaobserwowano dla osadu 14, a najniższe dla osadu 12. Osady 16 i 18 charakteryzowały się bardzo podobnymi wartościami granicy płynięcia. Podobnie jak w przypadku lepkości maksymalnej, granica płynięcia malała wraz ze wzrostem temperatury, ale wzrosła w temperaturze 80°C. Największe obniżenie wartości  $\tau_0$  zanotowano w temperaturze 60 °C, średnio o 50%. Jedynie dla osadu 14 zaobserwowano redukcje tylko o 22%.

Jakubowski i in. (2016) wykorzystali metodę Shadow sizing by ocenić wielkość cząstek osadu gorącego dla 4 wartości ekstraktu (12,5; 14,1; 16,1 i 18,2) dla wytworzonej jedynie ze słodu jęczmiennego oraz z 40% dodatkiem jęczmienia. Brzeczka ze słodu posiadała najwięcej cząstek o małych średnicach, co przełożyło się na bardzo wysoką lepkość osadów. Ta brzeczka charakteryzowała się także największą ilością cząstek w przeliczeniu na badaną objętość. W brzeczce 12 zidentyfikowano najmniej cząstek, były one także znacznie zróżnicowane pod względem wielkości, od bardzo dużych do bardzo małych. To wyjaśnia niską lepkość tego osadu. Dla brzeczek 16 i 18 odnotowano podobne rozkłady cząstek wielkościowo i ilościowo. Lepkości tych osadów były nieznacznie większe od lepkości osadu z brzeczki 12 i podobne między sobą.

Na rysunku 31a przedstawiono wykresy lepkości brzeczek w funkcji szybkości ścinania. Oznaczanie lepkości brzeczki w temperaturze 20°C jest jednym ze standardów oceny jakości, m.in. jest to standard EBC 8.4. Natomiast na rysunku 31b przedawniono wpływ temperatury na lepkość tego płynu, gdyż poszczególne etapy produkcji piwa zachodzą w różnych temperaturach.

Właściwości reologiczne brzeczek opisano modelem newtonowskim dla pomiarów lepkości w zależności od szybkości ścinania (72) oraz równaniem Arrheniusa (73) dla pomiaru lepkości w zależności od temperatury (Van Boekel, 2008; Bair, 2019):

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}},\tag{72}$$

gdzie współczynnik lepkości dynamicznej brzeczek wg modelu Newtona wyniosły:

- brzeczka 12  $\eta$  = 2,163 mPa·s;
- brzeczka 14  $\eta$  = 2,218 mPa·s;
- brzeczka 16  $\eta$  = 2,319 mPa·s;
- brzeczka 18  $\eta$  = 2,528 mPa·s.

Uogólnione równanie modelu Arrheniusa dla brzeczek:

$$\eta = \eta_0 exp\left(\frac{E_a}{RT_0}\right),\tag{73}$$

gdzie  $\eta_0$  to stała materiałowa odpowiadająca lepkości równowagowej,  $E_a$  to energia aktywacji oraz  $T_0$  to temperatura stałej materiałowej, nazywana temperaturą upłynnienia. Współczynniki równania Arrheniusa dla poszczególnych brzeczek przedstawiono w tabeli 5. W 80°C wartości lepkości wyniosły odpowiednio:

- brzeczka 12  $\eta$  = 0,709 mPa·s;
- brzeczka 14  $\eta$  = 0,716 mPa·s;
- brzeczka 16  $\eta$  = 0,746 mPa·s;
- brzeczka 18  $\eta$  = 0,777 mPa·s.



Rys. 31. Wykresy lepkości brzeczek w funkcji: a) szybkości ścinania; b) temperatury

Tab. 5. Współczynniki równania Arrheniusa

| Brzeczka | $\eta_0 \left[ mPa \cdot s \right]$ | $E_a \left[\cdot 10^4 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} ight]$ | T <sub>0</sub> [°C] |
|----------|-------------------------------------|--|---------------------|
| 12       | 1,06                                | 1,57   | 50,75               |
| 14       | 1,06                                | 1,78   | 50,75               |
| 16       | 1,13                                | 1,80   | 50,51               |
| 18       | 1,13                                | 1,85   | 50,51               |

Dla wszystkich badanych temperatur stwierdzono, że krzywe przepływu osadu gorącego mają taką samą krzywiznę. Istnieje kilka modeli matematycznych opisujących zależność pomiędzy lepkością a szybkością ścinania płynów nienewtonowskich. Do estymacji parametrów modeli zastosowano procedurę minimalizacji Marquardta-Levenberga jako kryterium minimalizacji (Żmudziński i in., 2021). Funkcja celu została sformułowana jako:

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^{N} (\eta_i - \eta)^2 \to min.$$
(74)

Wyniki dopasowania modeli wykładniczych do danych doświadczalnych nie były satysfakcjonujące ze względu na niskie wartości  $R^2$  i wysokie wartości  $\chi^2$  funkcji celu. Osad gorący wykazał obecność granicy płynięcia, osiągając wartość szybkości ścinania 0,5 s<sup>-1</sup> materiał płynął. Ponadto, przejście pomiędzy dolnym i górnym obszarem newtonowskim jest strome i reprezentuje silne właściwości rozrzedzania ścinaniem. Model Cross'a wybrano ze względu na charakterystyczny kształt zmian lepkości pozornej w funkcji szybkości ścinania – rys. 32 (Cross, 1965; Xie i Jin, 2015; Gallagher i in., 2019). Jest on odpowiedni dla zawiesin i roztworów polimerowych. Chociaż model ten najlepiej oddaje warunki równowagi, to w sytuacji, gdy inne modele nie dawały interpretowalnych parametrów, zdecydowano się na zastosowanie modelu:

$$\boldsymbol{\eta} = \boldsymbol{\eta}_{\infty} + \frac{(\boldsymbol{\eta}_0 - \boldsymbol{\eta}_{\infty})}{1 + (\boldsymbol{K} \cdot \dot{\boldsymbol{\gamma}})^m}$$
(75)

Lepkość przy zerowym ścinaniu  $\eta_0$  definiuje właściwości materiałowe i stabilność zawiesiny. Parametr ten może być wykorzystany do śledzenia zmian zachodzących w roztworze podczas przetwarzania lub formulacji. Natomiast lepkość przy szybkości ścinania dążącej do nieskończoności  $\eta_{\infty}$  określa zachowanie się produktu przy bardzo dużym odkształceniu. Bezwymiarowy parametr *m* jest parametrem zachowania płynu (parametr Cross'a). Wyraża on zależność lepkości od szybkości ścinania w obszarze rozrzedzania ścinaniem. Jeżeli *m* ma wartość zerową, oznacza to zachowanie newtonowskie, jeżeli *m* dąży do jedności, oznacza to rosnące właściwości ścinające (Xie i Jin, 2015; Hauswirth i in., 2020). Parametr *K* może być rozumiany jako stała czasowa – najbardziej prawdopodobny czas charakterystyczny dla badanego materiału.

W tabeli 6 przedstawiono wartości parametrów równania modelu Cross'a. Dla większości modeli współczynnik korelacji wyniósł > 0,9, najniższe wartości otrzymano dla krzywej lepkości osadu z brzeczki 18 w 80°C (R = 0,88) oraz osadu z brzeczki 16 w 80°C (R = 0,90). Jak pokazano w tabeli 7 mimo wysokich wartości R<sup>2</sup>, model jednak zaniża wartości lepkości maksymalnej osadów (najbardziej w temperaturze 80°C), natomiast zawyża wartości lepkości równowagowej (największe rozbieżności występują dla temperatury 60°C). W modelu Crossa drugi zakres newtonowski jest dużo wyraźniejszy niż to co prezentuje osad gorący. Można także zauważyć, że wzrost temperatury implikuje zmniejszenie wartości stałej czasowej *K*. Można to tłumaczyć osłabieniem oddziaływań pomiędzy białkami, a związkami fenolowymi. W konsekwencji obserwuje się niższe wartości lepkości pozornej. Ponadto silna zależność lepkości pozornej od temperatury może świadczyć o niskiej energii aktywacji przepływu, tzn. energii potrzebnej do zainicjowania przepływu.



Rys. 32. Model Cross'a; model dopasowano do krzywych z zakresu szybkości ścinania 0,5 do 50 s<sup>-1</sup>
|        | T [°C] | Cross     |           |       |       |       |      |  |
|--------|--------|-----------|-----------|-------|-------|-------|------|--|
| Próbka |        | Parametry |           |       |       | 2     | D2   |  |
|        |        | η₀ [Pa·s] | η∞ [Pa·s] | K [s] | m [-] | χ-    | ĸ    |  |
| 12     | 20     | 315,8     | 4,8       | 1,1   | 0,4   | 170,7 | 0,93 |  |
|        | 40     | 173,1     | 2,8       | 1,0   | 0,6   | 90,8  | 0,92 |  |
|        | 60     | 130,2     | 2,8       | 0,9   | 0,7   | 55,6  | 0,95 |  |
|        | 80     | 153,5     | 1,5       | 0,7   | 0,9   | 186,4 | 0,85 |  |
| 14     | 20     | 4332,3    | 7,4       | 1,9   | 0,5   | 198,1 | 0,89 |  |
|        | 40     | 1526,2    | 3,4       | 1,2   | 0,7   | 691,6 | 0,84 |  |
|        | 60     | 701,4     | 15,3      | 0,9   | 0,9   | 211,6 | 0,93 |  |
|        | 80     | 759,7     | 9,7       | 0,8   | 0,9   | 292,2 | 0,90 |  |
| 16     | 20     | 528,8     | 3,4       | 1,3   | 0,4   | 221,7 | 0,88 |  |
|        | 40     | 315,4     | 2,6       | 1,2   | 0,4   | 176,9 | 0,87 |  |
|        | 60     | 187,5     | 3,8       | 1,0   | 0,8   | 112,8 | 0,94 |  |
|        | 80     | 220,5     | 2,7       | 0,9   | 0,4   | 280,4 | 0,84 |  |
| 18     | 20     | 534,5     | 7,8       | 1,1   | 0,4   | 125,7 | 0,94 |  |
|        | 40     | 286,7     | 6,5       | 1,0   | 0,6   | 85,5  | 0,92 |  |
|        | 60     | 169,8     | 3,7       | 0,9   | 0,8   | 126,3 | 0,92 |  |
|        | 80     | 215,2     | 3,1       | 0,6   | 0,3   | 145,9 | 0,86 |  |

Tab. 6. Parametry modelu Crossa dla osadów gorących

Tab. 7.Porównanie wartości lepkości maksymalnych i lepkości równowagowej z pomiarów<br/>eksperymentalnych oraz z modelu Crossa

| Wyniki eksperymentalne  |       |       |                       | Paramenty modelu       |      |       |        |       |       |
|-------------------------|-------|-------|-----------------------|------------------------|------|-------|--------|-------|-------|
| η <sub>max</sub> [Pa·s] |       |       | $\eta_0 [Pa \cdot s]$ |                        |      |       |        |       |       |
| Osad                    | 20°C  | 40°C  | 60°C                  | 80°C                   | Osad | 20°C  | 40°C   | 60°C  | 80°C  |
| 12                      | 340,8 | 213,9 | 136,7                 | 219,6                  | 12   | 215,8 | 173,0  | 130,2 | 153,5 |
| 14                      | 4630  | 1970  | 919,6                 | 979,5                  | 14   | 4332  | 1526,0 | 701,4 | 759,7 |
| 16                      | 559,2 | 341,3 | 223,5                 | 330,2                  | 16   | 528,8 | 315,4  | 187,5 | 220,5 |
| 18                      | 557   | 310,8 | 215,5                 | 320,1                  | 18   | 534,5 | 286,7  | 169,8 | 215,2 |
| η <sub>∞</sub> [Pa·s]   |       |       |                       | $\eta_{\infty}$ [Pa·s] |      |       |        |       |       |
| Osad                    | 20°C  | 40°C  | 60°C                  | 80°C                   | Osad | 20°C  | 40°C   | 60°C  | 80°C  |
| 12                      | 4,135 | 2,878 | 1,912                 | 1,302                  | 12   | 4,757 | 2,76   | 2,839 | 1,477 |
| 14                      | 9,106 | 4,808 | 9,881                 | 7,254                  | 14   | 7,426 | 3,443  | 15,33 | 9,698 |
| 16                      | 4,259 | 2,988 | 2,48                  | 1,515                  | 16   | 3,429 | 2,586  | 3,81  | 2,736 |
| 18                      | 7,404 | 4,017 | 2,544                 | 2,033                  | 18   | 7,801 | 6,47   | 3,689 | 3,173 |

Osad gorący wykazał właściwości rozrzedzania ścinaniem i znaczną tiksotropię. Najwyższą wartość pola histerezy odnotowano dla osadu gorącegi ze wsadu z jęczmienia słodowanego. Najniższą wartość pola histerezy odnotowano dla osadu gorącego otrzymanego z 30% dodatkiem surowego jęczmienia. Pomimo wyższej lepkości newtonowskiej brzeczki o ekstrakcie 18,2°, maksymalna lepkość osadu gorącego była o około 3% niższa niż lepkość osadu gorącego z brzeczki o ekstrakcie16,1°. Lepkość przy szybkości ścinania dążącej do nieskończonosci była wyższa dla osadu gorącego z brzeczki 18,2° średnio o 34% niż dla osadu gorącego z 16,1°. Różnice pomiędzy osadami, szczególnie 16,1° i 18,1°, mogą wynikać z rodzaju chmielu użytego do gotowania. Niestety, ze względu na charakter produkcji i poufność receptury, nie można było porównać wpływu rodzaju chmielu na parametry osadów.

## 7.2. CFD przepływu w kadzi klasycznej

W tym podrozdziale omówiono trójfazowy model komputerowy dla kadzi klasycznej. Dotychczasowe analizy symulacyjne były prowadzone dla modelu dwufazowego z założeniem, że jest to wirująca ciecz i stacjonarne powietrze (Jakubowski i in., 2014; Jakubowski i in., 2019). Na granicy tych faz formowała się swobodna powierzchnia. W pracy zaproponowano rozszerzenie istniejącego modelu o fazę osadu gorącego rozproszoną w ośrodku ciągłym cieczy (brzeczki). Wykonano obliczenia napełniania i wirowania mieszaniny, analizując ruch i tworzenie się jego stożka. Dane materiałowe odpowiadały brzeczce i osadowi gorącemu oddzielanemu po etapie gotowania z chmielem. Przeanalizowano także wartości prędkości cząstek osadu. Wyniki symulacji kadzi o smukłości H/D = 1 zostały poddane krytyce naukowej i opublikowane w liczącym się czasopiśmie indeksowanym z zakresu inżynierii żywności. Natomiast w niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki dla kadzi klasycznej o smukłości H/D = 0,5.

Problem modelowania wielofazowego w przypadku "efektu filiżanki herbaty" dotyczył zarówno kwestii właściwego podejścia modelowego do zagadnienia wielofazowego z separacją fazy stałej jak i specyfiki ruchu wirowego. W dostępnej literaturze istnieją opracowania dotyczące modeli CFD przepływu wielofazowego lub CFD ruchu wirowego. Jest niewiele opracowań łączących oba zagadnienia. Zamodelowanie sedymentującego osadu gorącego wymagało trudnego w praktyce zdefiniowania i doboru parametrów fazy rozproszonej, które rzetelnie mogłyby odzwierciedlać ruch cząstek oraz ich aglomerację w formie stożka.

Dla każdego elementu siatki identyfikowany jest udział fazowy osadu. Zgodnie z przebiegiem zjawiska "efektu filiżanki herbaty" opisanym pierwotnie przez Einstein (1926) i powielanym w opisie przez innych autorów (Tandon i Marshall, 2010; Long i in., 2014; Rahman i Andersson, 2018) osad gorący powinien gromadzić się w środkowej strefie dennicy kadzi wirowej, w formie geometrycznej zwartego stożka. W odróżnieniu od opisów, w praktyce produkcyjnej obserwowany jest stożek, który jest znacznie rozmyty. Znalazło to swoje potwierdzenie w wizualizacji wyników uzyskanych danych z CFD zaprezentowanych na rys. 33.

Na początku etapu napełniania dominowały niskie wartości udziału frakcji osadu – co sugeruje przewagę małych konglomeratów (rys. 33a–b). Wraz z upływem czasu identyfikowano coraz wyższe wartości VF<sub>osadu</sub> (rys. 33a-d). Cząstki podążały za przepływem brzeczki i były obecne w całej objętości, aż do początku etapu wirowania (rys. 29d). Na początku napełniania osad gorący przemieszczał się w przestrzeni zewnętrznej kadzi, w pobliżu połączenia dennicy i ściany zbiornika (rys. 33a). W miarę upływu czasu cząstki przemieściły się do środkowej strefy zbiornika (rys. 33b–d). Pod koniec etapu napełniania przeważały wysokie wartości udział fazy rozproszonej z zakresu od 0,44 do 0,88 (rys. 33a). Po zakończeniu napełniania osad był namywany do formy zwartego stożka i następował dalszy wzrost udziału VF<sub>osadu</sub> w elementach siatki (33e –f). Przez ostatnie 15 sekund wirowania nastąpiło ostateczne formowanie się stożka osadu, mimo to stożek pokrywał znaczną część dennicy (rys. 33h).



Rys. 33. Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania w kadzi klasycznej, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu : a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji (VF) osadu w poszczególnych elementach siatki)

W tabeli 8 przedstawiono zmiany średnicy stożka osadu w wybranych krokach czasowych. Dokonano pomiaru dwóch średnic podstawy względem osi *x* i po osi *y* (wg widoku z dołu na rys. 33), a następnie obliczono wartość średnią. Za stożek uznano te elementy siatki, które miały maksymalny udział frakcji fazy rozproszonej w danym kroku czasowym (na rys. 33 zaznaczone kolorem czerwonym). Zwarta forma geometrii stożka pojawiła się między 20-tą a 40-tą sekundą napełniania (wartość uśredniona średnicy wynisła 142 mm – rys. 33a-c). Do 65-tej sekundy średnica stożka zwiększyła się do wartości średniej 201 mm, a jego kształt był niesymetryczna (rys. 33d). Jednakże do 90-tej sekundy stożek uległ znacznemu rozmyciu i nie możliwe było określenie jego granic (rys. 33e). Sytuacja uległa zmianie dopiero miedzy 110-tą a 135-tą sekundą (rys. 33f-g). W tym kroku czasowym osad utworzył zwartą formę na peryferiach, natomiast w jego strefie centralnej zidentyfikowano średnie i niskie udziały frakcji (rys. 33g). Średnicę zastępczą zmierzono względem zewnętrznych granic stożka i wyniosła ona 256 mm. Do 180-tej sekundy stożek podlegał dalszemu namywaniu do strefy centralnej dennicy kadzi (rys. 33h). Ostatecznie średnica zastępcza stożka wyniosła 73,9% średnicy kadzi, czyli 222 mm.

| t [s] | d <sub>x</sub> [mm] | d <sub>y</sub> [mm] | d <sub>śr</sub> [mm] |  |
|-------|---------------------|---------------------|----------------------|--|
| 10    | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |
| 20    | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |
| 40    | 132                 | 152                 | 142                  |  |
| 65    | 216                 | 187                 | 201                  |  |
| 90    | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |
| 110   | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |
| 135   | 271                 | 240                 | 256                  |  |
| 180   | 237                 | 207                 | 222                  |  |

Tab. 8. Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych

n.u. – nie ustalono

Na rysunku 34 przedstawiono wykres zmiany udziału objętości osadu gorącego w porównaniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu. Rozkład objętości elementów, w których identyfikowane są cząstki osadu tłumaczy stan przedstawiony na rys. 33, dla którego możliwe jest stwierdzenie większej objętości osadu podczas wirowania niż w samym stożku. Wynika to z identyfikowania osadu w objętości elementów, a nie faktycznego udziału objętościowego osadu. Ta sama sytuacja dotyczy uformowanego osadu, dla którego z kolei udział frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu jest mniejszy niż samej objętości osadu. Z analizy wykresu wynika, iż w rozpatrywanym czasie symulacji fizyczna objętość osadu stabilizuje się po zakończeniu napełniania, a objętość VF frakcji rozproszonej maleje w trakcie wirowania. Dane eksperymentalne podają, iż udział fazy ciekłej w osadzie wynosi (w zależności od składu surowcowego) od 74 do 82%. W rozpatrywanym modelu w 180-tej sekundzie operacji klarowania objętości wynoszą ok 1,05·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup> (fizyczna objętość osadu

gorącego) i ok.  $0,84 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup> (objętość VF), natomiast objętość brzeczki wyniosła  $1,05 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup>. Objętość VF<sub>osadu</sub> stanowi 79% objętości fizycznej. Stąd można przyjąć ten parametr jako wyznacznik zagęszczenia osadu do oceny i porównania wpływu elementów zabudowy dennicy na formowanie się stożka osadu.



Rys. 34. Wykres zmiany udziału objętości fizycznej osadu gorącego w porównaniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu w trakcie symulacji komputerowej dla kadzi klasycznej

Analizę wartości prędkości brzeczki przeprowadzono się na wybranej wysokości, natomiast dla osadu możliwa była obserwacja w całej objętości. Stąd też porównanie wartości prędkości osadu oraz brzeczki jest trudne. Aczkolwiek, jak można zauważyć na rysunku 35 cząstki o najwyższych wartościach prędkości znajdowały się przy dennicy i w przyściennej strefie kadzi.



Rys. 35. Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania w kadzi klasycznej, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)

Na podstawie symulacji komputerowych można obserwować rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie sedymentacji. Najwyższe wartości prędkości  $(1,37 \text{ do } 1,52 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  fazy rozproszonej wystąpiły na początku napełniania (rys. 35a-b). Cząstki, które opadły na dno kadzi badź były zawieszone w strefie centralnej, w osi zbiornika, wykazywały skrajnie niskie wartości prędkości (rys. 35b-f). Pod koniec napełniania maksymalna wartość prędkości odnotowana dla osadu wyniosła  $6.98 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Najmniejsze cząstki (o najniższych wartościach VF) charakteryzowały się najwyższymi wartościami prędkości, te cząstki także najdokładniej podążają za ruchem cieczy. Najwyższe wartości prędkości cząstek osadu zaobserwowano także na peryferiach stożka (rys. 35f-h). Na tej podstawie można przypuszczać, iż oddziaływanie na przepływ brzeczki w odległości powyżej 0,7R może przyczynić się do szybszego namywania i uformowania zwartego stożka osaduMaksymalna wartość prędkość osadu na początku wirowania, wyniosła  $5,56 \cdot 10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>. Natomiast w przypadku brzeczki, na wysokości 4 mm nad powierzchnią dennicy kadzi, wartość prędkości przepływu wyniosła średnio  $9.18 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , czyli była o ok. 39% wyższa niż fazy rozproszonej. W kolejnym kroku czasowym, w 110-tej sekundzie klarowania, wartość prędkości cząstek osadu wyniosła 4,86·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, podobnie jak w przypadku brzeczki średnio 4,84·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. Po kolejnych 20 sekundach realizacji operacji maksymalna wartość prędkości cząstek osadu wyniosła 1,36·10<sup>-1</sup> m s<sup>-1</sup>, a dla brzeczki średnio 2,04·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, czyli ok. 30% wyższa wartość prędkości niż dla fazy rozproszonej. Na koniec wirowania maksymalna wartość prędkości cząstek osadu wyniosła  $0,07 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , a dla fazy ciągłej  $0,73 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

Na rysunku 36a przedstawiono wykres rozkładu wartości prędkości przepływu pierwotnego, w wybranych krokach czasowych, w trakcie wirowania. Największe różnice pod względem wartości prędkości przepływu zidentyfikowano w 90-tej sekundzie oraz w 180-tej sekundzie (ok. 11% różnicy). Natomiast w przypadku położenia tych wartości niesymetryczność zmniejszała się wraz z upływem czasu od różnicy położenia 7,3% do 2,6%. Przepływ charakteryzował się brakiem symetryczności pod względem maksymalnych wartości prędkości i ich położenia. Wartości FS<sub>r</sub> dla przepływu pierwotnego wyniosły pod względem symetryzacji maksymalnych wartości prędkości 7,75 oraz pod względem symetryzacji ich położenia 36,45. Centrum wiru charakteryzowało się niestabilnością, a FS<sub>pś</sub> wyniosło 1,39.

Na rys. 36b przedstawiono wykres zmian wartości prędkości przepływu wtórnego. Jego ważną cechą jest zasięg (długość po promieniu). Założono, że przepływ wtórny kończy się tam, gdzie wartość prędkości jest 10-krotnie niższa niż wartość maksymalna w danym kroku czasowym. Maksymalne wartości prędkości były niesymetryczne na początku wirowania:  $1,79 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $1,96 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Stan ten uległ zmianie po ok. 110-tej sekundzie i utrzymał się także ok. 135-tej sekundy. W 180-tej sekundzie maksymalne wartości prędkości przepływu

wtórnego wyniosły  $0,32 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,31 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Wartość FS<sub>r</sub> dla symetryzacji pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 6,67. Zasięg przepływu wtórnego był symetryczny na początku wirowania, niesymetryczność zidentyfikowano w 90-tej sekundzie i stan ten nie uległ zmianie do końca rozpatrywanego czasu wirowania. Na początku wirowania zasięg wiu wtórnego wyniósł 0,92R<sub>L</sub> oraz R<sub>P</sub>, a w 180-tej sekundzie 0,53R<sub>L</sub> i 0,61 R<sub>P</sub>, a wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 10,68.



Rys. 36. Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego w kadzi klasycznej, b) wtórnego w kadzi klasycznej w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, (gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne)

Na rysunku 37 przedstawiono mapy wektorowe przepływu wtórnego w kadzi klasycznej w wybranych krokach czasowych. Przepływ wtórny tworzą lokalne wiry skierowane do osi zbiornika występujące parami. Są to niestabilności przepływu, które powstają jako konsekwencja hamowania przepływu głównego w pobliżu ściany zbiornika kadzi. Zieloną ramką zaznaczono wiry Taylora, zwane również wirami Görtlera-Taylora (Hasheminejad i in., 2017). Natomiast czerwoną ramką zaznaczono przydenny przepływ namywający stożek osadu, na który składają się dwa przeciwstawne wiry (rys. 37a).



Rys. 37. Mapy wektorowe rozkładu pola prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 90 s; b) 110 s; c) 180 s dla kadzi klasycznej z symulacji komputerowej; zielona ramka – wiry Taylora; czerwona ramka – przepływ namywający

Maksymalne wartości prędkości przepływu zidentyfikowano dla przepływu przydennego, który był niesymetryczny pod względem kształtu. Po prawej stronie, gdzie zidentyfikowano dwa wiry Taylora, przepływ przydenny był spłaszczony. Sytuacja ta utrzymała się do 110-tej sekundy. Zidentyfikowano także więcej zawirowań w osi zbiornika (rys. 37b), które stanowią uzupełnienie układu zawirowań. System przepływów wtórnych jest układem dynamicznym. Z upływem czasu zmieniał się ich kształt i zasięg, a w przypadku

zawirowań umiejscowionych osiowo także kierunek i położenie. Od początku wirowania wyższe wartości prędkości przepływu były identyfikowane nie tylko dla przepływu namywającego, ale także w wirach Taylora. Pod koniec rozpatrywanego czasu wirowania zawirowania w osi zbiornika oraz wiry Taylora uległy rozproszeniu. Zwiększyła się wysokość wirów przepływu przydennego, a ich kształt był nieregularny (rys. 37c).

Na rysunku 38 przedstawiono wykres do weryfikacji modelu komputerowego. Wartości prędkości przepływu pierwotnego uzyskane w symulacji odniesiono do wartości prędkości przepływu pierwotnego uzyskane dla pomiaru eksperymentalnego. Dane eksperymentalne i symulacyjne zostały pobrane dla trzech odległości od osi zbiornika, które wynosiły odpowiednio 0,25, 0,5 i 0,75 długości promienia (R). Wartości liczbowe prędkości rejestrowano co dwie sekundy. Porównanie wyników ujawnia występowanie pewnych rozbieżności w zakresie wartości i profili prędkości przepływu dla analizowanych odległości na promieniu zbiornika. Dla badań eksperymentalnych profil prędkości dla czasu początkowego wirowania wykazał wyższe wartości prędkości. W późniejszej fazie wirowania rozkład prędkości przyjął jednak profil zbliżony do funkcji wykładniczej. Natomiast zmiana wartości prędkości maksymalnej uzyskanej z wyników analizy CFD miała w całym zakresie rozkład zbliżony do wykładniczego. W początkowej fazie wirowania wartości prędkości uzyskane z pomiarów PIV były wyższe od uzyskanych z CFD dla 0,75R, a dla pozostałych odległości kontrolnych zbliżone lub niższe. Jedynie dla odległości kontrolnej 0,25R. wartości prędkości uzyskane z PIV były niższe od tych, które zostały pobrane z wyników CFD. Po ok. 10 sekundach wirowania wartości prędkości przepływu pomierzone z eksperymentu i uzyskane z symulacji były zbliżone, jednak wartości z CFD były nieznacznie wyższe.



Rys. 38. Porównanie rozkładów wartości prędkości w trakcie wirowania uzyskanych z symulacji komputerowej CFD i badań eksperymentalnych PIV dla wybranych odległości na promieniu

Symulacje komputerowe są wartościowym narzędziem analizy zjawisk w zagadnieniach inżynierskich. Ich przydatność jest szczególnie widoczna dla problemów zmiennych w czasie. Możliwości śledzenia zawirowań oraz zmian wartości prędkości w modelach fizycznych kadzi wirowej są ograniczone, czy wręcz niemożliwie (ze względu na wtórny charakter przepływów). Model komputerowy pozwala na analizę zjawiska krok po kroku. Mimo wielu bezsprzecznych zalet, analiza symulacyjna takiego zagadnienia posiada jedną podstawową wadę: czas konieczny do wykonania obliczeń. Obliczenia modelu kadzi klasycznej trwały ponad 4 miesiące. Na tak długi czas obliczeń miał wpływ skrajnie krótki krok czasowy konieczny do prawidłowego zasymulowania zagadnienia napełniania i wirowania w podejściu dynamicznych (zmiennego w czasie), a także czas realizacji samego procesu klarowania.

W pracy zaproponowano 5 elementów zabudowy dennicy zbiornika, każdy w czterech wariantach ułożenia (form geometrycznych). W związku z tym podjęto decyzję by pełną analizę wpływu, zaproponowanych modyfikacji na przepływ w kadzi, przeprowadzić za pomocą cyfrowej anemometrii laserowej (PIV). Najkorzystniejsze warianty następnie przeanalizowano z wykorzystaniem modelu Euler – granularny ze śledzeniem granicy faz.

## 7.3. Wyniki badań PIV

W tej części pracy opisano wyniki pomiarów PIV. Na początku omówiono przepływ w kadzi klasycznej, która stanowi odniesienie dla przepływów w zmodyfikowanych kadziach. Zjawisko jest zmienne w czasie, stąd należy analizować zmiany w kolejnych krokach czasowych. Operacja klarowania składa się z etapu napełniania oraz wirowania. Ocena oddziaływania zabudowy dennicy na przepływ pierwotny została dokonana tylko dla etapu wirowania, który był rozpatrywany przez 230 sekund od zakończenia napełniania. Do analizy wybrano mapy uzyskane w odstępach czasu, co 30 sekund, aby zaprezentować najważniejsze zjawiska i zmiany. Do analizy wybrano więc dziewięć map wektorowych pola prędkości przepływu, które podzielono na dwa zestawy. Dla analizowanych modyfikacji taki podział pozwoli na łatwiejszy opis poszczególnych zjawisk. Natomiast dla kadzi klasycznej możliwe było przedstawienie obu etapów wirowania w ramach jednego rysunku. Pierwszy etap wirowania zawiera przedział czasu od zakończenia napełniania (zerowa sekunda) do połowy czasu wirowania (120 sek.). Drugi etap zaczyna się w 150-tej sekundzie i trwa do 230 sekundy, czyli końca wirowania. W ekspozycji poziomej wyróżniono strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości jednoznaczny z przepływem pierwotnym (pole 1 na rys. 39) oraz szeroki strumień o średnich wartościach prędkości (pole 3 na rys. 39), a także strefę przyścienną (pole 2 na rys. 39) i strefę centralną (pole 4 na rys. 39), gdzie wartości prędkości są najniższe (w tym zbliżone do zera).



Rys. 39. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w kadzi klasycznej w dwóch etapach wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

Sposób napełniania ma determinujący wpływ na rozkład prędkości przepływu w zbiorniku. Styczne napełnianie powoduje utrzymanie maksymalnych wartości prędkości przepływu przy ścianie zbiornika. Po pierwszych 30-tu sekundach wirowania przepływ pierwotny zmienia położenie przybierając kształt zbliżony do równomiernego torusa. Zmiana położenia najwyższych wartości prędkości przepływu wynika z hamowania przepływu w wyniku tarcia o ściany zbiornika. Przez kolejne trzydzieści sekund torus przemieszczał się bliżej centralnej strefy. Od 90-tej sekundy uległ on rozmyciu do lokalnie występujących zawirowań. Stan ten utrzymał się do końca wirowania, przy czym lokalne niestabilności stopniowo zanikały. Pod koniec rozpatrywanego czasu wirowania (230 sek.) najwyższe wartości prędkości przepływu pierwotnego znajdowały się bardzo blisko centralnej części zbiornika. Zidentyfikowano także nieliczne zawirowania w strefie pomiędzy obszarem

formowania się stożka a ścianą zbiornika. Strumień przepływu pierwotnego o średnich wartości prędkości był także rozproszony w postaci licznych zawirowań o charakterze lokalnym.

Początkowo strefa centralna, gdzie wartości prędkości przepływu były najmniejsze, zajmowała największą powierzchnię. Wraz z upływem czasu strefa ta uległa zmniejszeniu. Od 90-tej sekundy zmiany obszaru występowania strefy były nieznaczące. Można zatem uznać, że po tym czasie wirowania strefa centralna uległa ustabilizowaniu pod względem zasięgu. To samo dotyczy występowania strefy przyściennej przepływu.

Podobnie jak w przypadku klasycznej kadzi, w wariantach z fragmentem spirali Ekmana R1 (rys. 40), na samym początku wirowania strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości utrzymywał się przy ścianie zbiornika. Na początku wirowania przepływ ten zajmował największą powierzchnię w wariancie R1\_2, a w 30-tej sekundzie stwierdzono zmianę jego położenia w kierunku centralnej strefy dennicy zbiornika.



Rys. 40. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R1 w czterech wariantach, w I etapie wirowania, w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

W wariancie R1\_3 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości posiadał kształt równomiernego torusa. W pozostałych wariantach torus był nierównomierny, a po 60-tej sekundzie stwierdzono jego rozproszenie. Na początku wirowania strefa centralna dna zbiornika o zmodyfikowanych rozpatrywanych wariantach zabudowy, zajmowała mniejszą powierzchnię, niż zidentyfikowana dla zbiornika pozbawionego zabudowy. Natomiast dla strefy przepływu przyściennego stwierdzono stabilizację po 60-tej sekundzie, a w wariancie R1\_6 już po 30-tej sekundzie. W wariancie R1\_3 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości zmienił swoje położenie w kierunku osi zbiornika, jednocześnie tworząc równomierny torus. Dla wariantów R1\_2 i R1\_4 ten przepływ był najmniej regularny. W 90-tej sekundzie wirowania stwierdzono natomiast jego dalsze rozpraszanie się. Strumień średnich wartości prędkości przepływu utrzymywał się po wewnętrznej stronie elemetów stanowiących zabudowę, a strefa przyścienna pozostawała po zewnętrznej ich stronie. W strefie centralnej pojawiły się lokalne zawirowania, przy czym sama jej powierzchnia występowania nie uległa zmianie lub przemieszczeniu.

W drugim etapie wirowania (rys. 41) strumień przepływu o najwyższych wartościach prędkości nie zmieniał swojego położenia. Wartości przepływu konsekwentnie malały, co wynikało z rozpraszania energii kinetycznej przepływu. Od 150-tej sekundy stwierdzono jego występowanie tylko w wariantach R1\_2 i R1\_3. W pozostałych, zamiast równomiernego przepływu w kształcie zbliżonym do torusa, przeważały lokalne zawirowania tworzące efekt podwirowania. Od 210-tej sekundy na całej szerokości strumienia przepływu pierwotnego dla jego średnich wartości prędkości można było zidentyfikować pojedyncze (lokalne) zawirowania. Dla końcowego rozpatrywanego czasu wirowania w wariancie R1\_2, R1\_3 i R1\_6 stwierdzono prawie całkowity ich brak, także w pobliżu centralnej strefy dna zbiornika. W wariancie R1\_4 zidentyfikowano zawirowania na całej szerokości strumienia przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości, a w przypadku wariantów R1\_2 i R1\_3 grupy zawirowań. W wariancie R1\_4 i R1\_6 zaobserwowano zawirowania, przy czym były one drobne i rozproszone. Zasięg strefy przyściennej, w drugim etapie wirowania, zidentyfikowano ich największą powierzchnię występowania w wariancie R1\_3, gdzie także strumień o średnich wartościach prędkości uległ rozproszeniu. Nie stwierdzono natomiast zauważalnie zmian jego kształtu tylko w wariancie R1\_4.



Rys. 41. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R1 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

Na rysunku 42 przedstawiono mapy wektorowe pola prędkości przepływu w zbiorniku o dennicy zmodyfikowanej zabudową w postaci wycinka R2 spirali Ekmana. Na początku rozpatrywanego przedziału czasu wirowania strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości był umiejscowiony przy ścianie zbiornika. Po 30-tej sekundzie stwierdzono jego przemieszczenie w kierunku od ściany od osi zbiornika. Jednocześnie, w wariantach R2\_4 i R2\_6, przepływ przybrał kształt torusa. Stwierdzono także występowanie lokalnych zawirowań. Najwięcej z nich, dla strumienia głównego, zidentyfikowano

w wariancie R2\_4. Natomiast po 60-tej sekundzie główny strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości przyjął kształt torusa dla wariantów R2\_2, R2\_3 i R2\_6. W odróżnieniu od tego, dla wariantu zabudowy R2\_4 w przepływie głównym stwierdzono występowanie lokalnych zawirowań.



Rys. 42. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R2 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

Po 90-tej sekundzie zaobserwowano rozpraszanie strumienia przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości dla analizowanych wariantów, oprócz R2\_6, dla którego utrzymał się on nadal w formie torusa. Po 60-tej sekundzie we wszystkich analizowanych wariantach uformowała się strefa przyścienna, przy czym w wariancie R2\_4 i R2\_6 zidentyfikowano już po 30-tej sekundzie. Między 90-tą. a 120-tą sekundą obszar występowania strefy centralnej nie zmienił się we wszystkich wariantach oprócz R2\_4. W 120-tej sekundzie zaobserwowano, iż strefa centralna ma najmniejszą powierzchnię występowania w wariancie R2\_2 i R2\_6.

W drugim etapie wirowania (rys. 43) zawirowania powstałe po strumieniu przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości zmieniły swoje położenie w kierunku strefy centralnej. Równomierny przepływ w kształcie zbliżonym do torusa do 150-tej sekundy utrzymał się tylko w wariancie R2\_3. W pozostałych wariantach strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości charakteryzował się niesymetrycznością.



Rys. 43. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R2 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

We wszystkich rozpatrywanych wariantach lokalnie występujące zawirowania były obecne na całej szerokości strumienia przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości. W wariantach R2\_3, R2\_4 i R2\_6 najdłużej utrzymywały się zawirowania na strumieniu przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości. W wariantach R2\_3, i R2\_6 na końcu rozpatrywanego czasu wirowania, wystąpiły liczne i drobne zawirowania. Po 210-tej sekundzie strumień przepływu o średnich wartości prędkości uległ znaczącemu rozproszeniu, przy czym najmniej intensywnie dla wariantu R2\_6. W przypadku R2\_4 do 90-tej sekundy strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości był najwęższy. W wariantach R2\_3 i R2\_6 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości pomiędzy 120-tej a 150-tej sekundą zajął większą powierzchnię w porównaniu do pozostałych wariantów. W wariancie R2\_6 strumień ten przyjął formę niesymetryczną, a nie torusa. W przypadku wariantu R2\_4 i R2\_6 fragmenty spirali orientowały przepływ pierwotny do osi zbiornika już po 30-tej sekundzie, najwcześniej ze wszystkich zaproponowanych form geometrycznych zabudowy dennicy.

Na rysunku 44 przedstawiono mapy wektorowe pól prędkości przepływu pierwotnego w pierwszym etapie wirowania dla wariantu z fragmentem spirali R3 w czterech różnych położeniach. Na początku wirowania strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartości prędkości zidentyfikowano przy ścianie zbiornika w każdym wariancie. Dopiero po 60-tej sekundzie przyjął on kształt zwartego torusa w wariancie R3\_2. Dla pozostałych wariantów wystąpił w formie zawirowań. W wariancie R3\_6 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości w postaci toroidalnej zidentyfikowano po 90-tej sekundzie, natomiast w R3\_3 dopiero po 120-tej sekundzie. We wszystkich wariantach od 60-tej sekundzie, natomiast w R3\_3 dopiero po rozyścienna oraz ustabilizował się zasięg strefy centralnej.



Rys. 44. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R3 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

W drugim etapie wirowania (rys. 45) nastąpił dalszy spadek wartości prędkości przepływu pierwotnego i jego rozpraszanie. Toroidalny strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości zidentyfikowano w wariancie R3\_2 do 180-tej sekundy, a w wariancie R3\_6 do 150-tej sekundy. W wariancie R3\_3 po 210-tej sekundzie lokalne zawirowania przyjęły kształt przepływu toroidalnego. Największe rozproszenie strumienia przepływu o najwyższych wartościach prędkości stwierdzono dla wariantu R3\_4. Również strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości charakteryzował się występowaniem licznych zawirowań we wszystkich wariantów R3\_4 i R3\_6 stwierdzono występowanie lokalnych zawirowań. Najmniej zawirowań w strefie centralnej zidentyfikowano w ariancie R3\_3.



Rys. 45. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R3 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

Na rysunku 46 przedstawiono mapy pola prędkości przepływu pierwotnego dla kadzi z elementami zabudowy dna w postaci fragmentów spirali R4. Torus strumienia przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości był najszerszy w R4\_2, w porównaniu do pozostałych wariantów. We wszystkich wariantach po 30-tu sekundach strumień ten zmielił położenie przemieszczając się od ściany w kierunku centralnej strefy dna zbiornika. W wariantach R4\_2 i R4\_3 przyjął on kształt torusa po 60-tej sekundzie, przy czym przed tym czasem występował w formie lokalnych zawirowań. W wariancie R4\_4 i R4\_6 przepływ toroidalny stwierdzono dopiero po 90-tej sekundzie. Strefę przyścienną zidentyfikowano już po 30-tej ekundzie, a w pełni

uformowała się ona po 60-tej sekundzie. Pod koniec pierwszego etapu wirowania w wariancie R4\_2 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości uległ rozproszeniu i nie tworzył zwartego torusa. Natomiast w pozostałych wariantach toroidalny kształt przepływu utrzymał się do 150-tej sekundy (początek drugiego etapu wirowania). Zasięg strefy centralnej ustabilizował się pomiędzy 90-tą a 120-tą sekundą i charakteryzował się występowaniem lokalnych zawirowań.



Rys. 46. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R4 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień najwyższych wartości prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień średnich wartości prędkości; 4 – strefa centralna; strzałką zaznaczono kierunek napełniania

W drugim etapie wirowania (rys. 47) strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości utrzymał toroidalny kształt w wariancie R4\_4 aż do 210-tej sekundy. Dla pozostałych wariantów geometrycznych rozpatrywanej zabudowy jego rozproszenie do lokalnych zawirowań nastąpiło po 180-tej sekundzie. Największe rozproszenie strumienia przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości zidentyfikowano w wariancie

R4\_3, a najmniejsze w wariancie R4\_4. Liczne zawirowania w strumieniu średnich wartości prędkości przepływu zaobserwowano w wariantach R4\_2 i R4\_6. Utrzymywały się one przez cały drugi etap wirowania. Przepływ w strefie centralnej charakteryzował się występowaniem zawirowań lokalnych w każdym wariancie.



Rys. 47. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R4 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

W początkowym etapie wirowania, dla wariantów geometrycznych zabudowy dna elementami R5 (rys. 48) strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach

prędkości w kształcie torusa znajdował się przy ścianie zbiornika. Po 30-tej sekundzie rozszerzył on swój obszar występowania, przy czym nadal pozostawał w pobliżu ściany zbiornika. Po kolejnych 30-tu sekundach strumień ten przemieścił się bliżej osi zbiornika. Zabudowa dennicy wariantem fragmentu spirali R5 spowodowała uformowanie się licznych zawirowań dla strumienia przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości we wszystkich wariantach. W wariantach R5\_4 i R5\_6 strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości utrzymał przybliżony kształt torusa. Po 90-tej sekundy w wariancie R5\_2 uległ on rozproszeniu do lokalnych zawirowań. W wariantach R5\_4 i R5\_6 na koniec pierwszego etapu wirowania strefa przyścienna była. Do 90-tej sekundy we wszystkich wariantach zasięg strefy centralnej nie zmienił się. W wariancie R5\_3 stwierdzono występowanie najmniejszej ilości lokalnych zawirowań w tej strefie, natomiast w R5\_2 i R5\_6 zidentyfikowano ich najwięcej.



Rys. 48. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R5 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

W drugim etapie wirowania (rys. 49) strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości utrzymywał się w kształcie zbliżonym do torusa w wariancie R5\_3 do ok. 150-tej sekundy, a w wariancie R5\_4 do końca analizowanego czasu wirowania. W pozostałych wariantach nastąpiło jego rozproszenie w formie lokalnych zawirowań. W wariancie R5\_2 stwierdzono ich jednak najmniej. Również w wariancie R5\_2 strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości uległ rozproszeniu na licznie występujące, lokalne zawirowania. W miarę upływu czasu strumień ten zmniejszył swój obszar występowania. Najmniej zawirowań w strefie centralnej zaobserwowano w wariancie R5\_2.



Rys. 49. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R5 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)

Wizualna ocena wpływu zabudowy dna zbiornika na przepływ pierwotny w kadzi jest zaledwie początkiem analizy. Nie jest ona niestety w pełni niezależna od obserwatora. Należy oprzeć się na danych liczbowych, aby obiektywnie porównać warianty modyfikacji analizę. Przepływ pierwotny posiada krzywoliniowy tor ruchu. Podczas napełniania zbiornika prędkość maksymalna przepływu pierwotnego stale zmienia swoje położenie w kierunku do osi zbiornika, co również wykazano analizując mapy pól prędkości z pomiarów PIV. Bezpośrednio po zakończeniu napełniania wartość maksymalna prędkości wirowania występuje w pobliżu ściany zbiornika (rys. 50a). Pod wpływem tarcia o ścianę i dno zbiornika ciecz jest silnie hamowana, a wartość maksymalna prędkości zmienia swoje położenie od ściany w kierunku osi zbiornika (rys. 50b). W związku z tym, profil prędkości przyjmuje postać funkcji Bessela pierwszego rzędu. Dalsze wyhamowywanie rotacji przepływu pierwotnego odbywa się już jako konsekwentny, stały spadek wartości prędkości w całej objętości napełnienia kadzi. To również wykazano w wynikach pomiarów eksperymentalnych. Według Nielsen i True (1968) wartość maksymalna prędkości przepływu pierwotnego powinna ustalić się w odległości 0,62 promienia zbiornika jak przedstawiono na rysunku 50c.



Rys. 50. Teoretyczne profile prędkości przepływu pierwotnego w kadzi wirowej: a) napełnianie;b) początek wirowania; c) stabilizacja wirowania (według Nielsen i True, 1968)

Na rysunkach (51–62) przedstawiono wykresy rozkładów prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla kadzi klasycznej jako wariantu referencyjnego, oraz dla każdego z rozpatrywanych wariantów modyfikacji dennicy zbiornika. Prezentowane i omawiane wartości prędkości przepływu na wykresach są średnimi z dwóch ścieżek pomiarowych (wg rys. 28). Jak wykazano w opisie wektorowych map pola prędkości przepływu pierwotnego ulega on stałym zmianom oraz charakteryzuje się licznymi lokalnymi zawirowaniami. Wartości uśrednione uniezależniają ocenę od lokalnych niestabilności w postaci zmian wartości prędkości występujących chwilowo i lokalnie (Sterczyńska i in., 2020).

Bezpośrednio po zamknięciu zaworu na przewodzie rurowym podłączonym do wlotu kadzi prędkość przepływu jest najwyższa, przy czym znacząco niższa od nominalnej prędkości napełniania. W kadzi klasycznej maksymalna wartość prędkości przepływu na początku wirowania wynosiła  $4,11 - 4,19 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowiło jedynie 14% prędkości napełniania (odczytane na początku napełniania wskazanie na przepływomierzu wynosiło 3,00 m·s<sup>-1</sup>). Tak więc spadek prędkości w danym wariancie został odniesiony do prędkości początkowej etapu wirowania w kadzi, a nie wartości początkowej napełniania.

Na rysunku 51a przedstawiono wykresy rozkładu prędkości przepływu pierwotnego dla ścieżki pomiarowej po promieniu zbiornika (wartości średnich prędkości pobranych z dwóch średnic cząstkowych w 9 wybranych krokach czasowych) w kadzi klasycznej. Na rysunku 51b przedstawiono wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego i zmianę ich położenia w kolejnych etapach wirowania. Po trzydziestu sekundach wirowania wartość prędkości zmniejszyła się średnio o 19% w odniesieniu do prędkości początkowej wirowania. Po kolejnych 30-tu sekundach wartość prędkości maleje o ok. 52% w odniesieniu do wartości początkowej. Oznacza to, że przez pierwsze 60 sekund następuje znaczny spadek (hamowanie) wartości prędkości przepływu pierwotnego.



Rys. 51. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w kadzi klasycznej w wybranych krokach czasowych: a) rozkład wartości prędkości dla analizowanej ścieżki (średnica zbiornika); b) położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego

Od 150-tej sekundy wirowania zmiany wartości prędkości są coraz mniejsze, o ok. 5%, w ciągu kolejnych 30-tu sekund. Przez ostatnie 30 sekund wirowania wartość prędkości obniża się o niecały 1%. Na podstawie tego przyjęto, iż po 230-tu sekundach następuje prawie całkowite wyhamowanie przepływu w analizowanym zbiorniku kadzi laboratoryjnej. Ostatecznie wartości maksymalne prędkości przepływu w kadzi wirowej wyniosły  $0,59 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,58 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  czyli stanowiły średnio 85,9% wartości początkowej wirowania, co stanowi ok. 2% wartości prędkości napełniania.

W przypadku kadzi klasycznej FS<sub>r</sub> maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosła 3,14. Jest to wartość większa od zera, można więc uznać, iż pod względem wartości prędkości przepływ pierwotny w kadzi klasycznej nie jest symetryczny. Największa różnica pomiędzy lokalnymi maksymalnymi wartościami przepływu wystąpiła w 210-tej sekundzie, gdzie różnica pomiędzy wartościami po obu stronach wyniosła 11%. W pozostałych krokach czasowych różnice zawierały się w zakresie od 1,5 do 3,5%.

W kadzi klasycznej wystąpiła niesymetryczność położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego. Największe różnice położenia maksymalnych wartości wystąpiły pomiędzy 60-tą a 210-tą sekundą wirowania (od 53 do 38% różnicy pomiędzy wartościami po obu stronach). Ostatecznie wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,27R<sub>L</sub> i 0,23R<sub>P</sub> (16,7% różnicy pomiędzy wartościami po obu stronach). Wartość FS<sub>r</sub> położenia wartości maksymalnej przepływu pierwotnego dla kadzi klasycznej wyniosła 39,91. Jest to wartość większa od zera, czyli w trakcie wirowania nie następuje symetryzacja przepływu.

Innym problemem jest niestabilność strefy centralnej przepływu, czyli zmiana położenia wartości minimalnej prędkości przepływu w strefie centralnej (centrum wiru) w odniesieniu do osi zbiornika. Konsekwencją występowania tej niestabilności jest rozmywanie się zewnętrznych warstw formującego się stożka osadu. Na rysunku 52a oznaczono gwiazdką zidentyfikowane centrum wiru pierwotnego czyli położenie środka wiru cechującego się najniższą wartością prędkości. Na rysunku 52b przedstawiono zmiany wartości prędkości w kolejnych krokach czasowych oraz jego położenia w kadzi klasycznej.

W przypadku kadzi klasycznej na początku wirowania wartość prędkości wirowania w centrum wiru była najwyższa i wyniosła  $0,21 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Spadki wartości prędkości przepływu w strefie centralnej nie następowały wraz z upływem czasu. Najniższe wartości prędkości w centrum wir pojawiły się w 180-tej i 230-tej sekundzie. Takie naprzemienne wzrosty i spadki wartości prędkości w kolejnych krokach czasowych sugerują występowanie niestabilność przepływu w tej strefie i powstawanie efektu podwirowania, który przyczynia się do rozmywania obszarów peryferyjnych stożka osadu. Ostatecznie w centrum wiru zidentyfikowano wartość prędkości  $0,03 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi spadek o 85,7% w odniesieniu do wartości prędkości początkowej. Minimalna wartość prędkości przepływu (w centrum wiru) zmieniała położenie w pobliżu osi zbiornika, z nieznaczną przewagą odchylenia od osi w kierunku prawym (od  $0,04R_L$  do  $0,06R_P$ ). Pod koniec rozpatrywanego czasu wirowania najniższą wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano w osi zbiornika. W przypadku kadzi klasycznej FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,36. Jest to wartość większa od zera, a więc świadczy o niestabilności przepływu w strefie centralnej. Ograniczona przestrzeń cylindryczna zbiornika nie oddziałuje w pełni na stabilizację wirowania w separatorze.



Rys. 52. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w kadzi klasycznej: a) centrum wiru w osi zbiornika; b) wykres zmian minimalnych wartości prędkości oraz położenia centrum wiru w wybranych krokach czasowych

Na rysunku 53 przedstawiono wykresy rozkładu prędkości przepływu pierwotnego oraz zmian położenia maksymalnych wartości przepływu pierwotnego dla fragmentu spirali R1 w wybranych wariantach jej umiejscowienia. W kadzi w wariancie R1 2 na początku wirowania maksymalne wartości przepływu wyniosły 37,9·10<sup>-2</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 34,6·10<sup>-2</sup> m·s<sup>-1</sup> (9,2% różnicy). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartości te stanowiły średnio 87,6% początkowej wartości prędkości, tj.  $0,48 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,42 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 13,5%). Wartość FSr dla maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosła 6,67 i była najwyższa spośród wszystkich fragmentów spirali R1. Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu wystąpiła także w 210-tej sekundzie (14,5%). Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu w wariancie R1\_2 FS<sub>r</sub> wyniosła 22,55. Na początku wirowania torus przepływu pierwotnego był niesymetryczny, pod względem maksymalnej wartości prędkości oraz jej położenia (16,7% różnicy). Największą niesymetryczność zidentyfikowano w 210-tej sekundzie, gdzie różnica w położeniu maksymalnych wartości prędkości wyniosła 66,7% oraz od 90-tej do 150-tej sekundy, gdy różnice wyniosły 35–40%. Ostatecznie maksymalne wartości prędkości zidentyfikowano na 0,29R<sub>L</sub> oraz 0,32R<sub>P</sub> od osi zbiornika (6,9% różnicy). Była to najmniejsza niesymetryczność położenia maksymalnych wartości przepływu dla fragmentu spirali R1.

W kadzi w wariancie R1\_3 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $3,77 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $3,68 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 2,4%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 88,3% prędkości początkowej, czyli 0,47 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} oraz 0,40 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup> (różnica 2,5%). Wartość FS<sub>r</sub> dla maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego pod względem ich symetryzacji wyniosła 6,37, najniższa dla fragmentu spirali R1.



Rys. 53. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R1\_2; b) R1\_3; c) R1\_4; d) R1\_6; lewa kolumna – rozkład wartości prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego

Dla wariantu R1\_3ajwiększe różnice pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu zidentyfikowano pomiędzy 90-tą sekundą (12,7%) oraz 210-tą sekundą (różnica 16%). Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości FS<sub>r</sub> wyniosła 24,57, była to najniższa wartość dla fragmentu spirali R1. Od początku wirowania torus przepływu pierwotnego równomiernie migrował w kierunku osi zbiornika. Pomiędzy 120-tą a 180-tą sekundą pojawiła się zauważana niesymetryczność położenia maksymalnych wartości prędkości – ok. 23% różnicy. Ostatecznie prędkość maksymalną zidentyfikowano na 0,36R<sub>L</sub> oraz 0,21R<sub>P</sub> od osi zbiornika, w tym kroku czasowym procent różnicy wyniósł aż 51% i jest to największa końcowa wartość spośród czterech form geometrycznych fragmentu spirali R1.

W kadzi w wariancie R1\_4 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 30,89·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,73·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 4,2%). Ostatecznie wyniosły one średnio 88,7% prędkości początkowej, czyli 0,44·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,42·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 5,7%). Wartość FS<sub>r</sub> dla maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego pod względem ich symetryzacji wyniosła 6,38. Największą różnicę pomiędzy lokalnymi maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego zaobserwowano w 150-tej sekundzie (8,7% różnicy) oraz w 210-tej sekundzie (5,7% różnicy). Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego w wariancie R1\_4 FS<sub>r</sub> wyniosła 25,58. Między 30-tą a 90-tą sekundą wirowania zidentyfikowano największe różnice (27 do 35%) położenia maksymalnych wartości prędkość przepływu pierwotnego. Na koniec wirowania maksymalne wartości prędkość przepływu pierwotnego zaobserwowano na 0,29R<sub>L</sub> oraz 0,48R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi 48,7% różnicy między tymi wartościami.

W kadzi w wariancie R1\_6 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,79·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,67·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 3,3%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,6% wartości prędkości początkowej, czyli 0,48·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,45·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 5,1%). Wartość FS<sub>r</sub> dla maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego pod względem ich symetryzacji wyniosła 6,38. Kolejna najniższa dla fragmentu spirali R1. Największa różnica pomiędzy lokalnymi maksymalnymi wartościami przepływu pierwotnego wystąpiła w 210-tej sekundzie (7%) oraz w 90-tej sekundzie (różnica 5,5%). Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego w wariancie R1\_6 FS<sub>r</sub> wyniosła 25,47. Przepływ pierwotny charakteryzował się najmniejszą niesymetrycznością położenia maksymalnych wartości prędkości na początku i pod koniec wirowania. Natomiast największe niesymetryczności położenia tych wartości zaobserwowano w 210-tej sekundzie – 66,7% różnicy oraz w 900tej i 150-tej sekundzie – 40% różnicy. Ostatecznie maksymalne wartości prędkości zidentyfikowano na 0,29R<sub>L</sub> oraz 0,32R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi niecałe 7% różnicy wartości.

Na rysunku 54 przedstawiono zmiany wartości i położenia prędkości centrum wiru w wybranych wariantach z fragmentem spirali R1. Dla centrum wiru w wariancie R1\_2 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 30-tej sekundzie (0,41 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>), a nie na początku wirowania (0,35 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>). Przez kolejne 90 sekund (od 60-tej do 120-tej sekundy) wartość minimalna prędkości przepływu zmieniała swoje położenie względem osi zbiornika. Od 150-tej sekundy centrum wiru przesunęło się w prawo od osi zbiornika i zidentyfikowano go na koniec rozpatrywanego etapu wirowania na 0,04R<sub>P</sub>. Ostatecznie minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej wyniosła 0,02 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, czyli 95,7% redukcji wartości prędkości. Wartość FS<sub>P</sub>ś dla wariantu R1\_2 wyniosła 4,66.

Dla centrum wiru w kadzi w wariancie R1\_3 zidentyfikowano najwyższe wartości prędkości na początku wirowania  $(0,32 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  i ok. 30-tej sekundy  $(0,33 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Ostatecznie minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej wyniosła  $0,04 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 87,9% redukcji w odniesieniu do najwyższej wartości prędkości. Na początku wirowania centrum wiru znajdowało się na 0,06 R<sub>L</sub>. W 120-tej sekundzie minimalną wartość przepływu pierwotnego w strefie centralnej zidentyfikowano w osi zbiornika. W drugim etapie wirowania centrum wiru obserwowano przede wszystkim na prawym promieniu. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na 0,02R<sub>P</sub>. Wartość FS<sub>PŚ</sub> dla wariantu R1\_3 wyniosła 3,46, była to najniższa wartość dla wycinka spirali R1.

W kadzi w wariancie R1\_4 centrum wiru charakteryzowało się najwyższą wartością prędkości w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,45 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ , następnie w 60-tej sekundzie  $(0,34 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  oraz w 90-tej sekundzie  $(0,33 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Na samym początku wirowania minimalna wartość prędkości w strefie centralnej była znacznie niższa –  $0,16 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Dopiero od 120-tej sekundy wartość prędkość obniżyła się do ostatecznej wartości  $0,07 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 84,4% redukcji w odniesieniu do najwyższej wartości prędkości. Centrum wiru przez większość okresu wirowania (od 60-tej sekundy) identyfikowano na lewym promieniu, najpierw na  $0,063R_L$ , a na koniec na  $0,042R_L$ . W 210-tej sekundzie centrum wiru chwilowo odchyliło się od osi aż na  $0,126R_L$ . Wartość FS<sub>PŚ</sub> dla wariantu R1\_4 wyniosła 5,59. Była to najwyższa wartość dla wycinka spirali R1.

Na początku wirowania w kadzi w wariancie R1\_6 wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,35 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Centrum wiru charakteryzowało się najwyższą wartością prędkością w 30-tej sekundzie wirowania ( $0,47 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ), na samym początku wirowania ( $0,35 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) oraz w 90-tej sekundzie ( $1,8 \cdot 10^{-2} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowana przepływ w strefie centralnej osiągnął najniższą wartość ( $0,02 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ), czyli redukcję o 95,7%. Centrum wiru w trakcie wirowania identyfikowano w większości na prawym promieniu. Największe odchylenie wystąpiło w 60-tej sekundzie –  $0,133R_P$ . Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na  $0,042R_P$ . Wartość FS<sub>PŚ</sub> dla tego wariantu R1\_6 wyniosła 4,43.



Rys. 54. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R1\_2; b) R1\_3; c) R1\_4; d) R1\_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego

Na rysunku 55 przedstawiono wykresy rozkładu prędkości oraz zmian położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego dla fragmentu spirali R2 w wybranych wariantach ułożenia. W kadzi w wariancie R2\_2 na początku wirowania maksymalne wartości przepływu pierwotnego wyniosły 3,62 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,49 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 3,6%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,7% początkowej wartości prędkości przepływu, czyli  $0,45 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,43 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 5,1%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 15,04, była to najwyższa wartość spośród wszystkich 20 wariantów i wyższa niż w kadzi klasycznej. Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego wystąpiła w 210-tej sekundzie (76,6% różnicy) oraz w 180-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 14%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego w wariancie FSr wyniosła 38,53. Była to najwyższa wartość spośród wszystkich wariantów, aczkolwiek niższa niż w kadzi klasycznej. Przepływ pierwotny wykazywał niesymetryczność przez cały czas trwania wirowania, tak pod względem maksymalnych wartości prędkości jak i ich położenia względem osi zbiornika. Największa procentowa różnica (69,3%) wystąpiła w 210-tej sekundzie. Mimo to w 90-tej sekundzie zidentyfikowano symetryzację położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego. W pozostałych krokach czasowych różnice położenia wyniosły od 10 do 41,8%. Ostatecznie maksymalne wartości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,27R<sub>L</sub> oraz 0,36R<sub>P</sub> od osi zbiornika (różnica 26,7%).

W kadzi w wariancie R2\_3 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,64 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,55 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 2,3%). Ostatecznie wartości te wyniosły średnio 87,7% początkowej wartości prędkości, czyli 0,46 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,43 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 7,2%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,50. Największa różnica pomiędzy tymi wartościami wystąpiła w 210-tej sekundzie (9,6%) oraz w 120-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 9,2%. Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 29,35. Od początku wirowania przepływ pierwotny charakteryzował się niesymetrycznymi zmianami położenia maksymalnych wartości wyniosła 3%, ale od 30-tej sekundy różnice wzrosły od 30% do 66,7% w 180-tej sekundzie. Ostatecznie wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego zaobserwowano na 0,44R<sub>L</sub> oraz 0,29R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi różnicę 40%.



Rys. 55. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R2\_2; b) R2\_3; c) R2\_4; d) R2\_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego

W kadzi w wariancie R2\_4 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu wyniosły  $3,61 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $3,39 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 6,3%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 85,9% początkowej wartości prędkości, czyli  $0,50 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,48 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 4,9%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,75. Największa różnica pomiędzy tymi wartościami wystąpiła w 210-tej sekundzie (19,4%) oraz w 30-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 9%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 36,63. Do 60-tej sekundy różnice położenia tych wartości względem osi zbiornika wyniosły średnio 25%. Natomiast w 90-tej sekundzie różnica wzrosła do 44%, by w 180-tej sekundzie ponownie wzrosnąć aż do 80% (0,44R<sub>P</sub> i 0,19R<sub>L</sub>). Ostatecznie maksymalne wartości prędkość przepływu zidentyfikowano na 0,27R<sub>L</sub> oraz 0,38R<sub>P</sub> od osi zbiornika (co dało 32% różnicy).

W wariancie R2\_6 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,91·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,44·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 12,7%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,4% początkowej wartości prędkości, czyli 0,48·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,45·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 7%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 8,06. Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu wystąpiła na początku wirowania (12,6%) oraz w 150-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 11,7%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 28,19. Dla całego rozpatrywanego okresu wirowania różnice położenia tych wartości wyniosły średnio 30%. Ostatecznie maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,46R<sub>L</sub> oraz 0,34R<sub>P</sub> od osi zbiornika (31,5% różnicy).

Na rysunku 56 przedstawiono zmiany wartości prędkości i położenia centrum wiru dla fragmentu spirali R2 w wybranych wariantach. W wariancie R2\_2 centrum wiru osiągnęło najwyższą wartość prędkości w 30-tej sekundzie ( $0,80 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ), a nie na początku wirowania ( $0,19 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ). Ostatecznie minimalna wartość prędkość przepływu w strefie centralnej wyniosła  $0,01 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi redukcję wartości aż o 98,8% w odniesieniu do najwyższej wartości prędkości przepływu. Przez cały analizowany czas wirowania centrum wiru było odchylone w prawo od osi zbiornika. Minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej na koniec rozpatrywanego czasu wirowania zidentyfikowano na 0,06R<sub>P</sub>. Wartość FS<sub>P</sub>ś dla tego wariantu wyniosła 5,83.



Rys. 56. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R2\_2; b) R2\_3; c) R2\_4; d) R2\_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego

W wariancie R2\_3 zidentyfikowano najwyższą wartość prędkości centrum wiru  $(0,35 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  w 30-tej sekundzie, a nie na początku wirowania  $(0,31 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Natomiast najniższą wartość prędkości centrum wiru  $(0,02 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  zidentyfikowano w 210-tej sekundzie, a nie na koniec wirowania  $(0,07 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Końcowa wartość prędkości przepływu w strefie centralnej była o 80% mniejsza w odniesieniu do najwyższej zidentyfikowanej wartości prędkości. Takie nieregularności sugerują wystąpienie zjawiska podwirowania w centralnej części zbiornika. Wartość minimalna prędkości przepływu w centralnej strefie przez cały rozpatrywany czas wirowania była także odchylona w prawo od osi zbiornika. Największe odchylenie odnotowano w 150-tej sekundzie, aż o 0,10R<sub>P</sub>. Na koniec wirowania środek ustalił się na 0,08R<sub>P</sub>. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 5,36.

W wariancie R2\_4 najwyższą wartość prędkości centrum wiru zidentyfikowano na początku wirowania (0,39 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania prędkość przepływu w strefie centralnej wyniosła 0,01 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, co stanowi 97% redukcji w odniesieniu do początkowej wartości prędkości. W trakcie wirowania wartość minimalna prędkości centrum wiru była stale odchylona w prawo od osi zbiornika. Na koniec wirowania centrum wiru zidentyfikowano w odległości 0,086R<sub>P</sub> od osi zbiornika. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 4,90.

W wariancie R2\_6 centrum wiru charakteryzowało się najwyższą wartością prędkości w 30-tej sekundzie wirowania (0,70 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>), a najniższą w 210-tej sekundzie (0,01 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). Ostatecznie wartość prędkości centrum wiru wyniosła 0,05 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, co stanowi 92,9% redukcji w odniesieniu do najwyższej wartości prędkości. Redukcja wartości prędkości nie następowała wraz z upływem czasu, co sugeruje występowanie efektu podwirowania w centralnej strefie zbiornika. Minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej odchylała się od osi zbiornika w pierwszym etapie wirowania w prawo i lewo (od 0,02 do 0,06R). W drugim etapie wirowania wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,96. Była to najniższa wartość dla fragmentu spirali R2.

Na rysunku 57 przedstawiono wykresy rozkładu prędkości oraz zmian położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego dla fragmentu spirali R3 w wybranych wariantach ułożenia. W kadzi w wariancie R3\_2 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $3,83 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $3,76 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 1,9%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,5% początkowej wartości prędkości, czyli  $0,48 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,47 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 2,7%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 4,18. Była to jedna z najniższych wartości spośród wszystkich 20 wariantów.


Rys. 57. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R3\_2; b) R3\_3; c) R3\_4; d) R3\_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego

Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego wystąpiła w180-tej sekundzie (8,2%) oraz w 210-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 6,8%. Również pod względem położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego zaobserwowano najmniejszą niesymetryczność (różnice od 0 do 9% przez większość rozpatrywanego czasu wirowania). Jedynie w 90-tej sekundzie różnica wartości położenia wyniosła 28,5%. Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem położenia maksymalnych wartości prędkości względem osi zbiornika wyniosła 10,70. Była to również jedna z najniższych sum spośród wszystkich 20 wariantów. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,38R po obu stronach osi zbiornika.

W kadzi w wariancie R3\_3 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,61·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,60·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 0,3%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 88,6% początkowej wartości prędkości, czyli 0,42·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,40·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 4,9%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 3,74. Była to najniższa wartość spośród wszystkich 20 wariantów oraz dla fragmentu spirali R3. Największe niesymetryczności pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego wystąpiły w 90-tej sekundzie (9 % różnicy), w 210-tej sekundzie(8,5%), a także w 180-tej sekundzie, gdzie odnotowano 8% różnicy. Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 11,16. Największą niesymetryczność położenia tych wartości zaobserwowano w 120-tej i 210-tej sekundzie (40 i 58,8% różnicy). Ostatecznie wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,27R po obu stronach osi.

W wariancie R3\_4 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,82·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,64·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 4,9%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 88,3% początkowej wartości prędkości, czyli 0,45·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,42·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 6,9%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 4,36. Największa niesymetryczność pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu wystąpiła w 120-tej sekundzie (16% różnicy) oraz w 150-tej sekundzie (14,6% różnicy). W pozostałych krokach czasowych różnice zawierały się od 1,1 do 8%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 17,97. Największe niesymetryczności położenia tych wartości wystąpiły w 90-tej i 120-tej sekundzie (40% różnicy). Od 150-tej sekundzi różnice zmniejszyły się do ok. 12%. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania

maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na oraz  $0,32R_L$  oraz  $0,34R_P$  od osi zbiornika, co stanowi 6,5% różnicy położenia.

W kadzi w wariancie R3\_6 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,33 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,00 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 10,3%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 84,8% początkowej wartości prędkości, czyli 0,49 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,46 · 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 5,3%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości przepływu zidentyfikowano w 90-tej sekundzie (14%) oraz w 30-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 10,3%. Niesymetryczność położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano w 30-tej sekundzie, różnica 46,7% oraz w 180-tej sekundzie (26,7%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosła 18,07. Ostatecznie wartości te zidentyfikowano na 0,36R<sub>L</sub> oraz 0,36R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi 12,5% różnicy.

Na rysunku 58 przedstawiono zmiany wartości prędkości i położenia centrum wiru dla fragmentu spirali R3 w wybranych wariantach ułożenia. Centrum wiru w wariancie R3\_2 charakteryzowało się najwyższą wartością prędkości w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,21\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1})$ , a nie na początku  $(0,12\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1})$ . W tym wariancie również zidentyfikowano występowanie efektu podwirowania, który charakteryzuje naprzemienny zwiększanie i obniżanie wartości prędkości w strefie centralnej. Ostatecznie minimalna wartość prędkości w strefie centralnej wyniosła  $0,03\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , co stanowi jedynie 85,7% redukcji w odniesieniu do najwyższej zidentyfikowanej wartości prędkości dla tej strefy. Centrum wiru obserwowano albo w osi zbiornika albo było ono odchylone w prawo. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartość minimalną przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano w osi zbiornika. Wartość FS<sub>Pś</sub> wyniosła 3,24.

Centrum wiru w wariancie R3\_3 charakteryzowało się najwyższą wartością prędkości w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,27 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ , a najniższą w 230-tej sekundzie  $(0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Wartość prędkości centrum wiru na początku wirowania wyniosła  $0,13 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . W tym wariacie również zidentyfikowano efekt podwirowania w centralnej części zbiornika. Końcowa wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 88,3% redukcji w odniesieniu do jego najwyższej wartości prędkości. Przez większość trwania wirowania minimalna wartość prędkości w centralnej strefie była odchylona od osi zbiornika lewo (o 0,02R). Ostatecznie minimalną wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,15. Była to najmniejsza wartość dla form geometrycznych fragmentu spirali R3.



Rys. 58. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R3\_2; b) R3\_3; c) R3\_4; d) R3\_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego

Dla centrum wiru w wariancie R3\_4 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 60-tej sekundzie wirowania  $(0,33\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1})$  oraz w 30-tej sekundzie  $0,27\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Natomiast najniższą wartość prędkości zidentyfikowano w 210 sekundzie  $(0,1\cdot10^{-2} \text{ m s}^{-1})$ , natomiast na początku wyniosła ona  $0,25\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,06\cdot10^{-1} \text{ m s}^{-1}$ , co stanowi 81,8% redukcji w odniesieniu do najwyższej jego wartości prędkości. Minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej przez większość okresu wirowania była odchylona w lewo od osi zbiornika. Również w tym wariacie minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej na koniec rozpatrywanego czasu wirowania zidentyfikowano w osi zbiornika. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,26.

Dla centrum wiru w wariancie R3\_6 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,42 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  oraz na samym początku wirowania  $(0,40 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . W tym wariancie także zaobserwowano występowanie efektu podwirowania w centralnej części zbiornika. Ostatecznie wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,01 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 97,6% redukcji w odniesieniu do jego najwyższej wartości prędkości. W trakcie wirowania wartość minimalna prędkości przepływu w strefie centralnej odchylała się w prawo i w lewo od osi zbiornika. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,42. Ostatecznie minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej również zidentyfikowano w osi zbiornika.

Na rysunku 59 przedstawiono wykresy rozkładu prędkości oraz zmian położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego dla fragmentu spirali R4 w wybranych wariantach ułożenia. W kadzi w wariancie R4 2 na początku wirowania Maksymalne wartości przepływu wyniosły 3,52·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 30,45·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 2%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 86,7% początkowej wartości prędkości, czyli  $0.51 \cdot 10^{-1}$  m s<sup>-1</sup> oraz  $0.42 \cdot 10^{-1}$  m s<sup>-1</sup> (różnica 19,5%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,21. Była to najniższa wartość spośród form geometrycznych zbudowanych z fragmentu spirali R4. Największa różnica pomiędzy lokalnymi maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego wystąpiła w 230-tej sekundzie (16,9%) oraz w 210-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 14,6%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 22,74. Była to najniższa wartość dla fragmentu spirali R4. Największą niesymetryczność położenia tych wartości zidentyfikowano w 90-tej sekundzie, różnica wyniosła 23%. Natomiast między 120-tą a 180-tą sekundą różnice wynosiły od 10,5 do 16,2%. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego zaobserwowano na 0,42R<sub>L</sub> oraz 0,36R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi 16,2%.



Rys. 59. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R4\_2; b) R4\_3; c) R4\_4; d) R4\_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego

W kadzi w wariancie R4\_3 na początku wirowania Maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $3,71\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  oraz  $3,38\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (różnica 9,3%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 86,7% początkowej wartości prędkości przepływu, czyli  $0,49\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  oraz  $0,45\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (różnica 7,7%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,34. Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu pierwotnego wystąpiła w 120-tej sekundzie (17,1%) oraz na początku wirowania, gdzie różnica wyniosła 9%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości FS<sub>r</sub> wyniosła 23,06. Największa niesymetryczność położenia tych wartości wystąpiła w 150-tej sekundzie, różnica wyniosła 32%. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu zidentyfikowano na  $0,44R_P$  oraz  $0,36R_L$  od osi zbiornika, co stanowi różnicę 21%.

W kadzi w wariancie R4\_4 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $3,40\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup> oraz  $3,38\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup> (różnica 0,6%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 86,7% początkowej wartości prędkości przepływu, czyli  $0,47\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup> oraz  $0,44\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup> (różnica 5,5%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości przepływu wyniosła 6,90. Byłato najniższa wartość dla fragmentu spirali R4.

Dla wariantu R4\_4 największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu wystąpiła w 210-tej sekundzie (9,7%) oraz w 180-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 9%. Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 24,13. Największą niesymetryczność położenia zaobserwowano w 180-tej sekundzie, różnica wyniosła 43%. Ostatecznie maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,40R<sub>L</sub> oraz 0,27R<sub>P</sub> od osi zbiornika, co stanowi 37,5% różnicy.

W kadzi w wariancie R4\_6 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,49·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,36·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 3,9%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 83,4% prędkości początkowej, czyli 0,58·10<sup>-1</sup> m s<sup>-1</sup> oraz 0,56·10<sup>-1</sup> m s<sup>-1</sup> (różnica 4,4%). Wartości FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,31. Największa różnica pomiędzy tymi wartościami wystąpiła w 180-tej sekundzie (16,9%) oraz w 60-tej i 120-tej sekundzie (różnica odpowiednio 10,7 i 10,5%.) Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu w wariancie FS<sub>r</sub> wyniosła 24,57. W trakcie wirowania różnice położenia maksymalnych wartości prędkości względem osi zbiornika wynosiły średnio 27%. Największą niesymetryczność zaobserwowano w 180-tej i 230-tej sekundzie – 37% różnicy. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu zidentyfikowano na 0,23R<sub>L</sub> oraz 0,34R<sub>P</sub> od osi zbiornika. Na rysunku 60 przedstawiono zmiany wartości prędkości i położenia centrum wiru w wybranych wariantach z fragmentem spirali R4. Dla centrum wiru w wariancie R4\_2 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano na początku wirowania (0,57 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). Wartości prędkości obniżały się wraz z upływem czasu, bez efektu podwirowania. Ostatecznie wartość prędkości centrum wiru wyniosła 0,03 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, co stanowi 94,7% redukcji w odniesieniu do jego najwyższej wartości prędkości. Centrum wiru przez cały okresu wirowania był odchylony w lewo od osi (od 0,02R<sub>L</sub> do 0,13R<sub>L</sub>). Wartość FS<sub>P</sub>ś dla wariantu R4\_2 wyniosła 3,52. Ostatecznie minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na 0,02R<sub>L</sub>.

Dla centrum wiru w wariancie R4\_3 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano na początku wirowania  $(0,60 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  a najniższą w 150-tej sekundzie  $(0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . W tym wariancie wystąpił efekt podwirowania w centralnej części zbiornika. Ostatecznie wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,04 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 93,3% redukcji w odniesieniu do jego najwyższej wartości prędkości. Centrum wiru było odchylone w prawo i w lewo od 0,02 do 0,06R przez cały okres rozpatrywanego czasu wirowania. Wartość FS<sub>PŚ</sub> dla wyniosła 3,33, najniższa dla fragmentu spirali R4. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na 0,02R<sub>P</sub> od osi zbiornika.

Dla centrum wiru w wariancie R4\_4 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano na początku wirowania oraz w 30-tej sekundzie  $(0,33 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \text{ oraz } 0,34 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ , a najniższą w 230-tej sekundzie  $(0,02 \cdot 10^{-1} \text{ m} \text{ s}^{-1})$ , czyli redukcja wartości prędkości o 94%. Od 90-tej sekundy minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej była odchylona od osi zbiornika w lewo (od 0,02 do 0,06R). Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,45. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na 0,02R<sub>L</sub>.

Dla centrum wiru w wariancie R4\_6 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,50 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  a najniższą w 120-tej sekundzie  $(0,04 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Największa redukcja wartości prędkości w centrum przepływu nastąpiła pomiędzy 30-tą a 60-tą sekundą, od tego momentu kolejne wartości prędkości centrum wiru są zbliżone. Można, więc przypuszczać, iż występujący w tym wariancie efekt podwirowania nie będzie miał negatywnego wpływu na tworzenie się stożka osadu. Minimalna wartość prędkości centrum wiru na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wyniosła  $0,06 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 88% redukcji w odniesieniu do najwyższej wartości prędkości. Wartość minimalna przepływu w strefie centralnej była odchylona w lewo od osi zbiornika, z wyjątkiem 180-tej i 210-tej sekundy, gdy znajdowała się ona w osi zbiornika. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 3,63. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania centrum wiru zidentyfikowano na  $0,02R_L$ .



Rys. 60. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R4\_2; b) R4\_3; c) R4\_4; d) R4\_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego

Na rysunku 61 przedstawiono wykresy rozkładu prędkości oraz zmian położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego dla fragmentu spirali R5 w wybranych wariantach ułożenia. W wariancie R5\_2 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $4,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $3,70 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 8,5%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,8% początkowych wartości prędkości, czyli  $0,51 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $0,43 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (różnica 16,5%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 6,13. Największa różnica pomiędzy tymi wartościami wystąpiła w 120-tej sekundzie (10%) oraz na początku wirowania, gdzie różnica wyniosła 8,4%. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości FS<sub>r</sub> wyniosła 14,48. Największą różnicę w położeniu tych wartości odnotowano w 120-tej sekundzie (60%). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartości maksymalne prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na  $0,36R_{\rm L}$  oraz 0,40RP od osi zbiornika, co stanowi 11% różnicy.

W wariancie R5\_3 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły 3,59·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 3,56·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 3,7%). Ostatecznie wartości te stanowiły średnio 87,9% prędkości początkowej przepływu, czyli 0,41·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 0,38·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (9,7% różnicy). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 4,47. Była to najniższa wartość dla zbudowanych wariantów form geometrycznych fragmentu spirali R5. Największa niesymetryczność maksymalnych wartości prędkości przepływu wystąpiła w 220-tej sekundzie (31% różnicy) oraz w 150-tej sekundzie (11% różnicy). W pozostałych krokach czasowych różnice zawierały się od 0 do 8%. Pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego FS<sub>r</sub> wyniosła 12,96. Największe różnice (16% i 22%) położenia tych wartości wystąpiły w 150-tej i 180-tej sekundzie. Ostatecznie maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano na 0,38R<sub>L</sub> oraz 0,42R<sub>P</sub>, co stanowi 10,5% różnicy.

W wariancie R5\_4 na początku wirowania maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosły  $3,90\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  oraz  $3,75\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (3,4% różnicy). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania te wartości stanowiły średnio 86,9% prędkości początkowej, czyli  $0,52\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  oraz  $0,48\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (11,9% różnicy). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 6,19. Największa różnica pomiędzy tymi wartościami wystąpiła w 150-tej sekundzie (21,5%) oraz w 90-tej sekundzie (13,7%). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem położenia maksymalnej wartości prędkości wyniosła 12,62. Największa różnica położenia pojawiła się w 210-tej sekundzie (45%) oraz w 120-tej sekundzie (35%). Maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego ostatecznie zidentyfikowano na  $0,32R_L$  oraz  $0,38R_P$  od osi zbiornika, co stanowi 18% różnicy.



Rys. 61. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R5\_2; b) R5\_3; c) R5\_4; d) R5\_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego

Na początku wirowania w wariancie R5\_6 maksymalne wartości prędkości przepływu pierwotnego stanowiły  $3,67 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  oraz  $3,65 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  (0,5% różnicy). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartości te stanowiły średnio 87,2% prędkości początkowej, czyli 0,48 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup> oraz 0,46 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup> (3,5% różnicy). Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji przepływu pierwotnego pod względem maksymalnych wartości prędkości wyniosła 6,25, najwyższa wartość dla fragmentu spirali R5. Największa różnica pomiędzy maksymalnymi wartościami prędkości przepływu wystąpiła w 60-tej sekundzie (28%), następnie w 90-tej sekundzie (15,5%) oraz w 210-tej sekundzie, gdzie różnica wyniosła 10%. Wartość FS<sub>r</sub> symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego wyniosła 8,28. Była to najniższa wartość spośród wszystkich 20 wariantów. Największe różnice położenia maksymalnych wartości przepływu pierwotnego względem osi zbiornika wystąpiły w 60-tej i 90-tej sekundzie (15 i 16%) oraz w 210-tej sekundzie (13 i 21%). Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania maksymalne wartości prędkości zidentyfikowano na 0,27R<sub>L</sub> oraz 0,34R<sub>P</sub> od osi zbiornika.

Na rysunku 62 przedstawiono zmiany wartości prędkości i położenia centrum wiru w wybranych wariantach z fragmentem spirali R5. Dla centrum wiru w wariancie R5\_2 najwyższe wartości prędkości odnotowano w 30-tej i 90-tej sekundzie wirowania (po 0,28 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>) oraz w 60-tej sekundzie (0,27 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). Natomiast najniższą wartość prędkości odnotowano w 210-tej sekundzie (0,06 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). Obniżanie wartości prędkości nie następowało kolejno z upływem czasu, co sugeruje, iż w tym wariancie także wystąpił efekt podwirowania w centralnej części zbiornika. Ostateczna wartość prędkości centrum wiru wyniosła 0,09 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m s<sup>-1</sup>, co stanowi jedynie 67,6% redukcji wartości w odniesieniu do najwyższej zidentyfikowanej wartości prędkości. Była to jedna z najwyższych wartości prędkości centrum wiru spośród omawianych wariantów. Minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej przez większość okresu wirowania była odchylona w lewo od osi zbiornika. Jedynie w 30-tej sekundzie zidentyfikowano ją po prawej stronie, a w 60-tej sekundzie w osi zbiornika. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 2,10. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania centrum wiru zidentyfikowano na 0,08R<sub>L</sub>.

Centrum wiru w wariancie R5\_3 charakteryzowało się najwyższą wartością prędkości na początku wirowania oraz w 30-tej sekundzie  $(0,31 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ , a najniższą w 150-tej sekundzie  $(0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Tu również obniżanie wartości prędkości nie następowały kolejno z postępem czasu. Wartość prędkości centrum wiru na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wyniosła  $0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 90,3% redukcji w odniesieniu do najwyższej zidentyfikowanej wartości prędkości. Minimalne wartości prędkości przepływu w strefie centralnej przez większość czasu wirowania identyfikowano w osi zbiornika, za wyjątkiem początku wirowania oraz 120-tej i 230-tej sekundy. Wartość FS<sub>Pś</sub> wyniosła 1,40. Była to kolejna jedna z niższych wartości spośród wszystkich 20 wariantów. Ostatecznie minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na 0,06R<sub>P</sub>.



Rys. 62. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R5\_2; b) R5\_3; c) R5\_4; d) R5\_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego

Dla centrum wiru w wariancie R5\_4 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 30-tej sekundzie wirowania  $(0,62 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$  a najniższą w 180-tej sekundzie  $(0,03 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . W tym wariancie także zidentyfikowano występowanie efektu podwirowania w strefie centralnej. Końcowa wartość prędkości centrum wiru wyniosła  $0,09 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , co stanowi 85,5% redukcji wartości w odniesieniu do najwyższej zaobserwowanej wartości prędkości. Była to jedna z najwyższych wartości prędkości centrum wiru spośród omawianych wariantów. Minimalna wartość przepływu w strefie centralnej przez większość okresu wirowania była odchylona w prawo od osi zbiornika z wyjątkiem 30-tej sekundy. W tym kroku czasowym centrum wiru zaobserwowano na  $0,09R_L$ . Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 1,63. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość prędkości przepływu w strefie centralnej zidentyfikowano na  $0,02R_P$ .

Dla centrum wiru w wariancie R5\_6 najwyższą wartość prędkości zidentyfikowano w 30-tej sekundzie wirowania (0,39·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>) a najniższą w 210-tej sekundzie (0,04·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>), co stanowi redukcję o 89,7%. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wartość prędkości centrum przepływu wyniosła 0,05·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, co stanowi 87,2% redukcji w odniesieniu do najwyższej zidentyfikowanej wartości prędkości. Obniżanie wartości prędkości centrum przepływu następowało wraz z upływem czasu, tak więc ten układ geometryczny przyczynił się eliminacji efektu podwirowania. Jednakże minimalna wartość prędkości przepływu w strefie centralnej przez cały okres wirowania zmieniała swoje położenie względem osi zbiornika, odchylając się w prawo i w lewo. W czterech z dziewięciu rozpatrywanych kroków czasowych zaobserwowano ją w osi zbiornika. Wartość FSPś wyniosła 2,33. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania minimalną wartość prędkości przepływu w centralnej strefie przepływu zidentyfikowano w osi zbiornika.

W tabeli 9 przedstawiono podsumowanie wstępnej selekcji zaproponowanych modyfikacji dennicy w postaci zabudowy dna zbiornika. Dla każdego fragmentu spirali osobno wybrano wariant ułożenia, który tworzył najkorzystniejszy lub najmniej korzystny efekt rozpatrywany w przypisanej kategorii. Za najkorzystniejszy efekty przyjęto stan, dla którego (w rozpatrywanych krokach czasowych) uzyskano:

- symetryzację wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego określoną na podstawie najniższej wartości FSr zidentyfikowanej dla maksymalnych wartości prędkości przepływu;
- symetryzację położenia maksymalnej wartości prędkości przepływu pierwotnego określoną na podstawie najniższej wartości FSr zidentyfikowanej dla położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu;
- stabilizację strefy centralnej określoną na podstawie najniższej wartości FS<sub>śr</sub>;

- obniżenie wartości prędkości przepływu pierwotnego określone na podstawie najwyższej wartości procentowej relacji końcowej wartości prędkości przepływu do wartości początkowej zidentyfikowanych w rozpatrywanych krokach czasowych;
- obniżenie wartości prędkości przepływu w strefie centralnej określone na podstawie najwyższej wartości procentowej relacji końcowej wartości prędkości przepływu do wartości początkowej zidentyfikowanych w rozpatrywanych krokach czasowych.

|                   | Pręd   | Prędkość maksymalna przepływu pierwotnego                             |           |                              | Przepływ centralny   |             |  |   |           |
|-------------------|--|---|-----------|------------------------------|----------------------|-------------|--|---|-----------|
| Warianty<br>kadzi | U <sub>max</sub><br>początkowa<br>·10 <sup>-1</sup> [m·s <sup>-1</sup> ] | u <sub>max</sub><br>końcowa<br>·10 <sup>-1</sup> [m·s <sup>-1</sup> ] | %redukcji | F <b>S</b> r wartości<br>[%] | FSr położenia<br>[%] | FSpś<br>[%] | Umax<br>·10 <sup>-1</sup> [m·s <sup>-1</sup> ] | $u_{kon}$<br>$\cdot 10^{-1} [m \cdot s^{-1}]$ | %redukcji |
| klasyczna         | 4,19   | 0,59  | 85,9      | 3,14                         | 39,91                | 3,36        | 0,21   | 0,03  | 85,7      |
| R1_2              | 3,79   | 0,48  | 87,3      | 6,67                         | 22,56                | 4,66        | 0,47   | 0,02  | 95,7      |
| R1_3              | 3,77   | 0,47  | 87,5      | 6,37                         | 24,57                | 3,46        | 0,33   | 0,04  | 87,9      |
| R1_4              | 3,89   | 0,44  | 88,6      | 6,39                         | 25,58                | 5,59        | 0,45   | 0,07  | 84,4      |
| R1_6              | 3,79   | 0,48  | 87,4      | 6,38                         | 25,47                | 4,43        | 0,47   | 0,02  | 95,7      |
| R2_2              | 3,62   | 0,45  | 87,6      | 15,04                        | 38,53                | 5,83        | 0,8  | 0,01  | 98,8      |
| R2_3              | 3,64   | 0,46  | 87,4      | 7,50                         | 29,35                | 5,36        | 0,35   | 0,07  | 80        |
| R2_4              | 3,61   | 0,5   | 86        | 7,75                         | 36,63                | 4,90        | 0,39   | 0,01  | 97        |
| R2_6              | 3,91   | 0,48  | 87,4      | 8,06                         | 28,19                | 3,96        | 0,7  | 0,05  | 92,9      |
| R3_2              | 3,83   | 0,48  | 87,5      | 4,18                         | 10,70                | 3,26        | 0,21   | 0,03  | 85,7      |
| R3_3              | 3,61   | 0,42  | 88,4      | 3,74                         | 11,16                | 3,15        | 0,27   | 0,03  | 88,3      |
| R3_4              | 3,82   | 0,45  | 88,2      | 4,36                         | 17,97                | 3,27        | 0,33   | 0,06  | 81,8      |
| R3_6              | 3,33   | 0,49  | 85,4      | 4,36                         | 18,07                | 3,42        | 0,42   | 0,01  | 97,6      |
| R4_2              | 3,52   | 0,51  | 85,5      | 7,21                         | 22,74                | 3,52        | 0,57   | 0,03  | 94,7      |
| R4_3              | 3,71   | 0,49  | 86,8      | 7,34                         | 23,06                | 3,33        | 0,6  | 0,04  | 93,3      |
| R4_4              | 3,97   | 0,47  | 88,2      | 6,91                         | 24,13                | 3,45        | 0,34   | 0,02  | 94        |
| R4_6              | 3,49   | 0,58  | 83,3      | 7,32                         | 24,57                | 3,63        | 0,5  | 0,06  | 88        |
| R5_2              | 4,03   | 0,51  | 87,3      | 6,13                         | 14,48                | 2,10        | 0,28   | 0,09  | 67,6      |
| R5_3              | 3,59   | 0,41  | 88,6      | 4,47                         | 12,96                | 1,40        | 0,31   | 0,03  | 90,3      |
| R5_4              | 3,9  | 0,52  | 86,6      | 6,19                         | 12,62                | 1,63        | 0,62   | 0,09  | 85,5      |
| R5_6              | 3,67   | 0,48  | 86,9      | 6,25                         | 8,28                 | 2,33        | 0,39   | 0,05  | 87,2      |

Tab. 9.Zestawienie najważniejszych wartości charakteryzujących przepływ w kadzi klasycznej oraz<br/>w kadziach z modyfikacjami

Najmniej korzystny wariant oznacza sytuację, dla której rozpatrywane stany przepływu pierwotnego przyjmują wartości przeciwne. Wybór wariantu, dla którego powstają najkorzystniejsze efekty w zakresie formowania i ewolucji przepływu w kadzi wirowej nie jest oczywisty. Na przykład w kadzi klasycznej zidentyfikowano najkorzystniejsze warunki dla

symetryzacji przepływu pod względem maksymalnych wartości prędkości. Jednocześnie warunki dla symetryzacji położenia tych wartości są najmniej korzystne. Także w odniesieniu do redukcji wartości prędkości przepływu zidentyfikowano tu jedne z gorszych warunków. Z kolei w wariancie R1\_4 zidentyfikowano największą redukcję wartości prędkości przepływu pierwotnego i jednoczenie niekorzystny efekt symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu. Natomiast wariant R2\_2 dał najkorzystniejszy efekt pod względem obniżenia wartości prędkości centrum wiru, ale miał niekorzystny wpływ na pozostałe kategorie.

Do tej pory nie podjęto prac nad ustaleniem, co ma największy wpływ na formowanie się stożka. Przede wszystkim ze względu na to, że te wszystkie zjawiska występują wspólnie i nie ma możliwości oddziaływania tylko na jedno z nich. W tej pracy przyjęto równość oddziaływania i żadne zjawisko nie wykazuje przewagi.

W tabeli 10 przedstawiono zestawienie najkorzystniejszych i najmniej korzystnych wariantów modyfikacji kadzi w każdej z pięciu kategorii. Warianty R1\_4 i R5\_3 były najkorzystniejsze spośród wszystkich 20 form geometrycznych pod względem redukcji wartości przepływu (redukcja o 88,6%) i przyczyniły się do poprawy warunków względem kadzi klasycznej (redukcja o 85,9%).

| Redukcja prędkości<br>przepływu<br>pierwotnego |              | FS <sub>r</sub><br>wartości prędkości<br>przepływu<br>pierwotnego |                | FS <sub>r</sub><br>położenia wartości<br>prędkości<br>pierwotnego |                | FS <sub>Pś</sub><br>centrum wiru |              | Redukcja prędkości<br>centrum wiru |              |
|--|--------------|---|----------------|---|----------------|----------------------------------|--------------|------------------------------------|--------------|
| Korzystny                                      | Niekorzystny | Korzystny   | Niekorzystny   | Korzystny   | Niekorzystny   | Korzystny                        | Niekorzystny | Korzystny                          | Niekorzystny |
| <u>R1_4</u> +                                  | R1_2+        | R1_4-<br>R1_6-  | R1_3-          | R1_3+   | R1_4+<br>R1_6+ | R1_3+                            | R1_4-        | R1_2+<br>R1_6+                     | R1_4-        |
| R2_2+  | R2_4+        | R2_3-   | R2_2-          | R2_6+   | R2_2+          | R2_6+                            | R2_2-        | R2_2+                              | R2_3-        |
| R3_3+  | R3_6-        | <mark>R3_3-</mark>  | R3_4-<br>R3_6- | R3_2+   | R3_6+          | R3_3+                            | R3_6+        | R3_6+                              | R3_4-        |
| R4_4+  | R4_6-        | R4_4-   | R4_3-          | R4_2+   | R4_6+          | R4_3-                            | R4_6-        | R4_2+                              | R4_6+        |
| <mark>R5_3+</mark>                             | R5_4+        | R5_3-   | R5_6-          | <mark>R5_6+</mark>  | R5_2+          | <mark>R5_3+</mark>               | R5_2-        | R5_3+                              | R5_2-        |

Tab. 10. Zestawienie najkorzystniejszych i najmniej korzystnych wariantów w każdej kategorii

+ poprawa w odniesieniu do kadzi klasycznej

- pogorszenie w odniesieniu do kadzi klasycznej

na żółto zaznaczono najlepszy wariant w każdej kategorii

Wariant R3\_3 był najkorzystniejszy spośród wszystkich pod względem symetryzacji wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego (FS<sub>r</sub> = 3,74), jednak nie był korzystniejszy w porównaniu do kadzi klasycznej (FS<sub>r</sub> = 3,14). Wariant R5\_6 był najkorzystniejszy pod względem symetryzacji położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego (FS<sub>r</sub> = 8,28) i przyczynił się do znacznego poprawienia warunków przepływu względem kadzi klasycznej (FS<sub>r</sub> = 39,10). Wariant R5\_3 był najkorzystniejszy również pod względem stabilizacji położenia centrum wiru (FS<sub>pś</sub> = 1,40). Także dzięki tej formie geometrycznej nastąpiła poprawa warunków przepływu w porównaniu do kadzi klasycznej (FS<sub>pś</sub> = 3,36). Wariant R2\_2 był najkorzystniejszy pod względem redukcji wartości prędkości centrum wiru (obniżenie o 98,8%). Ta modyfikacja dennicy również przyczyniła się do poprawy warunków przepływu w strefie centralnej w porównaniu do kadzi klasycznej (85,7%).

Przepływ w kadzi wirowej w przybliżeniu traktuje się jako obrót bryły sztywnej (Jakubowski i in., 2014, Jakubowski i in., 2015). Jest to więc wir nieswobodny, gdzie wirowość jest różna od zera. Ponadto te opracowania nie analizowały wirowości. Z tego też względu w niniejszej pracy wykorzystano wyniki analizy wirowości w najkorzystniejszych wariantach.

Na podstawie map wektorowych przepływu pierwotnego w kadziach wyznaczono mapy wirowości (rys. 63 – mapa wirowosci dla kadzi klasycznej) oraz odpowiadające im mapy siły wirowania  $\lambda_{ci}$  w czterech krokach czasowych (początek wirowania, 90 sekunda, 180 sekunda i koniec wirowania – 230 sekunda). Ze względu na niskie rozdzielczości obrazów zaprezentowano tylko mapy wirowości. W tabeli 11 wypisano wartości maksymalne i minimalne wartości  $\omega$  oraz  $\lambda_{ci}$  w wybranych krokach czasowych dla kadzi klasycznej oraz wybranych wariantów modyfikacji.

Na podstawie wartości siły wirowania zidentyfikowano strefy przepływów ścinajacych, lokalne wiry oraz ich współwystępowanie. W każdym przypadku początek wirowania znacząco różnił się od pozostałych kroków czasowych. Wartości maksymalne siły wirowania były nawet 10-krotnie wyższe niż w 90-tej sekundzie. Dominowały wartości dodatnie, co potwierdza przewagę przepływu ścinającego. Niezerowa wartość wirowości ( $\omega < 0$ ) oraz prędkość przepływu zmieniająca się po promieniu potwierdza słuszność założenia dotyczącego traktowania przepływu jako obrotu bryły sztywnej. Jest to jednak założenie słuszne dla początkowego stanu wirowania, które pomija możliwość tworzenia się lokalnych zawirowań przy ścianie oraz przy rozpatrywanych elementach zabudowy dennicy zbiornika.

Jak wspomniano w części teoretycznej wirowość służy do wizualizacji wirów. Wartości ujemne wirowości wskazują na zawirowanie w kierunku prawoskrętnym, natomiast wartości dodatnie w kierunku lewoskrętnym. Strefa centralna przepływu charakteryzowała się

ujemnymi wartościami wirowości i była zgodna z kierunkiem napełniania we wszystkich wariantach. Przy ścianie zbiornika pojawiały się lokalne zawirowania.

| Wariant   |     | 0 s                  |                         | 90 s                 |                                    | 180 s                |                         | 230 s                |                                      |
|-----------|-----|----------------------|-------------------------|----------------------|------------------------------------|----------------------|-------------------------|----------------------|--------------------------------------|
|           |     | ω [s <sup>-1</sup> ] | $\lambda_{ci} [s^{-1}]$ | ω [s <sup>-1</sup> ] | λ <sub>ci</sub> [s <sup>-1</sup> ] | ω [s <sup>-1</sup> ] | $\lambda_{ci} [s^{-1}]$ | ω [s <sup>-1</sup> ] | $\lambda_{ci} \left[ s^{-1} \right]$ |
| Klasyczna | Max | 245,91               | 814,25                  | 31,83                | 307,93                             | 21,43                | 247,93                  | 17,59                | 195,15                               |
|           | Min | -80,22               | -137,45                 | -29,29               | -181,65                            | -16,42               | -63,28                  | -16,97               | -46,93                               |
| R1_4      | Max | 757,48               | 875,39                  | 62,38                | 233,93                             | 27,83                | 132,87                  | 22,11                | 875,13                               |
|           | Min | -361,86              | -190,82                 | -92,13               | -326,32                            | -37,88               | -129,99                 | -20,99               | -180,82                              |
| R2_2      | Max | 550,32               | 638,23                  | 55,52                | 458,53                             | 30,52                | 239,91                  | 21,09                | 638,21                               |
|           | Min | -305,41              | -143,42                 | -53,93               | -351,97                            | -30,55               | -111,82                 | -17,81               | -143,41                              |
| R3_3      | Max | 320,92               | 131,91                  | 67,51                | 602,21                             | 36,82                | 208,83                  | 23,88                | 130,91                               |
|           | Min | -225,33              | -182,55                 | -16,32               | -298,71                            | -21,31               | -70,25                  | -17,93               | -162,53                              |
| R5_3      | Max | 229,41               | 333,13                  | 60,23                | 756,22                             | 25,12                | 134,74                  | 18,22                | 378,14                               |
|           | Min | -169,67              | -113,32                 | -73,91               | -118,23                            | -26,12               | -56,31                  | -17,83               | -113,32                              |
| R5_6      | Max | 651,48               | 1156,14                 | 486,28               | 58,88                              | 37,12                | 111,45                  | 22,19                | 1145,86                              |
|           | Min | -221,39              | -473,16                 | -301,88              | -58,66                             | -17,87               | -87,91                  | -17,98               | -433,78                              |

 Tab. 11.
 Wartości maksymalne i minimalne wirowości oraz siły wirowania w wybranych krokach czasowych wybranych wariantów kadzi wirowej



Rys. 63. Mapy wirowości kadzi klasycznej; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego

W kadzi klasycznej, na początku wirowania, zidentyfikowano lokalne lewoskrętne zawirowanie w strefie centralnej o najwyższej wartości siły wirowania (rys. 63 – czerwona ramka). Przy ścianie przed i za wlotem również pojawiły się zawirowania oraz strefa przepływu ścinającego (pomarańczowe ramki). Na mapie wirowości w 90-tej sekundzie zidentyfikowano torusowy przepływ o ujemnych wartościach wirowości oraz  $\lambda_{ci}$  w strefie centralnej, na którym występują mniejsze zawirowania. Torus utrzymał się do końca rozpatrywanego czasu wirowania (rys. 63 – czerwone ramki). Wyższe dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$  pojawiły się na początku wirowania, gdy napełnianie miało nadal wpływ na przepływ. Wartość kryterium intensywności wirowania, a tym samym intensywność zawirowań, obniżyła się wraz z upływem czasu. Wartości maksymalne zawsze obserwowano przy ścianie. Strefę przepływu ścinającego, który zidentyfikowano na początku (okres do 90-tej sekundy) przybrał charakter zawirowań w czasie od 180-tej do 230-tej sekundy (rys. 63 – pomarańczowe ramki).

Wariant R1\_4 charakteryzował się największym obniżeniem wartości prędkości przepływu pierwotnego. Pomimo niższych wartości przepływu (tab. 9), maksymalne ujemne wartości wirowości i siły wirowości były wyższe niż w kadzi klasycznej. Wariant R1\_4 to cztery wycinki spirali (fragment R1) umieszczone blisko ściany zbiornika. Elementy powodowały występowanie lokalnego przepływu o dużo wyższych wartościach  $\lambda_{ci}$  niż w kadzi klasycznej. Na początku wirowania przy elemencie zabudowy odsuniętym o 180° od wlotu wystąpiło zawirowanie o dodatniej wartości wirowości, czyli obrót przeciwnie do kierunku napełniania (rys. 64 – czerwona ramka). Wir ten utrzymywał sie także do 90-tej sekundy (czerwona ramka). W 90-tej sekundzie wszystkie zawirowania były prawoskrętne. Do 180-tej sekundy w centralnej części zbiornika (czerwona ramka), pojawił się przepływ o  $\lambda_{ci}$ = 66,14 s<sup>-1</sup>, czyli strefa przepływu ścinającego. Do 230-tej sekundy zawirowania przy fragmentach spirali przyjęły dodatnie wartości wirowości, a ich kierunek był lewoskrętny. W strefie centralnej przez cały okres wirowania utrzymywały się lokalne zawirowania o ujemnych wartościach  $\lambda_{ci}$  – rys. 64 – pomarańczowe ramki. Dla przepływu po wewnętrznej stronie zabudowy dennicy na początku wirowania zidentyfikowano ujemne wartości siły wirowania oraz wirowości. W kolejnych krokach czasowych na przepływie zidentyfikowano liczne zawirowania o dodatnich i ujemnych wartościach wirowości. W 230-tej sekundzie wariant R1\_4 charakteryzował się jednymi z najwyższych końcowych wartości wirowości oraz  $\lambda_{ci}$  spośród wybranych modyfikacji dennicy kadzi.

Wariant R2\_2 charakteryzował się największą redukcją prędkości centrum wiru. Na początku wirowania wokół elementów modyfikacji dennicy przeważały strefy przepływów ścinajacych (rys. 65). Do 90-tej sekundy wirowania uformowały się wiry lewoskrętne (czerwone ramki). W 180 sekundzie zidentyfikowano dominację zawirowań nad przepływem o wysokim ścinaniu przy elementach zabudowy dennicy.



Rys. 64. Mapy wirowości wariantu R1\_4; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego



Rys. 65. Mapy wirowości wariantu R2\_2; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego

Wiry przy zewnętrznych krawędziach elementów charakteryzowały się ujemnymi wartościami wirowości (prawoskrętne), natomiast wiry po wewnętrznej krawędzi charakteryzowały dodatnimi wartościami  $\omega$  (lewoskrętne). W 90-tej i 80-tej sekundzie wirowania przed wlotem zidentyfikowano przepływ o wysokim ścinaniu oraz zawirowania

o wartości  $\lambda_{ci}$  porównywalnej do siły wirowania głównego przepływu. Strefy przepływów ścinajacych uległy rozproszeniu do końca rozpatrywanego czasu wirowania, pozostały tylko zawirowania – pomarańczowe ramki. W 230-tej sekundzie wszystkie zawirowania wokół rozet wykazały dodatnie wartości wirowości, były więc lewoskrętne. W 180-tej i 230-tej sekundzie w osi zbiornika zidentyfikowano liczne zawirowania (czerwone ramki). W 180-tej sekundzie intensywność wirowania większości wirów była podobna do  $\lambda_{ci}$  głównego przepływu. W 230-tej sekundzie wartość  $\lambda_{ci}$  wirów była większa (porównując wartości bezwzględne) niż intesywność wirowania całego przepływu.

Wariant R3\_3 charakteryzował się najkorzystniejszą symetryzacją maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego spośród wszystkich wariantów. Na początku wirowania dominowały strefy przepływów ścinajacych, jednak można było zidentyfikować liczne zawirowania przy elementach zabudowy dennicy o ujemnych wartościach wirowości (rys. 66). W centralnej części również wystąpiło lokalne zawirowanie, podobnie jak w kadzi klasycznej - czerwona ramka. W 90-tej sekundzie centralne zawirowanie było bardziej rozciągnięte. Strefa przepływu ścinającego zanikł na rzecz zawirowań o dodatnich wartościach przy wewnętrznych krawędziach fragmentów spirali, a ujemnych przy zewnętrznych krawędziach. W 180-tej sekundzie zidentyfikowano liczne zawirowania oraz strefy przepływów ścinajacych przy elementach zabudowy dennicy. W tym kroku czasowym zidentyfikowano zawirowania w części centralnej o ujemnej wartości wirowości. Były to lokalne lewoskrętne zawirowania, które utrzymały się końca rozpatrywanego czasu wirowania (pomarańczowe ramki). Ich intensywność wirowania była wyższa od  $\lambda_{ci}$  głównego przepływu w 180-tej sekundzie, a w 230-tej sekundzie była porównywalna. Pod koniec rozpatrywanego czasu wirowania w wariancie R3\_3 zidentyfikowano jedne z niższych wartości wirowości oraz  $\lambda_{ci}$  spośród omawianych wariantów.

Wariant R5\_3 charakteryzował się poprawą warunków pod względem redukcji wartości prędkości przepływu pierwotnego, podobnie jak wariant R1\_4. Na początku wirowania także identyfikowano głównie strefy przepływów ścinajacych, aczkolwiek przy elementach modyfikacji dennicy zidentyfikowano również zawirowania o ujemnych i dodatnich wartościach wirowości (rys. 67). W 90-tej sekundzie strefy przepływów ścinajacych dominowały przy ścianie zbiornika. Zawirowania identyfikowano przy zewnętrznych krawędziach elementów oraz w centralnej części. Od 180-tej do 230-tej sekundy strefy przepływów ścinajacych ulegały dalszemu rozpraszaniu do lokalnych zawirowań. Wiry przy ścianie zbiornika były lewoskrętne (czerwone ramki), natomiast wiry przy fragmentach spirali prawoskrętne. W 230-tej sekundzie wiry zidentyfikowano na całym przepływie, były one zarówno lewo i prawoskrętne. Pod koniec wirowania w strefie centralnej zidentyfikowano trzy lewoskrętne wiry – czerwona ramka. Wariant R5\_3 charakteryzował się najniższą bezwzględną

wartością  $\lambda_{ci}$  identyfikującą wiry (wartości ujemne) oraz jedną z niższych wartości dodatnich charakteryzujących strefy przepływów ścinajacych spośród analizowanych wariantów.



Rys. 66. Wariant R3\_3, mapy wirowości  $\omega$  [s<sup>-1</sup>]; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego



Rys. 67. Wariant R5\_3, mapy wirowości  $\omega$  [s<sup>-1</sup>]; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego

Wariant R5 6 charakteryzował się najkorzystniejszym efektem pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego. Na początku wirowania dominowały strefy przepływów ścinajacych (rys. 68). Pojedyncze lewoskrętne zawirowanie zidentyfikowano na wysokości wlotu - czerwona ramka. Prawoskrętne zawirowania zidentyfikowano przy dwóch elementach modyfikacji dennicy pomarańczowe ramki. W 90-tej sekundzie zidentyfikowano wiry przy większości elementów modyfikacji dennicy, przeważnie prawoskrętne. Nadal utrzymywały się także strefy przepływów ścinajacych. W 180-tej sekundzie w strefie centralnej zidentyfikowano liczne zawirowania, jednak tylko kilka wirów charakteryzowało się wyższą wartością  $\lambda_{ci}$  od siły wirowania głównego przepływu. Przy fragmentach spirali dominował przepływ ścinający bezwirowy. Do 230-tej sekundy pojawiły się zawirowania pomiędzy elementami modyfikacji dennicy a ścianą zbiornika. Zawirowania w większości wykazywały ujemną wartość  $\omega$ . Wiry lewoskrętne ( $\omega > 0$ ) zidentyfikowano po wewnętrznej krawędzi fragmentów spirali – czerwona ramka. Zawirowania w strefie centralnej nie różniły się znacząco pod względem wartości  $\lambda_{ci}$ od przepływu głównego. W 230-tej sekindzie wariant R5\_6 charakteryzował się jednymi z najwyższych wartości wirowości i intensywności wirowania spośród wybranych modyfikacji dennicy.



Rys. 68. Wariant R5\_6, mapy wirowości  $\omega$  [s<sup>-1</sup>]; 1 – ujemne wartości  $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości  $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego

Jak wykazano w części teoretycznej, jeśli płyn obraca się jak bryła sztywna to kątowa prędkość obrotowa  $\Omega$  jest stała, tak że *u* wzrasta proporcjonalnie do odległości *r* od osi. W takim

przepływie wirowość jest wszędzie taka sama, tj. jej kierunek jest równoległy do osi obrotu, a wartość jest równa dwukrotnej jednostajnej prędkości kątowej  $\Omega$  płynu wokół środka obrotu (19). Do wyznaczenia prędkości kątowej przepływu pierwotnego posłużono się wzorem (76). Wyliczenia odniesiono do średniej wartości wirowości pobranej ze strefy centralnej (jej zasięg ustalono na 0,5R<sub>P</sub> i R<sub>L</sub>), gdzie nie zidentyfikowano lokalnych zawirowań. Przeliczenie prędkości liniowej na prędkość kątową dokonano na podstawie:

$$\Omega = \frac{u_{max}}{R},\tag{76}$$

gdzie:  $u_{max}$  to lokalna maksymalna wartość prędkości w danym kroku czasowym, a R to promień kadzi wirowej, na którym zidentyfikowano wartość maksymalnej prędkości przepływu pierwotnego.

Metody sedymentacji lub wymywania wykorzystują zależność między wielkością cząstek a prędkością osiadania wynikającą z prawa Stokesa. Prawo Stokes'a stanowi, że prędkość opadania cząsteczki w cieczy pod wpływem grawitacji jest proporcjonalna do kwadratu średnicy cząsteczki (21) i (22). Natomiast zgodnie z prawem Stokes'a dla ruchu wirowego, prędkość końcowa cząstki jest określona przez siłę odśrodkową wytworzoną przez ruch wirowy z uwzględnieniem wyporności i oporu lepkiego. Prędkość końcowa cząstki jest określona za pomocą (Priest i Steward, 2006):

$$u_t = \frac{d^2(\rho_s - \rho_c)}{18\mu} r\Omega^2.$$
 (77)

Na rysunku 69a przedstawiono wyliczone prędkości kątowe w wybranych kadziach w analizowanych krokach czasowych wirowania oraz na rysunku 69b i 69c wyliczone prędkości opadania cząstek o dwóch średnicach zastępczych. Wyliczenia przeprowadzono dla d = 0,14 mm, tę wartość zastosowano w modelu komputerowym i jest to wartość średnia z rozkładu wielkości cząstek z badań Jakubowski i in. (2016). Druga wartość to średnica maksymalna z danych literaturowych, czyli d = 8 mm.

Najwyższą wartość prędkości opadania na początku wirowania dla obu wielkości cząstek zidentyfikowano w kadzi klasycznej, w której była też najwyższa wartość liniowej prędkości przepływu (4,19·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). Wartości wyniosły 31,22·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> dla większej cząstki, a dla mniejszej cząstki 9,69·10<sup>-4</sup> m·s<sup>-1</sup>. Wśród wariantów modyfikacji dennicy najwyższą wartość  $u_t$  zidentyfikowano w wariancie R2\_2 (24,81·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 7,70·10<sup>-4</sup> m·s<sup>-1</sup>). Najniższe wartości prędkości opadania cząstek na początku wirowania zidentyfikowano w wariancie R5\_3 (22,92·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> oraz 7,12·10<sup>-4</sup> m·s<sup>-1</sup>).

Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania najwyższe wartości prędkości opadania cząstek zidentyfikowano w kadzi klasycznej  $(0,58 \cdot 10^{-4} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \text{ oraz } 1,86 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1})$ . Wśród wariantów

modyfikacji najwyższe wartości  $U_t$  zidentyfikowano w wariancie R5\_6 (10,4·10<sup>-2</sup> m·s<sup>-1</sup>) oraz 0,32·10<sup>-4</sup> m·s<sup>-1</sup>). Najniższe wartości prędkości opadania cząstek wystąpiły w wariancie R5\_3 (0,55·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>) oraz 0,17·10<sup>-4</sup> m·s<sup>-1</sup>).



Rys. 69. Wykresy rozkładów prędkości w wybranych wariantach kadzi w wybranych krokach czasowych wirowania: a) prędkość obrotowa b) prędkość opadania cząstek o d=0,14·mm; b) prędkość opadania cząstek o d=8 mm

W przypadku pozostałych analizowanych wariantów wartości początkowe  $u_t$  dla odpowiednio większej i mniejszej średnicy zastępczej cząstki wyniosły dla wariantu:

- R1\_4 (23,37 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup> oraz 7,26 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>),
- R3\_3 (24,67 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup> oraz 7,66 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>),
- R5\_6 (23,25  $\cdot$  10<sup>-1</sup> m  $\cdot$  s<sup>-1</sup> oraz 7,22  $\cdot$  10<sup>-4</sup> m  $\cdot$  s<sup>-1</sup>).

Końcowe wartości ut w pozostałych wariantach dla odpowiednio większej i mniejszej średnicy zastępczej cząstki wyniosły dla wariantu:

- R1\_4 (0,81 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup> oraz 0,25 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>);
- R2\_2 (0,91  $\cdot$  10<sup>-1</sup> m  $\cdot$  s<sup>-1</sup> oraz 0,28  $\cdot$  10<sup>-4</sup> m  $\cdot$  s<sup>-1</sup>);
- R3\_3  $(0,79 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \text{ oraz } 0,25 \cdot 10^{-4} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}).$

Na podstawie analizy map wektorowych przepływu zdefiniowano pięć kategorii oceny przepływu w kadzi wirowej, czyli:

• symetryzacja maksymalnych wartości prędkości przepływu,

- symetryzacja położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego względem osi zbiornika,
- stabilizacja strefy centralnej,
- obniżenie wartości prędkości przepływu pierwotnego,
- obniżenie wartości prędkości strefy centralnej.

Poprzez uśrednienie wartości liczbowych pobranych z map wektorowych uzyskano reprezentatywne rozkłady wartości prędkości przepływu pierwotnego. Na tej podstawie oceniono wpływ modyfikacji dennicy na warunki przepływu. Analizowano pięć fragmentów obwiedni spirali Ekmana w czterech wariantach ułożenia (dwa, trzy, cztery i sześć elementów). Wybrano najkorzystniejsze i najmniej korzystne warianty ułożenia dla każdego fragmentu spirali oraz spośród wszystkich 20 analizowanych modyfikacji.

Największą redukcję wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano w kadziach, w których na dennicy umieszczono fragmenty spirali R1, R3 i R5, z czego warianty R1\_4 i R5\_3 charakteryzowały się największą redukcją wartości prędkości przepływu pierwotnego. Do najmniejszego obniżenia tych wartości przyczyniły się formy geometryczne fragmentu spirali R4. W większości przypadków warianty charakteryzowały się większą redukcją wartości prędkości przepływu pierwotnego niż w kadzi klasycznej, wyjątkiem był fragment spirali R4.

Pod względem oceny symetryzacji maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego najmniejsze odchylenia zidentyfikowano dla fragmentu spirali R3 oraz R5, z czego wariant R3\_3 był najkorzystniejszy. Natomiast najkorzystniejszym rozwiązaniem dla symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego okazał się wariant R5\_6. Największe niesymetryczności przepływu pierwotnego wystąpiły w kadziach z fragmentami spirali R2. Pod względem symetryzacji maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego każdy wariant spośród 20 analizowanych przyczynił się do pogorszenia względem kadzi klasycznej. Natomiast pod względem symetryzacji położenia tych wartości nawet najmniej korzystne rozwiązanie przyczyniło się do poprawy warunków przepływu względem kadzi klasycznej.

Najkorzystniejsze pod względem stabilizacji centrum wiru były formy geometryczne R3 i R5, z czego wariant R5\_3 charakteryzował się najmniejszymi odchyleniami jego położenia. Natomiast modyfikacje dennicy przy pomocy fragmentów spirali R1 i R2 przyczyniły się do pogorszenia warunków przepływu w strefie centralnej w odniesieniu do kadzi klasycznej.

Największą redukcję wartości prędkości centrum wiru zidentyfikowano dla form geometrycznych R1, R2 i R4, z czego najkorzystniejszym rozwiązaniem był wariant R2\_2. W większości modyfikacje dennicy przyczyniły się do poprawy warunków przepływu w strefie centralnej w porównaniu do kadzi klasycznej. Wyjątkiem były warianty R2\_3 i R3\_4,

gdzie nastąpiło pogorszenie. Najmniejszą redukcją wartości prędkości centrum wiru charakteryzowały się formy geometryczne fragmentu spirali R5, szczególnie wariant R5\_2. Jednak warianty R5\_3 i R5\_6 przyczyniły się do większej redukcji wartości prędkości centrum wiru niż w przypadku kadzi klasycznej.

Na podstawie map wektorowych wybrano te formy geometryczne modyfikacji dennicy kadzi, które tworzyły najbardziej korzystne warunki przepływu spośród wszystkich 20 omawianych. Były to warianty R1\_4, R2\_2, R3\_3, R5\_3 oraz R5\_6. Kolejnym etapem była analiza wirowości oraz jej ocena za pomocą kryterium siły wirowości –  $\lambda_{ci}$ . Wybrane warianty porównano do kadzi klasycznej. Elementy zabudowy dennicy przyczyniły do tworzenia lokalnych zawirowań oraz stref przepływu ścinającego. Na koniec rozpatrywanego czasu wirowania w kadzi klasycznej ujemna wartość  $\lambda_{ci}$ , która identyfikuje wiry wyniosła -46,93 s<sup>-1</sup>. Natomiast dodatnia wartość, która identyfikuje strefę przepływu ścinającego wyniosła 195,15 s<sup>-1</sup>. Niższe ujemne wartości tego kryterium (porównane jako wartości bezwzględne) wystąpiły w wariancie R5\_3 ( $\lambda_{ci} = -113,32$  s<sup>-1</sup>) oraz R2\_2 ( $\lambda_{ci} = -143,41$  s<sup>-1</sup>). Najniższe dodatnie wartości dodatnie siły wirowości uzyskano w wariantach R1\_4 ( $\lambda_{ci} = 875,13$  s<sup>-1</sup>) i R5\_6 ( $\lambda_{ci} = 1145,86$  s<sup>-1</sup>). Dla tych form geometrycznych również zidentyfikowano najwyższe dodatnie wartości intensywności wirowania. Do symulacji wybrano zatem warianty R2\_2, R3\_3 i R5\_3.

Na podstawie wartości wirowości oraz maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego obliczono prędkość opadania cząstek osadu dla dwóch średnic zastępczych. Najwyższą początkową wartość prędkości opadania zidentyfikowano w kadzi klasycznej (dla mniejszych cząstek 9,69 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, a dla większych cząstek 31,22 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>). Spośród wariantów modyfikacji najwyższą początkową wartość prędkości opadania zidentyfikowano w wariancie R2\_2 (dla mniejszych cząstek 7,71 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, dla większych cząstek 24,81 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>). Najniższą końcową wartość prędkości opadania cząstek zidentyfikowano w wariancie R5\_3 (dlamniejszych cząstek 0,17 $\cdot$ 10<sup>-4</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, a dla większych cząstek 0,55 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>).

## 7.4. Analiza symulacyjna kadzi z modyfikacjami dennicy

W tym podrozdziale omówiono trójfazowe modele komputerowe dla wybranych wariantów form geometrycznych modyfikacji dennicy kadzi, tj. wariant R2\_2, R3\_3 oraz R5\_3. Analizę sedymentacji dokonano poprzez wizualizację namywania stożka, zmiany objętości VF<sub>osadu</sub>, a także rozkłady prędkości konglomeratów oraz przepływów pierwotnego i wtórnego.

Na rysunku 70 przedstawiono formowanie się stożka osadu w wariancie R2\_2 z uwzględnieniem zmian udziału frakcji fazy rozproszonej w elementach siatki w wybranych krokach czasowych. W pierwszych 10-ciu sekundach napełniania dominowały niskie wartości

VF<sub>osadu</sub>, do ok. 0,3. W dalszych korkach czasowych osad identyfikowano na całej powierzchni dennicy kadzi (rys. 70b–c). Już w 20-tej sekundzie zaobserwowano przewagę większych cząstek osadu.



Rys. 70. Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R2\_2, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF<sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki)

Pod koniec napełniania i na początku wirowania cząstki osadu były zawieszone także w osi (rys. 70d–e). Po rozpoczęciu etapu wirowania większość konglomeratów opadła na dno. W kolejnych krokach czasowych wirowania zaobserwowano stopniowe namywanie stożka osadu do środka dennicy, gdzie tworzył coraz bardziej zwartą geometrię (rys. 70f–h). Mimo to zidentyfikowano liczne konglomeraty osadu w przestrzeni pomiędzy stożkiem z ścianą zbiornika. Konglomeraty osadu, które znajdowały się blisko ścian zbiornika charakteryzowały się wysokimi wartościami udziału frakcji. Z analizy obu widoków, można zauważyć, iż cząstki osadu z VF poniżej 0,6 łatwo podążały za przepływem brzeczki. Natomiast konglomeraty

o wyższych wartościach VF były mniej ruchome. Od 20-tej sekundy zidentyfikowano uformowany stożek osadu o nieregularnym kształcie, jego średnica wzrosła z 138 do 145 mm (tab. 12). W 90-tej oraz 110-tej sekundzie za średnicę stożka przyjęto wymiar kadzi. Dopiero w 135-tej sekundzie można było zidentyfikować wyraźniej zarysowane granice stożka oraz większych konglomeratów wokół niego. Średnica samego stożka wyniosła ok. 163 mm, natomiast po uwzględnieniu konglomeratów – 189 mm. Na koniec symulowanego czasy wirowania stożek osadu nadal charakteryzował się niesymetrycznym kształtem oraz średnicą zastępczą 177,9 mm, czyli 59,3% średnicy zbiornika.

| t [s] | d <sub>x</sub> [mm] | d <sub>y</sub> [mm] | d <sub>śr</sub> [mm] |
|-------|---------------------|---------------------|----------------------|
| 10    | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |
| 20    | 148                 | 128                 | 138                  |
| 40    | 147                 | 142                 | 145                  |
| 65    | 167                 | 179                 | 172                  |
| 90    | 300                 | 300                 | 300                  |
| 110   | 300                 | 300                 | 300                  |
| 135   | 178                 | 148                 | 163                  |
| 180   | 188                 | 168                 | 178                  |
|       |                     |                     |                      |

Tab. 12. Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R2\_2

n.u. – nie ustalono

Na rysunku 71 przedstawiono zmiany udziału objętości udziału fazy rozproszonej w elementach siatki oraz zmiany objętości fizycznej osadu w trakcie symulacji procesu klarowania. Objętość VF była wyższa niż objętość fizyczna aż do 85-tej sekundy. Najwyższa wartość VF<sub>osadu</sub> wyniosła  $1,31 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup> w 58-tej sekundzie. Od tego kroku czasowego wartość VF systematycznie obniża się. W 180-tej sekundzie VF<sub>osadu</sub> wyniosła  $0,66 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup>, co stanowi 66% objętości fizycznej.

Na rysunku 72 przedstawiono rozkłady prędkości cząstek osadu w wybranych krokach czasowych operacji klarowania. Na początku napełniania cząstki na wlocie charakteryzowały się prędkością z jaką napełniano zbiornik (rys. 72a). W trakcie napełniania najwyższe wartości prędkości cząstek identyfikowano przy wlocie (rys. 72b–d). Maksymalna prędkość osadu na początku wirowania (rys. 72e) wyniosła  $4,10\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>. W przypadku brzeczki, na wysokości 10 mm nad dennicą kadzi, maksymalna wartość prędkości brzeczki była o ok. 43% wyższa niż fazy rozproszonej, czyli  $7,25\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>. W 110-tej sekundzie (rys. 72f) klarowania maksymalna wartość prędkości cząstek osadu zmalała do  $3,13\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>, natomiast brzeczki  $3,09\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>. Po 25-ciu sekundach (rys. 72g) maksymalna wartość prędkości cząstek osadu wyniosła  $1,22\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>, a dla brzeczki  $1,25\cdot10^{-1}$  m·s<sup>-1</sup>. Na koniec wirowania

(rys. 72h) maksymalna prędkość cząstek osadu osiągnęła wartość  $0,11\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , a brzeczki  $0,29\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Przez cały okres wirowania prędkość cząstek osadu była zawsze mniejsza niż prędkość przepływu brzeczki.



Rys. 71. Wykres zmian udziału objętości fizycznej w odniesieniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu osadu gorącego dla wariantu R2\_2



Rys. 72. Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R2\_2, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)

Przepływ pierwotny w wariancie R2\_2 (rys. 73a) charakteryzował się niską niesymetrycznością maksymalnych wartości prędkości, o FS<sub>r</sub> 2,14. Jedynie na początku wirowania różnice wartości maksymalnych przepływu pierwotnego były największe, różnica 3,7%. Zidentyfikowano także niesymetryczność ich położenia we wszystkich krokach czasowych, różnice 0,03 do 2%. Wartość FS<sub>r</sub> położenia wyniosła 6,51. Była to jednak najniższa wartość spośród czterech analizowanych modeli. Centrum wiru charakteryzowało się stabilnością, o FS<sub>Pś</sub> 0,25. Odnotowano także znaczącą redukcję jego wartości prędkości, tj. o 91,3%.

Rysunek 73b przedstawia wykres rozkładu prędkości przepływu wtórnego. Na początku wirowania pojawiły się różnice w wartościach maksymalnych prędkości wirów. W kolejnych krokach czasowych różnice wartości prędkości tego przepływu oraz ich położenia wyniosły ok. 0,5%. Wartości FS<sub>r</sub> pod względem symetryzacji położenia oraz FS<sub>r</sub> pod względem symetryzacji maksymalnych wartości prędkości wyniosły odpowiednio 0,92 oraz 1,88. Można więc stwierdzić symetryzację przepływu wtórnego. Zasięg tych wirów nie zmieniał się wraz z postępem czasu. Od początku wirowania przepływ namywający miał swój zasięg do 0,5R. Maksymalna wartość prędkości przepływu wtórnego wyniosła na początku wirowania 01,48 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, a na koniec rozpatrywanego okresu wirowania 0,71 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m $\cdot$ s<sup>-1</sup>, co stanowi 51,5% obniżenia wartości.



Rys. 73. Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R2\_2 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne

Na rys. 74 przedstawiono mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w wariancie R2\_2 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych. Już na początku wirowania uformował się przepływ przydenny namywający stożek (rys. 74a czerwona ramka), których kształt i zasięg nie zmienił się w trakcie rozpatrywanego czasu wirowania. W wariancie R2\_2 na początku wirowania obecne były także zawirowania w osi zbiornika, które

charakteryzowały się wysokimi wartościami prędkości. Wraz z upływem czasu ich zasięg i wartość prędkości malały. Można również zauważyć, iż do 135-tej sekundy znacząco zanikły wiry Taylora. Nie zidentyfikowano zawirowań przy elementach zabudowy dennicy. Aczkolwiek odchylały one przepływ przydenny w kierunku do ścian zbiornika, nadając mu charakterystyczny kształt.



Rys. 74. Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R2\_2 z symulacji komputerowej; różowa ramka – przydenny przepływ namywający, zielone ramki – wiry Taylora

Na rysunku 75 przedstawiono formowanie się stożka osadu w wariancie R3\_3 z uwzględnieniem zmian udziału frakcji fazy rozproszonej w elementach siatki w wybranych krokach czasowych. Do 10-tej sekundy cząstki osadu obserwowano przy zewnętrznych

krawędziach elementów zabudowy dennicy. Do 20-tej sekundy uformował się niesymetryczny stożek, a do 40-tej sekundy osad przykrył całą powierzchnię dennicy (rys. 75a–c). Pod koniec napełniania i na początku wirowania zidentyfikowano więcej zawieszonych cząstek osadu niż w kadzi R2\_2 (rys. 75d–e). Przez większość trwania napełniania dominowały wartości VF<sub>osadu</sub> z zakresu od 0,2 do 0,5. Po rozpoczęciu etapu wirowania, do 90-tej sekundy, część cząstek osadu była nadal zawieszona w brzeczce, jednak większość opadła na dno. W kolejnych krokach czasowych wirowania zaobserwowano stopniowe namywanie stożka osadu do środka dennicy, gdzie tworzył coraz bardziej zwartą geometrię (rys. 75f–h). Podobnie jak w wariancie R2\_2, tak i w wariancie R3\_3 zidentyfikowano liczne, choć drobniejsze cząstki osadu w przestrzeni pomiędzy stożkiem z ścianą zbiornika.



Rys. 75. Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R3\_3, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF<sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki)

W tabeli 13 pokazano zmiany jego średnicy w wybranych krokach czasowych. Do 10-tej sekundy osad nie utworzył konglomeratów o wysokich wartościach VFosadu. Do 20-tej sekundy w części centralnej uformował się niesymetryczny stożek, którego kształt nie zmienił się zauważalnie do 40-tej sekundy. Do końca etapu napełniania cała powierzchnia dennicy została przykryta osadem. W 20-tej sekundzie stożek był symetryczny, jego średnica zastępcza wyniosła 150 mm. Od 40-tej sekundy do końca rozpatrywanego czasu wirowania średnica zastępcza zwartego stożka nie ulegała zauważalnym zmianom, zawierała się od 149 do 150 mm. Jednak wokół gromadziło się coraz więcej osadu. Na początku wirowania stożek był rozmyty. Niemożliwe było ustalenie jego granic, wiec jego średnicę przyjęto jako średnicę kadzi. W 110-tej sekundzie sytuacja ta się nie zmieniła znacząco. Aczkolwiek w strefie centralnej zidentyfikowano zwartą formę o średnicy zastępczej 67 mm. Mimo to stożek był otoczony licznymi konglomeratami i z tego względu przyjęto jako jego właściwą średnicę wymiar dennicy kadzi. Od tego kroku czasowego do końca symulowanego czasu wirowania średnica zastępcza zmniejszała się, a stożek ulegał zagęszczeniu. W 135-tej sekundzie przyjął bardziej zwartą formę, a jego średnicę można było wyznaczyć pomijając pojedyncze duże konglomeraty przy elementach zabudowy dennicy. W tym kroku czasowym średnica zastępcza wyniosła 198 mm. Do 180-tej sekundy następowało dalsze namywanie stożka osadu, ostatecznie wartość d<sub>śr</sub> zmniejszyła się do 155 mm, czyli 51,6% średnicy zbiornika.

| t [s]               | d <sub>x</sub> [mm] | d <sub>y</sub> [mm] | d <sub>śr</sub> [mm] |  |  |  |  |
|---------------------|---------------------|---------------------|----------------------|--|--|--|--|
| 10                  | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |  |  |  |
| 20                  | 143                 | 131                 | 137                  |  |  |  |  |
| 40                  | 154                 | 143                 | 149                  |  |  |  |  |
| 65                  | 148                 | 153                 | 150                  |  |  |  |  |
| 90                  | 300                 | 300                 | 300                  |  |  |  |  |
| 110                 | 300                 | 300                 | 300                  |  |  |  |  |
| 135                 | 182                 | 215                 | 198                  |  |  |  |  |
| 180                 | 154                 | 155                 | 155                  |  |  |  |  |
| n.u. – nie ustalono |                     |                     |                      |  |  |  |  |

Tab. 13. Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R3\_3

Na rysunku 76 przedstawiono zmiany udziału objętości fazy rozproszonej w elementach siatki oraz zmiany objętości fizycznej osadu w trakcie symulacji procesu klarowania w wariancie R5\_3. W tym wariancie objętości VF i fizyczne nie pokrywały się ani w trakcie napełniania, ani w trakcie wirowania. Maksymalna objętość VF<sub>osadu</sub> – na koniec napełniania wyniosła 1,45·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup>, natomiast fizyczna 1,05·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup>. Na koniec rozpatrywanego czasu

wirowania objętość VF<sub>osad</sub>u wyniosła  $0,73 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup>, co stanowi 69,5% objętości fizycznej. Uzyskano więc największe zagęszczenie spośród wszystkich wariantów.

Na rysunku 77 przedstawiono rozkłady prędkości cząstek osadu w wybranych krokach czasowych operacji klarowania. Tylko na początku napełniania cząstki na wlocie charakteryzowały się prędkością z jaką napełniano zbiornik. Cząstki przy dennicy kadzi wykazywały wartości prędkości bliskie zeru (rys. 77a).



Rys. 76. Wykres zmian udziału objętości fizycznej w odniesieniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu osadu gorącego dla wariantu R3\_3



Rys. 77. Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R3\_3, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)

W trakcie napełniania najwyższe wartości prędkości identyfikowano przy wlocie (rys. 77b–d). Maksymalna wartość prędkości osadu na początku wirowania (rys. 77e) wyniosła  $4,26\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Natomiast w przypadku brzeczki, na wysokości 10 mm nad dennicą kadzi, ta wartość była o ok. 70% wyższa niż fazy rozproszonej, czyli 7,26·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. W 110-tej sekundzie (rys. 77f) klarowania maksymalna wartość prędkości cząstek osadu wyniosła 2,92·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, natomiast brzeczki 4,91·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. Po 25-tu sekundach (rys. 77g) maksymalna wartość prędkości cząstek osadu obniżyła się do 0,125·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, a dla brzeczki do 2,14·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. Na koniec wirowania (rys. 77h) maksymalna prędkość cząstek osadu osiągnęła wartość 0,06·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, a dla brzeczki 0,67·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. Przez cały okres wirowania prędkość cząstek osadu była zawsze mniejsza niż prędkość przepływu brzeczki.

Przepływ pierwotny w wariancie R3\_3 (rys. 78a) wykazał symetryzację pod względem maksymalnych wartości prędkości przepływu w początkowych krokach czasowych. Jedynie na początku wirowania różnice między maksymalnymi wartościami przepływu pierwotnego były największe, 3,8%. Wartość FS<sub>r</sub> dla symetryzacji maksymalnych wartości przepływu pierwotnego wyniosła 1,97. Przepływ pierwotny nie wykazał natomiast symetryzacji pod względem położenia maksymalnych wartości prędkości, różnice wzrosły od 0,86% do 8,6%, a wartość FS<sub>r</sub> 7,68. W tym wariacie centrum wiru, podobnie jak w warrancie R2\_2 charakteryzowało się stabilnością o FS<sub>PŚ</sub> równej 0,29.



Rys. 78. Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R3\_3 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne

Na rysunku 78b przedstawiono wykres rozkładu prędkości przepływu wtórnego. Przepływ wtórny charakteryzował się niesymetrycznością pod względem maksymalnych wartości prędkości. Różnice zwiększały się wraz z upływem czasu od 0,8% do 8,5%, a wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 4,47. Na początku wirowania prędkości przydennego przepływu osiągnęły
wartości 1,46·10<sup>-1</sup> oraz 1,42·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (w tym kroku czasowym różnica wartości wyniosła 2,78%). Natomiast na koniec rozpatrywanego czasu wirowania 0,61·10<sup>-1</sup> oraz 0,56·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (różnica 8,5%). Pod względem położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu wtórnego zidentyfikowano symetryzację, różnice wyniosły od 0,8% na początku do 1,1% w 180-tej sekundzie, a wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 1,21. Zasięg przepływu wtórnego zmienił się zauważalnie w trakcie rozpatrywanego czasu wirowania, od 0,35R<sub>L</sub> i 0,31R<sub>P</sub> na początku wirowania do 0,25R<sub>L</sub> i 0,23R<sub>P</sub> w 180-tej sekundzie. Fragmenty spirali R3 w przeciwieństwie do fragmentów R2 nie hamowały przepływ przydenny, jednak wprowadzały niestabilności postaci lokalnych wzrostów i spadków wartości prędkości po wewnętrznej krawędzi elementu zabudowy. Również zaobserwowano zawirowania nad i za przegrodą.

Na rysunku 79 przedstawiono mapy wektorowe przepływu wtórnego w wariancie R3\_3. Na początku wirowania zaobserwowano niesymetryczne wiry Taylora (rys. 79a zielone ramki) o niskich wartościach prędkości. Uległy one znacznemu rozproszeniu do 135-tej sekundy wirowania. Przepływ przydenny był spłaszczany w trakcie wirowania (rys. 79a-b – czerwona ramka). Przy elementach zabudowy dennicy zidentyfikowano lokalne zawirowania w 135-tej sekundzie. W osi zbiornika także zaobserwowano liczne zawirowania, które uległy tylko pewnemu rozproszeniu pod koniec symulowanego czasu wirowania. Przydenny przepływ pod koniec wirowania zajmował większą powierzchnię w kierunku pionowym, a wiry Taylora utrzymały się tylko częściowo po lewej stronie zbiornika (rys. 79c). W tym wariancie na kształt przydennego przepływu namywającego stożek miały większy wpływ wiry Taylora niż elementy zabudowy.



Rys. 79. Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R3\_3 z symulacji komputerowej; czerwona ramka – przydenny przepływ namywający, zielone ramki – wiry Taylora

Na rysunku 80 przedstawiono formowanie się stożka osadu w wariancie R5\_3. Przebiegał on dość podobnie do sedymentacji w wariancie R3\_3. Wynika to z dużego podobieństwa obu fragmentów spirali. W początkowym okresie napełniania dominowały niskie udziały frakcji osadu, od 0,01 do 0,2 (rys. 80a), a cząstki tak jak w wariancie R3\_3 pozostawały po zewnętrznej krawędzi elementów zabudowy dennicy. W 20-tej sekundzie zidentyfikowano niesymetryczny stożek osadu (rys. 80b). Do końca etapu napełniania na całej powierzchni dennicy utworzyła

się zauważalna warstwa osadu. W tym okresie czasu także dominowały niskie udziały VF<sub>osadu</sub>, z zakresu 0,01 do 0,2 (rys. 80c–d). Na początku wirowania (rys. 80e) dla większości nadal zawieszonych cząstek zidentyfikowano wyższe wartości VF<sub>osadu</sub>, z zakresu 0,6 do 0,8. W warstwie przydennej osadu dominowały najwyższe wartości udziału frakcji fazy rozproszonej, od 0,85 do 0,99. Do 135-tej sekundy (rys. 80f–g) następowała dalsza aglomeracja cząstek oraz namywanie stożka osadu. Od 110-tej sekundy w osi zbiornika zidentyfikowano nieliczne nadal zawieszone cząstki, które ostatecznie opadły na dno (rys. 80h).



Rys. 80. Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R5\_3, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF<sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki)

W tabeli 14 przedstawiono zmiany średnicy stożka osadu w wybranych krokach czasowych. Jak wspomniano wcześniej do 10-tej sekundy napełniania osad pozostawał w zewnętrznej strefie zbiornika (rys. 80a). W 20-tej sekundzie napełniania wartość średnicy zastępczej stożka wyniosła 151 mm, był on niesymetryczny i rozgałęziony (rys. 80b).

Natomiast w 40-tej sekundzie uległ rozmyciu, a jego średnica wyniosła 96 mm (rys. 80c). W tym kroku czasowym zidentyfikowano liczne konglomeraty osadu wokół stożka. Pod koniec napełniania również w tym wariancie osad przykrył cała powierzchnię dennicy kadzi (rys. 80d), a za jego średnicę przyjęto 300 mm. W 90-tej sekundzie również przyjęto, że stożek osadu posiada średnicę równą średnicy zbiornika (rys. 80e), był on rozmyty i nieforemny. W 110-tej sekundzie zaobserwowano odsunięcie konglomeratów od ścian kadzi, jednak sam stożek był nadal rozmyty (rys. 80f). Mimo to możliwe było zmierzenie jego średnicy zastępczej, która wyniosła 236 mm. Do 135-tej sekundy średnica zastępcza zmniejszyła się do 214 mm, a jego granice nadal pozostawały rozmyte (rys. 80g). Do 180-tej sekundy stożek przyjął swoją ostateczną formę, był jednak niesymetryczny (rys. 80h), a średnica zastępcza wyniosła 140 mm, czyli 46,8% średnicy kadzi. Wokół stożka zaobserwowano liczne konglomeraty osadu. Stożek uformowany w wariancie R5\_3 był najmniejszy spośród analizowany modeli oraz charakteryzował się najmniej zwartą formą.

| t [s] | d <sub>x</sub> [mm] | d <sub>y</sub> [mm] | d <sub>śr</sub> [mm] |  |
|-------|---------------------|---------------------|----------------------|--|
| 10    | n.u.                | n.u.                | n.u.                 |  |
| 20    | 168                 | 134                 | 151                  |  |
| 40    | 110                 | 82                  | 96                   |  |
| 65    | 300                 | 300                 | 300                  |  |
| 90    | 300                 | 300                 | 300                  |  |
| 110   | 234                 | 239                 | 236                  |  |
| 135   | 206                 | 223                 | 215                  |  |
| 180   | 143                 | 138                 | 140                  |  |

Tab. 14. Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R5\_3

n.u. – nie ustalono

Na rysunku 81 przedstawiono zmiany udziału objętości udziału fazy rozproszonej w elementach siatki oraz zmiany objętości fizycznej osadu w trakcie symulacji procesu klarowania. W trakcie napełniania objętości VF i fizyczne pokrywały się. Po rozpoczęciu etapu wirowania objętość VF<sub>osadu</sub> obniżała się, natomiast fizyczna ilość osadu w kadzi nie ulegała zmianie. W rozpatrywanym modelu objętości wynoszą ok 1,05·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup> (fizyczna objętość osadu gorącego) i ok. 0,76·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup> (objętość VF na koniec wirowania), natomiast objętość brzeczki wyniosła 1,05·10<sup>-3</sup> m<sup>3</sup>. Objętość VF<sub>osadu</sub> stanowi w przybliżeniu 73% objętości fizycznej. Uzyskano więc znacznie niższe zagęszczenie osadu niż w kadzi klasycznej. Wynika to z obecności cząstek o niskim VF w przestrzeni pomiędzy stożkiem, a ścianą zbiornika.



Rys. 81. Wykres zmiany udziału w wariancie R5\_3: objętości fizycznej osadu gorącego w porównaniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu

Na rysunku 82 przedstawiono rozkłady prędkości cząstek osadu w wybranych krokach czasowych w trakcie wirowania. Podobnie jak w poprzednich wariantach, tak i w wariancie R5\_3 maksymalna wartość prędkości cząstek była taka sama jak prędkość na wlocie tylko na początku napełniania (rys. 82a).



Rys. 82. Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R5\_3, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)

Maksymalna wartość prędkości osadu na początku wirowania wyniosła 4,01 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup> (rys. 82e), co stanowi 66% maksymalnej wartości prędkości przepływu pierwotnego (6,09 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>) w tym samym kroku czasowym na wysokości 10 mm. W 110-tej sekundzie klarowania maksymalna wartość prędkości cząstek wyniosła 2,74 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, natomiast wartość prędkości brzeczki była nieznacznie wyższa (3,00 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>). W kolejnych krokach czasowych cząstki ulegały dalszemu wyhamowaniu i ostatecznie maksymalna wartość prędkości wyniosła 0,06 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, co stanowi 7% wartości prędkości przepływu pierwotnego. Na rysunkach 82f–h można zauważyć, iż wartości maksymalne prędkości charakteryzują obrzeża stożka osadu, a przede wszystkim konglomeraty osadu przy ścianie zbiornika. Fragmenty spirali przyczyniły się do znacznego wyhamowania cząstek przy elementach zabudowy dennicy. Na rysunku 83 przedstawiono rozkłady wartości prędkości przepływu pierwotnego (rys. 87a) oraz przepływu wtórnego (rys. 83b).

Przepływ pierwotny charakteryzował się niesymetrycznością pod względem wartości prędkości, wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 9,40. Najmniejsza różnica wartości prędkości wystąpiła w 135-tej sekundzie (2,3% różnicy), największa natomiast w 90-tej sekundzie (15,6%). Pod koniec rozpatrywanego czasu wirowania różnica wartości prędkości wyniosła 9,6%  $(0,90\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}\text{ i } 0,82\cdot10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1})$ . Także położenie maksymalnych wartości prędkości było niesymetryczne, o FS<sub>r</sub> równej 17,60. Wraz z upływem czasu różnice położenia zwiększały się, z 2,5% do 34,4%. Od 110-tej sekundy położenie wartości maksymalnej na R<sub>L</sub> nie ulegało znaczącym zmianom. Wynika to z obecności w tym miejscu jednego z elementów zabudowy dennicy. Centrum wiru charakteryzowało się największą stabilnością, FS<sub>PŚ</sub> wyniosło 0,39 – najwyższa wartość spośród symulacji.

Przepływ wtórny charakteryzował się niesymetrycznością pod względem maksymalnych wartości prędkości. Różnice wzrastały wraz z upływem czasu od 7% do 17,7% na koniec rozpatrywanego czasu wirowania. Wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 11,67. Na początku wirowania maksymalne wartości prędkości wirów wyniosły 1,45 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> oraz 1,35 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>, natomiast na koniec rozpatrywanego czasu wirowania obniżyły się do 0,90 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> oraz 0,75 $\cdot$ 10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>. Podobnie jak w przypadku przepływu pierwotnego, tak i przepływ przydenny nie wykazał symetryczności położenia maksymalnych wartości prędkości. Różnice położenia także zwiększały się wraz z upływem czasu, a wartość FS<sub>r</sub> wyniosła 11,31. Maksymalne wartości predkosci na R<sub>L</sub> nie zmieniały swojego położenia, natomiast na R<sub>P</sub> wartości te zbliżały się do osi zbiornika. Tylko na początku wirowania zidentyfikowano pełną symetryzację ich położenia. W 110-tej sekundzie różnica wyniosła 6,5%, a w 180-tej sekundzie różnica położenia maksymalnych wartości przepływu wtórnego wzrosła do 21%. Zasięg przepływu

wtórnego był największy spośród wszystkich trzech wariantów, na początku wirowania wyniósł 0,04R<sub>P</sub> i 0,05R<sub>L</sub>, a w 180 sekundzie 0,03 R<sub>P</sub> i 0,08R<sub>L</sub>.



Rys. 83. Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R5\_3 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne

Na rysunku 84 przedstawiono mapy wektorowe przepływu wtórnego w wariancie R5\_3. Na początku wirowania zaobserwowano niesymetryczne wiry Taylora (rys. 88a zielone ramki), które utrzymały się aż do 135-tej sekundy (rys. 84b szare ramki). A do 180-tej sekundy uległy rozproszeniu (rys. 84c zielone ramki). Przepływ przydenny zidentyfikowano na początku wirowania sekundzie (rys. 88a czerwona ramka). Był on najbardziej spłaszczony i nieforemny spośród analizowanych wariantów. Przed elementami zabudowy dennicy tworzyły się lokalne zawirowania. W osi zbiornika zaobserwowano najmniej zawirowań, które uległy także największemu rozproszeniu pod koniec symulowanego czasu wirowania spośród wszystkich wariantów.

Modele komputerowe kadzi klasycznej oraz kadzi zmodyfikowanych pozwoliły na ocenę efektu zabudowy dennicy na formowanie się stożka osadu. W kadzi klasycznej średnica zastępcza stożka osadu osiągnęła wartość 73,9% średnicy kadzi, a jego zagęszczenie 79%. Podobne zagęszczenie uzyskano w wariancie R5\_3 (73%). Tu jednak średnica zastępcza stożka osadu wyniosła 46,8% średnicy dennicy kadzi. Jest to związane z obecnością znacznej ilości konglomeratów osadu w przestrzeni miedzy samym stożkiem a ścianą zbiornika. Większą średnicę zastępczą stożka oraz większe zagęszczenie uzyskano w wariancie R3\_3. Tu wartości wyniosły odpowiednio 51,6% średnicy dennicy kadzi oraz upakowanie na poziomie 69,5%. Największe zagęszczenie stożka uzyskano w wariancie R2\_2, 66%. Średnica zastępcza stożka wyniosła 59,3% średnicy dennicy kadzi. Najwyższą maksymalną wartość prędkości osadu na koniec rozpatrywanego czasu wirowaniu zidentyfikowano w wariancie R2\_2 – 0,11·10<sup>-1</sup> m·s<sup>-1</sup>.

Natomiast w pozostałych wariantach wartość prędkości wyniosła  $0,06 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Można więc przypuszczać, iż przy dłuższym czasie wirowania w wariancie R2\_2 uzyska się jeszcze większe zagęszczenie stożka osadu.



Rys. 84. Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R5\_3 z symulacji komputerowej; czerwona ramka – przydenny przepływ namywający, szare ramki – wiry Taylora

Rozpatrując charakterystykę przepływu pierwotnego stwierdzono, iż najmniej korzystne warunki przepływu wystąpiły w kadzi klasycznej. FS<sub>r</sub> pod względem symetryzacji maksymalnych wartości prędkości wyniosła 7,75, natomiast pod względem ich położenia 36,45. Wartość FS<sub>PŚ</sub> wyniosła 1,39. Najniższą niesymetryczność pod względem maksymalnych wartości prędkości zidentyfikowano dla wariantu R3\_3 (FS<sub>r</sub> = 1,97) oraz dla wariantu R2\_2 (FS<sub>r</sub> = 2,14). Natomiast największą niesymetryczność w tym kryterium zaobserwowano w wariancie R5\_3 (FS<sub>r</sub> = 9,40). Oceniając symetryzację położenia maksymalnych wartości prędkości najniższą wartość FS<sub>r</sub> stwierdzono dla wariantu R2\_2 (FS<sub>r</sub> = 6,51), najwyższa dla wariantu R5\_3 (FS<sub>r</sub> = 17,62), a dla wariantu R3\_3 FS<sub>r</sub> wyniosło 7,68. Pod względem stabilizacji centrum wiru najkorzystniejsze warunki uzyskano w wariancie R2\_2 (FS<sub>PŚ</sub> = 0,25) oraz w wariancie R3\_3 (FS<sub>PŚ</sub> = 0,29), natomiast najmniej korzystne dla wariantu R5\_3 (FS<sub>PŚ</sub> = 0,39).

Największą redukcję wartości prędkości przepływu pierwotnego zidentyfikowano w wariancie R2\_2 (95,9%) oraz R3\_3 (90,9%), a najniższą w wariancie R5\_3 (85%). Najwyższą maksymalną wartość prędkości przepływu pierwotnego na koniec symulacji stwierdzono w wariancie R5\_3,  $0,90 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . W wariancie R2\_2 maksymalna wartość prędkości przepływu pierwotnego ostatecznie wyniosła  $0,29 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  i była to najniższa wartość. W wariancie R3\_3 na koniec rozpatrywanego czasu wirowania maksymalna prędkość przepływu pierwotnego obniżyła się do wartości  $0,67 \cdot 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

W eksperymencie, gdzie użyto kadzi wysokiej o smukłości H/D=1, w wariancie R2\_2 zidentyfikowano największą niesymetryczność pod względem maksymalnych wartości prędkości, a to wariant R5\_3 tworzył korzystniejsze warunki przepływu. Można, więc przypuszczać, iż wariant R2\_2 wywiera korzystny efekt na przepływ pierwotny w kadzi niskiej, natomiast niekorzystny w kadzi wysokiej. Natomiast dla wariant R5\_3 sytuacja jest odwrotna, przyczynia się on do poprawy warunków przepływu w kadzi wysokiej, a pogarsza warunki przepływu w kadzi niskiej. W przypadku wariantu R3\_3 stwierdzono, iż tworzy on korzystne warunki dla kadzi niezależnie od smukłości.

Założono, iż wybrana wysokość elementów zabudowy nie zaburzy dośrodkowego przepływu namywającego. Na podstawie symulacji komputerowych stwierdzono, iż elementy modyfikujące dno zaburzają przepływ promieniowy. To przyczynia się do namywania osadu przy fragmentach spirali. Największy zasięg przepływu wtórnego zidentyfikowano w wariancie R5\_3, najmniejszy natomiast w wariancie R2\_2. Jest to powiązane z długością i rozmieszczeniem fragmentów spirali.

W przypadku przepływu wtórnego najkorzystniejsze warunki pod względem symetryzacji maksymalnych wartości prędkości zidentyfikowano dla wariantu R2\_2 (FS<sub>r</sub> = 1,88), dla wariantu

R3\_3 FS<sub>r</sub> wyniosło 4,47, a najmniej korzystny efekt stwierdzono w wariancie R5\_3 (FS<sub>r</sub> = 11,67). Tę samą zależność zidentyfikowano przy ocenie symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości przydennego przepływu namywającego. Dla wariantu R2\_2 FS<sub>r</sub> wyniosła 0,92, dla wariantu R3\_3 FS<sub>r</sub> = 1,21, a dla wariantu R5\_3 FS<sub>r</sub> = 11,67. Najwyższa maksymalna wartość prędkości przepływu wtórnego na koniec symulacji wystąpiła w wariancie R5\_3 i wyniosła 0,89 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup>. Najniższą wartość maksymalną prędkości tego przepływu zidentyfikowano w wariancie R3\_3 – 0,61 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup>, W wariancie R2\_2 na koniec rozpatrywanego czasu wirowania wyniosła 0,71 · 10<sup>-1</sup> m · s<sup>-1</sup>.

Na podstawie wyników symulacji dla kadzi niskich o smukłości H/D = 0,5 można stwierdzić, iż wariant zabudowy R2\_2 wykazał najbardziej korzystny efekt na zjawsika przepływu. Natomiast wariant R5\_3 okazał się najmniej korzystny dla takiej smukłości. Mimo to, każda geometria modyfikująca dennice kadzi wirowej przyczyniła się do poprawy warunków formowania się stożka osadu w porównaniu do kadzi niezabudowanej.

# 8. OMÓWIENIE WYNIKÓW

W rozdziale podjęto próbę odniesienia wyników badań wyników z publikacji naukowych. Porównanie jest możliwe raczej od strony jakościowejz, szczególnie, że w niniejszej pracy zaproponowano nowe podejście do oceny wyników, a także przyjęto nowe kryteria analizy przepływu w kadzi wirowej. Podobny problem dotyczył dyskusji pomiarów reologicznych osadu.

#### 8.1. Reologia

Sterczyńska i in. (2021) badali zawartość wybranych jonów metali w osadzie gorącym. Analizy wskazują, iż osad jest wartościowym źródłem jonów wapnia, manganu, magnezu i cynku. Stężenie tych jonów w osadzie gorącym zależy od stosowanej receptury, tj. surowców. Również Mathias i in. (2015) badali parametry fizyko-chemiczne osadów pobranych z lokalnego browaru w Rio de Janeiro (Brazylia) z brzeczki słodowej. Osad gorący charakteryzował się wysoką zawartością wody – 86,9%, wyższą niż osad pobrany na potrzeby tej pracy (ok. 76%). Jest on także bogaty w węgiel organiczny (50% s.m.) oraz charakteryzuje się najwyższym udziałem białek w suchej masie (48% s.m.) w porównaniu do młóta oraz drożdży.

Dodatki niesłodowane obniżają zawartość polifenoli i białek w brzeczce, a tym samym hamują tworzenie się gorącego osadu. Innym problemem wynikającym z użycia niesłodowanych zbóż jest wysoka zawartość β-glukanów. Związki te ulegają rozkładowi podczas słodowania. Obecność β-glukanów zwiększa lepkość brzeczki, spowalniając tym samym oddzielanie zacieru i obniżając odzysk ekstraktu. Spowalnia filtrację piwa i stwarza ryzyko powstawania zmętnień. Problemy te dotyczą żyta, gryki, owsa i pszenicy (Goode i in., 2005; Schnitzenbaumer i Arendt, 2014). Wyniki te są zgodne z badaniami rozkładu cząstek, gdzie dla brzeczek z dodatkiem niesłodowanego jęczmienia zidentyfikowano mniej cząstek osadu niż dla brzeczki ze słodu. Stwierdzono także, że osad z większym udziałem surowca niesłodowanego charakteryzuje się wyższa lepkością.

Kunz i in. (2011) badali wpływ udziału surowego jęczmienia we wsadzie na jakość brzeczki. Ich wyniki wykazały wyraźny wzrost zawartości β-glukanów dla 25 i 50% udziału jęczmienia. Stężenie polifenoli i azotu całkowitego nie różniło się istotnie pomiędzy brzeczkami wyprodukowanymi z udziałem słodu, a brzeczkami z udziałem ziarna niesłodowanego. Potwierdza to, że różnica w wartościach lepkości pozornej osadów wydaje się być powiązana głównie z wielkością cząstek i splątaniem łańcuchów.

Obniżenie wartości lepkości wraz z temperaturą można tłumaczyć zmniejszeniem sił spójności pomiędzy cząsteczkami (Baroutian i in., 2013). Zachowanie rozrzedzające przy

ścinaniu ścinaniem może być również spowodowane warstwy solwatacyjnej z długołańcuchowych cząsteczek gorącego osadu (Baroutian i in., 2018). W badaniach Senapati i in. (2010) lepkość zawiesiny popiołu w wodzie zależała od udziału fazy stałej i wzrastała wraz ze wzrostem wielkości cząstek. Zawiesiny wykazywały również właściwości rozrzedzania ścinaniem. Autorzy stwierdzili również, że wraz ze wzrostem wielkości cząstek rozrzedzanie ścinaniem jest mniej wyraźne. Badania przeprowadzone przez Konijn i in. (2014) potwierdziły te wyniki. Ponadto stwierdzili oni, że wielkość cząstek wpływa na lepkość zawiesiny w większym stopniu, jeśli ciecz ma niską wartość lepkości. Dodatkowo zawiesiny z cząstkami o tym samym rozmiarze charakteryzowały się wyższymi wartościami lepkości niż w przypadku zawiesin o zróżnicowanej średnicy cząstek. Co również jest zgodne z wynikami zaprezentowanymi w niniejszej pracy.

Dla osadu gorącego zidentyfikowano także istnienie granicy płynięcia. Występuje ona w zawiesinach polimerowych cząstek, które wykazują wzajemne przyciąganie. Interakcje pomiędzy łańcuchami tworzą trójwymiarową sieć obecną w całej objętości. Granica płynięcia jest, więc wyrażana jako siła jednostkowa potrzebna do rozerwania sieci. Wysoka granica płynięcia może być wykorzystana do zapobiegania osiadania cząstek pod wpływem siły grawitacji. Wynika to z faktu, że stanowi ona dodatkową siłę oporu przeciwdziałającą sile grawitacji oddziaływującej na cząstki (Dzuy i Boger, 1983; Zhuang i in., 2016).

W wielu zawiesinach ich struktura silnie zależy od historii przepływu, czyli naprężeń pojawiających się w płynie. W stanie spoczynku tworzy się sieć zwiększająca lepkość, ale pod wpływem ścinania wiązania między cząsteczkami ulegają rozerwaniu i lepkość maleje (Coussot, 2005). Rozwój i rozpad struktury zawiesiny jest wynikiem równowagi pomiędzy zderzeniami cząstek podczas przepływu, naprężeniami przepływu, siłą Browna oraz siłami pomiędzy cząstkami. W stanie spoczynku, splątanie i przyciąganie pomiędzy cząsteczkami jest duże, co prowadzi do wysokiej lepkości i odpowiedzi sprężystej. Jednakże, pod wpływem przepływu cząstki są redystrybuowane, rozplątywane i wyrównywane, co obniża lepkość zawiesiny (Grillet i in., 2009). Zawiesina cząstek niesferycznych zwykle charakteryzuje się dużą tiksotropią, ponieważ cząstki takie tworzą strukturę trójwymiarową przy znacznie niższych ułamkach objętości niż w przypadku cząstek sferycznych (Ovarlez i in., 2015). Najwyższą wartość pola powierzchni pętli histerezy zidentyfikowano dla osadu z brzeczki słodowej. Można wiec przypuszczać, iż osad ten charakteryzuje się cząstkami o największym rozgałęzieni, które ulegają silnemu splątaniu bądź aglomeracji, a przez to najlepiej sedymentują.

Pierwsze symulacje przepływu w kadzi wirowej dotyczyły jedynie przepływu brzeczki w obecności powietrza, pomijając cząstki stałe (Jakubowski i in., 2014; Jakubowski i in., 2015;

Jakubowski i in. 2019). Model dwufazowy został rozszerzony o trzecią fazę Stachnik i Jakubowski, 2020). W tym badaniu, osad miał założoną taką samą lepkość jak ciecz, co jest akceptowalnym uproszczeniem. Jednakże analiza reologiczna wyraźnie pokazuje, że osad ma znacznie wyższą wartość lepkości pozornej i jest płynem nienewtonowskim. Wyniki te są, więc częścią omówionego w pracy ulepszonego modelu komputerowego. Ponadto, znajomość właściwości reologicznych materiału jest pomocna w jego przygotowaniu (transport, hydratacja, aglomeracja, itp.) do ewentualnego recyklingu.

Pandemia koronawirusa w 2020 r. wywarła duży wpływ na wszystkie dziedziny życia społecznego, w tym na produkcję żywności. W czasie blokady gwałtownie wzrosło zainteresowanie konsumentów żywnością ekologiczną, tzw. zdrową oraz żywnością funkcjonalną. W odpowiedzi na to zapotrzebowanie firmy dostarczają produkty zawierające związki bioaktywne. Produkty odpadowe są więc postrzegane jako źródło takich bioaktywów (Askew, 2020; Galanakis, 2020). Erzinger i in. (2021) omawiają właściwości przeciwdrobnoustrojowe osadu. Najbardziej obiecującymi związkami goracego są przeciwdrobnoustrojowe β-kwasy oraz prenylowane chalety, które mają właściwości przeciwnowotworowe. Omidiji i in. (2002) omówili udany proces enzymatycznego odzyskiwania brzeczki z zimnego osadu. Ma to większe znaczenie dla browaru, ponieważ jest on zainteresowany zmniejszeniem ilości strat brzeczki. Jest dość oczywiste, że osady gorące są cennym i uniwersalnym surowcem, a nie odpadem. Tesio i in. (2020) przedstawili produkcję katod dla baterii litowo-siarkowych poprzez pirolizę materiału węglowego zawartego w osadzie gorącym. Schneider i Gerber (2020) przedstawili metaanalizę właściwości reologicznych oraz lepkości odpadów pofermentacyjnych z biogazowni rolniczych jako ważnego parametru przy projektowaniu komponentów biogazowni (np. pompy, wymienniki ciepła, mieszadła) i optymalizacji samego procesu biogazowego. Stąd też poznanie charakterystyki reologicznej osadu jest uzasadnione.

#### 8.2. Omówienie modyfikacji dennicy

Analiza przepływu w kadzi wirowej jest trudna przede wszystkim ze względu na zmieniające się warunki w czasie. W dotychczasowych pracach badawczych analiza warunków sedymentacji dotyczyła oceny obniżenia wartości prędkości przepływu pierwotnego oraz położenia maksymalnych wartości względem osi zbiornika na koniec etapu wirowania. Przyjęto, że im następuje większa redukcja wartości prędkości przepływu tym szybciej można zakończyć proces klarowania. Z drugiej strony symetryczne zmiany położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu są korzystne dla tworzenia zwartego i równomiernego stożka osadu (Denk, 1991; Jakubowski, 2014). W pracy Jakubowski i in. (2015) analizowano komputerowo i eksperymentalnie przepływ w kadzi napełnianej symetrycznie (dwa otwory wlotowe). W przypadku napełniania jednostronnego występuje utrata energii obrotu z powodu dążenia przepływu do symetryzacji. Powoduje to opóźnienie formowania się przepływu wtórnego, który akumuluje osad w stożek. W wyniku wprowadzenia proponowanej modyfikacji poprawiono warunki formowania stożka osadu w porównaniu z jednym otworem wlotowym. Skrócono czas pojawienia się przepływu wtórnego i zwiększono jego prędkość. Symulacja CFD i badania eksperymentalne PIV w zbiorniku modelowym potwierdziły założenie o formowaniu się wtórnego przepływu wcześniej w przeciwieństwie do napełniania jednostronnego. W klasycznym rozwiązaniu formowanie wtórnego przepływu następuje dopiero po zakończonym napełnieniu.

W pracy Jakubowski i in. (2013a) wyznaczono stany charakterystyczne formowania się stożka osadu. Przy pomocy cząstek zastępczych zidentyfikowano sześć form geometrycznych. W trakcie napełniania cząstki osadu poruszają się w przestrzeni zewnętrznej zbiornika, potem następuje formowanie się osadu w kształt torusa. Zamkniecie się torusa oznacza początek formowania się stożka osadu, a po tym przez pewien czas identyfikuje się ruchomy stożek osadu. Całkowicie uformowany stożek osadu oznacza koniec wirowania. W drugiej części pracy analizowano wpływ wartości prędkości napełniania w powiazaniu z wysokością, na której znajdował się otwór włotowy, na różnice w występowaniu poszczególnych, charakterystycznych form geometrycznych stożka osadu. Stwierdzono, iż najgorsze warunki formowania się stożka występują dla otworu włotowego przy dennicy kadzi. Natomiast otwór umiejscowiony na wysokości większej niż średnica włotu jest najkorzystniejszy. Jest to związane ze stratami energii, które wynikają z efektu uderzenia strumienia o dno zbiornika w początkowej fazie napełniania (Jakubowski, 2013).

W pracy Jakubowski i in. (2019) analizowano możliwość poprawy warunków formowania się stożka za pomocą napełniania pulsacyjnego. W kadzi klasycznej napełnianie pulsacyjne przyczyniło się do braku symetryczność maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego oraz ich położenia na początku wirowania. Od połowy czasu operacji wirowania nastąpiła pełna symetryzacja. W przypadku przepływu wtórnego napełnianie pulsacyjne przyczyniło się do pełniej symetryzacji, tak pod względem wartości maksymalnej prędkości, jak i ich położenia.

Sterczyńska i in. (2020) analizowali wpływ przegród oraz wartości prędkości napełniania na formowanie się stożka osadu. Badania charakterystyki przepływu pierwotnego prowadzono tylko za pomocą PIV dla dwóch prędkości napełniania. Zasadniczo najlepszą lokalizacją było odsunięcie przegrody o 270° od wlotu. Mimo, iż zidentyfikowano występowanie zawirowań na przepływie pierwotnym to przeważały one dla lokalizacji 90° i 180° od wlotu. Wybrana

przegroda, o podstawie trójkąta równoramiennego, najskuteczniej poprawia warunki klarowania. W warunkach półtechnicznych przegroda przyczyniła się do uformowania bardziej zwartego stożka osadu z brzeczki ze słodu oraz z brzeczki z dodatkiem jęczmienia w porównaniu do wariantu klasycznego.

Przedstawione rozważania dotyczą analizy wartości prędkości w wybranych krokach czasowych. Reprezentowane kroki czasowe to początek wirowania, środek i koniec wirowania. Zawsze dąży się do uzyskania symetryzacji przepływu pierwotnego oraz przepływu wtórnego tak pod względem położenia jak i wartości maksymalnej prędkości. Ponadto najlepsze rezultaty uzyskuje się w tych wariantach, w których wartość prędkości na koniec rozpatrywanego czasu wirowania jest najniższa. Przy niższej wartości prędkości napełniania (2,3 m·s<sup>-1</sup>) uzyskano średnio 61% redukcji prędkości przepływu pierwotnego. Natomiast dla wyższej wartości prędkości na koniec rozpatrywanego na koniec etapu wirowania.

W pracy zidentyfikowano symetryzację przepływu w odniesieniu do czasu realizacji operacji, przeanalizowano stabilność strefy centralnej oraz zidentyfikowano lokalne zawirowania przy pomocy kryterium intensywności wirowania. Do tej pory symetryzację przepływu pierwotnego i wtórnego pod względem maksymalnych wartości prędkości i ich położenia analizowano dla początku i końca wirowania. Nie oceniano także zmian położenia przepływu centralnego (Jakubowski, 2008).

W porównaniu do kadzi klasycznej przedstawione w pracy modyfikacje dennicy przyczyniały się do poprawy, a czasami do pogorszenia warunków przepływu. W niezabudowanym zbiorniku głównym problemem jest niesymetryczność położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego względem osi zbiornika. Wszystkie omówione warianty zabudowy dennicy kadzi charakteryzowały się poprawą w tym kryterium. W założeniu korzystny jest także stan, w którym występuje symetryzacja w odniesieniu do maksymalnych wartości przepływu pierwotnego. Fragmenty spirali przyczyniły się do pogorszenia warunków w tym kryterium. Najniższe wartości FS<sub>r</sub> dla kryterium symetryzacji maksymalnych wartości prędkości zidentyfikowano w wariantach z trzema i więcej elementami zabudowy dennicy. Te formy geometryczne również okazały korzystne dla stabilizacji przepływu centralnego.

Najgorsze wyniki pod względem symetryzacji położenia i wartości prędkości, a także stabilizacji przepływu centralnego uzyskano dla form geometrycznych ułożonych z fragmentów spirali R2 i R4 – najdłuższe elementy. Jednakże dla tych form geometrycznych zidentyfikowano jedne z najwyższych procentowych redukcji wartości prędkości przepływu w strefie centralnej.

Korzystne warunki przepływu uzyskano dla form geometrycznych ułożonych z fragmentów spirali R3 i R5. Mimo, iż nie poprawiły one symetryzacji wartość maksymalnych przepływu pierwotnego, to znacząco poprawiły symetryzacje ich położenia. Zasadniczo we wszystkich wariantach uzyskano większą redukcję wartości prędkości przepływu pierwotnego jak i przepływu centralnego w porównaniu do kadzi klasycznej. Należy zaznaczyć, iż w przypadku przepływu w strefie centralnej liczbowo nie uzyskano niższych wartości prędkości. Jest to związane z występowaniem efektu podwirowania, który elementy zabudowy intensyfikują. Przyczynia się do uzyskiwania wyższych wartości prędkości w strefie centralnej.

Przegląd literatury przedmiotu w podrozdziale 3.4 oraz 4.3 uzasadnia założenie, iż uzyskanie niższych wartości wirowości (a także intensywności wirowanie) jest korzystne z punktu widzenia procesu klarowania. Najwyższe bezwzględne wartości  $\omega$  oraz  $\lambda_{ci}$ zidentyfikowano w wariantach R1\_4 oraz R5\_6. Również wariant R2\_2 charajterzyzował się wyskomi wartościami wirowości oraz intensywności wirowania. Poprawę w odniesieniu do kadzi wirowej zidentyfikowano dla wariantu R5\_3, gdzie wystąpiły nizsze wartości intensywności wirowości.

Przepływy gaz-ciecz-ciecz są powszechnie spotykane w inżynierii chemicznej. W przypadku zagadnień związanych z tego typu przepływem wyzwania obliczeniowe wynikają głównie z interakcji pomiędzy różnymi fazami. Zasadniczo, typowy przepływ gazu, ciała stałego i cieczy wiąże się z oddziaływaniem między cieczą, a płynem (ewolucja swobodnej powierzchni między płynami), między cieczą a ciałem stałym (wymiana pędu między płynem a cząstkami stałymi) oraz między ciałem stałym i ciałem stałym (zderzenie cząstka-cząstka) (Sun i Skai, 2015).

Analiza przepływów wielofazowych jest prowadzona w oparciu o podstawowe techniki rozwiązywania poszczególnych pod-problemów, czyli interakcja ciecz-ciecz oraz ciało stałeciało stałe. Opracowano szereg modeli numerycznych opisujących przepływy dwufazowe ciecz-ciecz, np. metoda objętości płynu (VOF) (Gueyffier i in., 1999), metoda ustalonego poziomu (LS) (Sussman i in., 1994), metoda sprzężonych LS i VOF (Sussman i Puckett, 2000), metoda śledzenia frontu (FT) (Unverdi i Tryggvason, 1992) oraz metoda ograniczonego profilu interpolacji (CIP) (Yabe i in., 2001). Te międzyfazowe modele znane są z ich charakterystycznych cech i ograniczeń, co zostało częściowo omówione w przeglądzie literatury.

Wzajemne oddziaływanie ciał stałych można opisać za pomocą metody elementów dyskretnych (DEM) (Cundall and Strack, 1979) lub modelu cząstek dyskretnych (DPM) jest obecnie powszechną praktyką w symulacji materiałów pylistych i ziarnistych. Ta strategia numeryczna polega na bezpośrednim śledzeniu ruchu cząstek, co pozwala na określenie ich specyficznych właściwości i dokładną ocenę sił masowych. Zjawisko akumulacji

i zagęszczenia osadu wykluczyło użycie podejścia DEM. Natomiast w przypadku formułowania warunków brzegowych i początkowych dla DDPM wymagany krok czasowy dla fazy rozproszonej (na każde 10<sup>-3</sup> s fazy ciągłej przypadał 10<sup>-4</sup> s dla fazy rozproszonej).

W niniejszej pracy zaproponowano trójfazowy model komputerowy granularny Eulera ze śledzeniem granicy dwóch faz ciągłych opartym na metodzie VOF. Symulacje pozwoliły prześledzić formowanie się stożka osadu oraz ocenić wpływ zabudowy dennicy kadzi na przydenny przepływ namywający stożek osadu. Eksperyment PIV przeprowadzono dla kadzi wysokiej o H/D = 1, natomiast symulacje wykonano dla proporcji H/D = 0,5. Dla kadzi wysokiej najbardziej korzystne okazały się warianty R3\_3 oraz R5\_5. Natomiast dla kadzi niskiej najkorzystniejsze warunki przepływu uzyskano w wariancie R2\_2, a najmniej korzystne w wariancie R5\_3. Elementy zabudowy dennicy miały wyraźny wpływ na przepływ przydenny, wprowadzając zawirowania oraz ograniczając jego zasięg. Największe ograniczenie zasięgu tego przepływu przydennego zidentyfikowano właśnie w wariancie R2\_2. W tej kadzi uzyskano najniższe wartości funkcji symetrii FS, co sugeruje iż to właśnie te parametry są decydujące dla procesu formowania się stożka osadu. Aczkolwiek przypuszczenia te wymagają dalszych badań.

Na podstawie danych eksperymentalnych wyliczono niektóre wartości liczb kryterialnych (równania 78-80) w zależności od lepkości brzeczki, średnicy cząstki osadu, smukłości oraz prędkości kątowej (wyrażonej jako prędkość liniowa). Liczba Archimedesa Ar jest kryterium podobieństwa dwóch zjawisk cieplnych lub hydrodynamicznych, w których czynnikami decydującymi są siła wyporu (Archimedesa) i siła lepkości:

$$Ar = \frac{d_d^3 \rho_c (\rho_d - \rho_c) g}{\mu_c^2}.$$
(78)

Molekularne siły tarcia zapobiegają powstawaniu zaburzeń. Z kolei siły masowe nasilają zaburzenia ruchu. Dlatego też siły tarcia lepkiego i siły objętościowe wywierają przeciwny wpływ na przepływ cieczy. Dla małych wartości Ar ruch może być laminarny, ale wraz ze wzrostem Ar stabilność tego ruchu maleje. Przy pewnej krytycznej wartości Ar ruch laminarny zamienia się w turbulentny. Ar jest czasami scharakteryzowana również jako stosunek siły wyporu do siły tarcia wewnętrznego, jednak jego wartość liczbowa w tym przypadku jest różna w różnych punktach przepływu. Jeżeli zmiana gęstości jest spowodowana zmianą temperatury T, to przy małych spadkach temperatury  $\frac{(\rho - \rho_0)}{\rho_0} = \alpha \Delta T$  (gdzie  $\alpha$  jest współczynnikiem rozszerzalności objętościowej), liczba Archimedesa staje się liczba Grashofa Gr (Dincer i Rosen, 2013).

W dynamice płynów liczba Taylora (Ta – równanie 79) jest bezwymiarową wielkością, która charakteryzuje znaczenie "sił" odśrodkowych lub tzw. sił inercyjnych wywołanych

obrotem płynu wokół osi, w stosunku do sił lepkich. W 1923 roku Geoffrey Ingram Taylor wprowadził tę ilość w swoim artykule na temat stabilności przepływu. Typowym kontekstem liczby Taylora jest charakterystyka przepływu Couette pomiędzy obracającymi się cylindrami kolumnowymi lub obracającymi się kulami koncentrycznymi. W przypadku systemu, który nie obraca się równomiernie, jak np. w przypadku cylindrycznego przepływu Couette, gdzie cylinder zewnętrzny jest nieruchomy, a wewnętrzny obraca się, siły inercyjne często będą miały tendencję do destabilizowania systemu, podczas gdy siły lepkie mają tendencję do stabilizacji systemu i tłumienia perturbacji i turbulencji. W pewnych przypadkach efekt obrotu może być stabilizujący. Na przykład, w przypadku cylindrycznego przepływu Couette z dodatnia różnica Rayleigh'a, nie występuja niestabilności osiowo-symetryczne. Innym przykładem jest wiadro z wodą, które obraca się równomiernie (tzn. podlega obrotowi ciała stałego). Tutaj płyn porusza się zgodnie z twierdzeniem Taylora-Proudmana, które mówi, że małe ruchy będą miały tendencję do tworzenia czysto dwuwymiarowych zakłóceń w ogólnym przepływie wirowym. Jednak w tym przypadku efekty rotacji i lepkości opisują zazwyczaj liczby Ekmana i Rossby'ego, a nie Taylora. Istnieją różne definicje liczby Taylora, które nie wszystkie są równoważne, ale najczęściej wyraża się ją jako:

$$Ta = \frac{4\Omega^2 R^2}{\nu^2},\tag{79}$$

gdzie  $\Omega$  jest charakterystyczną prędkością kątową, *R* jest charakterystycznym wymiarem liniowym prostopadłym do osi obrotu, a *v* jest lepkością kinematyczną.

W przypadku niestabilności inercyjnej, takiej jak przepływ Taylora-Couette'a, liczba Taylora jest matematycznie analogiczna do liczby Grashofa, która charakteryzuje wielkość sił wyporu w stosunku do sił lepkości w konwekcji. Gdy pierwsza z nich przekroczy drugą o krytyczną wartość pojawia się niestabilność konwekcyjna. W różnych układach i geometriach, gdy liczba Taylora przekracza wartość krytyczną (1708) niestabilności inercyjne mogą prowadzić do powstawania wiórów lub ogniw Taylora (Sinevic i in., 1986; Deka i Paul, 2013; Pirrò i Quadrio, 2008; Latrache i in., 2008; Ostilla i in., 2013).

Diakun i Jakubowski (2013) również wyprowadzili liczbę Reynolds'a dla kadzi wirowej:

$$Re_{w} = \frac{uD\rho_{c}}{\mu_{c}} \left(1 + \frac{1}{\frac{H}{D}}\right)$$
(80)

W dziedzinie mechaniki płynów, zakres stosowanych kryteriów podobieństwa jest ogromny. Wiąże się to z przepływem potencjalnym, przepływem ściśliwych i nieściśliwych płynów, płynów lepkich i nielepkich, przepływów ustalonych i nieustalonych oraz przepływów laminarnych, burzliwych i przejściowych. Niektóre kryteria dotyczą powiązanych ze sobą zjawisk powstających w przepływie, takich jak formowanie się warstwy granicznej, tarcia, sił masowych, fali uderzeniowej, bariery dźwiękowej, napięcia powierzchniowego lub zawirowania. Wśród podstawowych i najbardziej rozpowszechnionych kryteriów podobieństwa są liczby Froude'a, Knudsen'a, Macha, Prandtl'a, Richardson'a oraz Strouhal'a (Kuneš, 2012).

Te bezwymiarowe wielkości opisują relacje względnych wielkości charakterystycznych płynu lub systemu fizycznego, takich jak gęstość, lepkość, prędkość dźwięku, prędkość przepływu itp. Wielkości bezwymiarowe można podzielić na kilka grup. Najważniejsza grupa składa się z fizycznych kryteriów podobieństwa uzyskanych przy pomocy niektórych metod teorii podobieństwa. Są one również nazywane uogólnionymi wielkościami zmiennymi. Bezwymiarowe stałe fizyczne należą do drugiej grupy. Dodatkowo, do bezwymiarowych wielkości można zaliczyć również przybliżone wartości proporcji. Przeważnie wywodzą się one z wyników eksperymentów i z intuicji naukowca, tzn. bez stosowania żadnej z metod teorii podobieństwa. Zazwyczaj zakres ważności tych wielkości jest ograniczony tylko do pewnego obszaru. Można również tworzyć inne bezwymiarowe wielkości współczynnikowe, które z punktu widzenia modelowania nie mają większego znaczenia merytorycznego (Polyanin i Chernoutsan, 2010). Zestawienie wybranych wartości przedstawiono w tabeli 15.

| η<br>[mPa·s] | ρ <sub>c</sub><br>[kg/m <sup>3</sup> ] | Re                   |                      | Та                    |                       |                        | Ar                        |                        |
|--------------|--|----------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|------------------------|---------------------------|------------------------|
|              |  | H/D=1                | H/D=0,5              | 3 m·s <sup>-1</sup>   | 0,4 m·s <sup>-1</sup> | 0,04 m·s <sup>-1</sup> | d <sub>d</sub><br>0,14 mm | d <sub>d</sub><br>8 mm |
| 2,163        | 1050,92                                | 2,19·10 <sup>5</sup> | 1,46·10 <sup>5</sup> | 8,49·10 <sup>12</sup> | 1,51.1011             | $1,51 \cdot 10^{9}$    | 1,74                      | 3,18·10 <sup>6</sup>   |
| 2,218        | 1059,84                                | 2,15·10 <sup>5</sup> | 1,43·10 <sup>5</sup> | 8,22·10 <sup>12</sup> | $1, 64 \cdot 10^{11}$ | 1,46·10 <sup>9</sup>   | 1,62                      | $2,96 \cdot 10^{6}$    |
| 2,319        | 1068,47                                | $2,07 \cdot 10^5$    | 1,38·10 <sup>5</sup> | 7,64·10 <sup>12</sup> | 1,36.1011             | 1,36·10 <sup>9</sup>   | 1,44                      | $2,64 \cdot 10^{6}$    |
| 2,528        | 1078,1                                 | 1,19.105             | 1,28·10 <sup>5</sup> | 6,55·10 <sup>12</sup> | 1,16.1011             | 1,16·10 <sup>9</sup>   | 1,18                      | $2,16 \cdot 10^{6}$    |

 Tab. 15.
 Wartości wybranych liczb kryterialnych dla minimalnych i maksymalnych parametrów operacji klarowania w kadzi wirowej

Można zauważyć, iż parametry procesu jak i charakterystyka brzeczki i osadu mają kluczowe znaczenie i zauważalnie oddziałują na przebieg operacji klarowania. Również konstrukcja zbiornika ma zasadniczy wpływ na przepływ w kadzi, co reprezentuje liczba Re. Tłumaczy to także, dlaczego dłuższe elementy utworzyły korzystniejsze warunki klarowania w niskim zbiorniku (wg analiz CFD). Przeciwnie do wyników eksperymentalnych (PIV), gdzie to krótsze elementy oddziaływały korzystnie na przepływ.

### 9. WNIOSKI

#### 9.1. Wnioski o charakterze naukowym

1. Opracowana na potrzeby pracy adaptacja modelu Euler-granularny ze śledzeniem swobodnej powierzchni prawidłowo odwzorowuje zjawiska przepływowe, w tym przepływ wtórny odpowiedzialny za formowanie się stożka osadu w kadzi wirowej. Zrealizowane w ramach pracy analizy symulacyjne pozwoliły prześledzić zmiany udziału frakcji fazy rozproszonej w trakcie realizacji operacji napełniania oraz wirowania mieszaniny. Szczególnie istotne jest to w kontekście analizy stanu dynamicznego wirowania zmiennego w czasie.

2. Zaproponowany w pracy dobór parametrów w podejściu Euler-granularny pozwolił na analizę zmian wartości prędkości przepływu i akumulacji konglomeratów fazy rozproszonej w odniesieniu do zmian wartości prędkości przepływu ośrodka ciągłego (tj. brzeczki). Ponadto, zaproponowano w pracy wykorzystanie podejścia VOF do symulacji interakcji dwóch ośrodków ciągłych (brzeczka i powietrze), co pozwoliło na pełne odwzorowanie tzw. efektu filiżanki herbaty.

3. Zrealizowane pomiary eksperymentalne PIV pozwoliły na wielokryterialną analizę przepływu pierwotnego w kadzi wirowej. Uzyskane wyniki ujawniły złożoność oddziaływania zaproponowanych elementów zabudowy i ich form geometrycznych na formowanie się i rozpraszanie przepływu pierwotnego w kadzi wirowej. Na tej podstawie przeprowadzono szeroką analizę symetryzacji przepływu pierwotnego, jego powstawania i dyssypacji oraz zmian występowania towarzyszących zjawisk przepływowych o charakterze lokalnym w kadzi niezabudowanej i zabudowanej. Analiza, tak jak w przypadku symulacji komputerowych była zależna od czasu.

4. Na podstawie analizy pomiarów PIV, wykorzystując kryterium intensywności wirowości zidentyfikowano w przepływie lokalne zawirowania oraz strefy o wysokim ścinaniu, które mogą rozmywać stożek osadu bądź powodować jego lokalną homogenizacje, co w konsekwencji może przyczynić się to pogorszenia warunków formowania się stożka osadu.

5. Zrealizowane w ramach pracy pomiary reologiczne osadu gorącego oraz ich późniejsza analiza pozwoliły jednoznacznie stwierdzić, iż osad gorący jest płynem nienewtonowskim rozrzedzanym ścinaniem. Posiadał on także granicę płynięcia oraz wykazał właściwości tiksotropowe. Analiza wyników pomiarów pozwoliła stwierdzić także, iż właściwości reologiczne tego materiału najlepiej odwzorowuje model Cross'a. Wyznaczone współczynniki modelu Cross'a wykorzystano do budowy modelu symulacyjnego.

#### 9.2. Wnioski o charakterze utylitarnym

1. Na podstawie analizy PIV stwierdzono, że elementy modyfikacji kształtu dennicy kadzi zabudowane na bazie fragmentów spirali Ekmana mają wpływ na wartość prędkości przepływu pierwotnego. Największą redukcją wartości prędkości przepływu pierwotnego charakteryzowały się formy geometryczne utworzone z krótszych fragmentów obwiedni spirali. W tym jako najkorzystniejsze zidentyfikowano elementy, które zlokalizowane były najbliżej ściany zbiornika. Najniższą redukcję wartości prędkości przepływu odnotowano dla form geometrycznych najdłuższego fragmentu sprali, który był położony bliżej osi zbiornika.

2. Na podstawie pomiarów PIV i oceny symetryzacji rozkładu maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego wykazano najmniejsze ich zróżnicowanie dla najkrótszych fragmentów spirali Ekmana. Najmniej korzystne warunki przepływu występowały dla form geometrycznych dłuższego fragmentu spirali, którego początek był bliżej ściany zbiornika. Pod względem symetryzacji położenia maksymalnych wartości prędkości najkorzystniejsze okazały się najkrótsze fragmenty spirali, które były zlokalizowane w środkowej części dennicy kadzi.

3. Bazując na analizie wyników eksperymentalnych PIV stwierdzono, iż pod względem stabilizacji centrum wiru pierwotnego najkorzystniejsze rozwiązanie istnieje dla form geometrycznych na bazie najkrótszych fragmentów spirali Ekmana. Największą redukcję wartości prędkości centrum wiru zidentyfikowano dla form geometrycznych opartych na najdłuższych fragmentach spirali Ekmana.

4. Analiza wyników eksperymentalnych PIV dostarczyła informacji, iż pod względem ilości elementów zabudowy dennicy kadzi wirowej najkorzystniejsze warunki przepływu pierwotnego występują dla najkrótszych fragmentów spirali składających się 3 lub 4 elementów. Dla dłuższych fragmentów spirali 2 elementy zabudowy tworzyły korzystne warunki przepływu (w odniesieniu do zbiornika niezabudowanego).

5. Wykorzystując kryterium intensywności wirowania, do dalszej analizy wyników eksperymentalnych PIV stwierdzono, iż elementy zabudowy dennicy powodują powstawanie dodatkowych lokalnie występujących zawirowań. W strefie centralnej zbiornika zawirowania te miały kierunek lewoskrętny, a w strefie przyściennej prawoskrętny. Stwierdzono także, iż elementy zabudowy dennicy mogą powodować powstawanie na przepływie pierwotnym stref o wysokim ścinaniu.

6. Na podstawie analizy wyników pomiarów PIV i analiz teoretycznych można stwierdzić, iż spośród wariantów modyfikacji najwyższą początkową prędkość opadania będzie

posiadał wariant zabudowany dłuższym fragmentem spirali. Natomiast najniższą końcową wartość prędkości opadania cząstek obliczono dla wariantu zabudowanego najkrótszym fragmentem spirali Ekmana.

7. Na podstawie analizy wyników symulacji komputerowych ustalono, iż fragmenty spirali Ekmana miały zasadniczy wpływ na zasięg występowania przepływu namywającego. W miejscach gdzie umiejscowione były elementy zabudowy występowało hamowanie przepływu namywającego przez co jego zasięg nie zmieniał się wraz z upływem czasu. Po wewnętrznej stronie elementów zabudowy, dla przepływu namywającego stwierdzono występowanie lokalnych zawirowań.

8. Na podstawie analizy wyników symulacji stwierdzono, iż dla kadzi o smukłości H/D =0,5 najkorzystniejsze oddziaływanie na formowanie się przepływu pierwotnego i wtórnego zidentyfikowano dla długich fragmentów spirali. Natomiast najmniej korzystne warunki stwierdzono dla najkrótszych elementów umieszczonych najbliżej osi kadzi.

9. Bazując na analizie wyników symulacji komputerowej w zakresie śledzenia zmian udziału frakcji fazy rozproszonej stwierdzono, iż największe zagęszczenie stożka osadu występuje dla najdłuższych fragmentów spirali, natomiast najmniejsze zagęszczenie dla najkrótszych.

10. Na podstawie analizy wyników badań reologicznych stwierdzono, iż wartość lepkości pozornej osadu gorącego zależała od receptury brzeczki. Jej wartość zasadniczo malała pod wpływem temperatury, przy czym w 80°C stwierdzono wzrost tej wartości, co może mieć związek ze zjawiskiem pęcznienia konglomeratów białkowo-polifenolowych.

11. Na podstawie analizy wyników badań reologicznych określono, iż najwyższe wartości lepkości oraz granicy płynięcia posiadał osad gorący wytrącony z brzeczki słodowej 100%, a najniższe wartości tych parametrów stwierdzono dla osadu wydzielonego z brzeczki o 30% udziale jęczmienia niesłodowanego.

#### 9.3. Perspektywy dalszych badań

1. W zakresie konstrukcji kadzi wirowej jako separatora należy poszukiwać rozwiązań, które pozwolą wyeliminować niekorzystne oddziaływania elementów zabudowy dennicy na przepływ w kadzi wirowej. Kolejne rozważania powinny dotyczyć modyfikacji dennicy kadzi pod względem sposobu zaimplementowania fragmentów spirali w zbiorniku przemysłowym. Istnieje także potrzeba dalszych analiz z zakresu wymiarów elementów zabudowy.

2. W zakresie analiz symulacyjnych obiecującym rozwiązaniem jest zastosowanie do zagadnienia podejścia opartego na DDPM, który pozwoli śledzić interakcje pomiędzy cząstkami osadu gorącego w podejściu Lagrange. Należałoby podjąć także próby wykorzystania innych metod symulacyjnych, np. Lattice-Boltzmann'a. Ciekawym rozwiązaniem, choć bardzo wymagającym pod względem zasobów obliczeniowych (analiza zmienna w czasie) jest zastosowanie do analizowanego zagadnienia modelu turbulencji LES (*z ang. Large Eddy Simulation*) lub DNS (*z ang. Direct Numerical Simulation*). Dalsze analizy symulacyjne formowania się stożka osadu powinno się prowadzić z uwzględnieniem zmiennych parametrów reologicznych osadów gorących oraz brzeczek.

3. W zakresie pomiarów PIV istnieje możliwość rozszerzenia badań eksperymentalnych o pomiar stereo-PIV z wykorzystaniem dwóch kamer, pomiar objętościowy 3D oraz pomiary z wykorzystaniem podejścia Time-Resolved PIV. Zastosowanie stereo-PIV pozwoli na szerszą analizę przepływów o charakterze lokalnym w układzie dwuwymiarowym. Pomiar objętościowy pozwoli na analizę rozkładu prędkości w przestrzeni, dzięki zastosowaniu tomografii opartej na czterech kamerach PIV. Time-Resolved PIV pozwoli na śledziennie zmian wybranych zjawisk przepływowych w czasie.

4. W zakresie pomiarów reologicznych należałoby przeprowadzić badania dla osadów wykonanych z różnych wsadów surowcowych, szczególnie przy zastosowaniu innych zbóż niż jęczmień. Celowe jest także przeprowadzenie szerszych pomiarów opartych na metodzie shadow sizing cząstek osadu gorącego powstających w brzeczkach o zróżnicowanym składzie surowcowym.

## Bibliografia

- 1. Adamczyk, W. P., Klimanek, A., Białecki, R. A., Węcel, G., Kozołub, P., Czakiert, T. (2014). Comparison of the standard Euler–Euler and hybrid Euler–Lagrange approaches for modeling particle transport in a pilot-scale circulating fluidized bed. Particuology, 15, 129–137. doi:10.1016/j.partic.2013.06.008
- Adrian, R.J. (1988). Statistical Properties Of Particle Image Velocimetry Measurements In Turbulent flow Laser W Anemometry In Fluid Mechanics. Lisbon Instituto Superior Tecnico, 115–29
- Adrian, R.J., Christensen, K.T., Liu, Z.-C. (2000). Analysis And Interpretation Of Instantaneous Turbulent Velocity Fields. Experiments In Fluids 29, 275–290.
- Agu, R.C., Palmer, G.H. (2013). Evaluation Of The Potentials Of Millet, Sorghum, And Barley With Similar Nitrogen Contents Malted At Their Optimum Germination Temperatures For Use In Brewing. J. Inst. Brew., 119 (4), 258-264. Doi:10.1002/Jib.91
- 5. Aliabadi, S, Johnson, A, Abedi, J. (2003). Comparison Of Finite Element And Pendulummodels For Simulation Of Sloshing. Comput. Fluids, 32, 535–45.
- 6. Andersen, H.J. (2019). Tensions In Acrylics When Laser Cutting <u>Http://Www.Support.Induflex.Dk/Plast Laserskaering Acryl.Aspx?Lang=En-GB#Lbltensions</u>
- 7. Andrews, J.M.H. (2006). Brewing. New Technologies, (Red. Bamforth C.W.) Woodhead Publishing Limited, ISBN 978-1-84569-173-8.
- Annemüller, G., Manger, H.J. (2013). Processing Of Various Adjuncts In Beer Production (1st Ed.). Berlin: VLB.
- 9. Ansys CFX. 2011. Solver Theory Guide dostępne z oprogramowaniem
- 10. Ansys CFX. 2020. Pre User Guide dostępne z oprogramowaniem
- 11. ANSYS FLUENT. 2020. User's Guide dostępne z oprogramowaniem
- Antkiewicz, P., Tuszyński, T. (1997). Stabilizacja Piwa Zalety I Wady. II Szkołatechnologii Fermentacji, 53 – 64.
- Asgharzadeh, H., Firoozabadi, B., Afshin, H. (2011). Experimental Investigation Of Effects Of Baffle Configurations On The Performance Of A Secondary Sedimentation Tank Scientia Iranica B 18 (4), 938– 949. Doi:10.1016/J.Scient.2011.07.005
- Askew, K. (2020). The FoodNavigator Podcast: What does Coronavirus mean for the future of food? https://www.foodnavigator.com/Article/2020/05/15/The-Foo dNavigator-Podcast-What-does-Coronavirusmean-for-the-future-of-food.
- Atkins, M.D. (2016). Velocity Field Measurement Using Particle Image Velocimetry (PIV). Thermo-Fluidic Measurement Techniques, 125–166. Doi:10.1016/B978-0-12-809731-1.00005-8
- 16. Bailly, C., Comte-Bellot, G. (2015). Turbulence, Experimental Fluid Mechanics. Springer International Publishing, Switzerland.
- 17. Bair, S. (2019). An Introduction To The Rheology Of Polymeric Liquids. High Pressure Rheology For Quantitative Elastohydrodynamics, 21–43. Doi:10.1016/B978-0-444-64156-4.00002-7
- Balas, L., İnan, A. (2007). A Composite Finite Element-Finite Difference Model Applied To Turbulence Modelling. W Computational Science – ICCS 2007. ICCS 2007. Lecture Notes In Computer Science (Red. Shi, Y., Van Albada, G.D., Dongarra, J., Sloot, P.M.A.), 4487. Springerchttps://Doi.Org/10.1007/978-3-540-72584-8\_1
- 19. Bamforth, C.W. (2003). Barley And Malt Starch In Brewing: A General Review . Master Brewers Association Of The Americas Technical Quarterly , 40 , 89 97 .
- 20. Bamforth, C.W. (2011). Beer A Quality Perspective. Academic Press, 304. ISBN 978-012-669-20-13
- Barbot, E., Dussouillez, P., Bottero, J.Y., Moulin, P. (2010). Coagulation Of Bentonite Suspension By Polyelectrolytes Or Ferric Chloride: Floc Breakage And Reformation, Chem. Eng. J., 156, 83–91, Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Cej.2009.10.001

- 22. Barchet, R. (1994). Cold Trub: Implications For Finished Beer, And Methods Of Removal. W Brewing Techniques. New Wine Press 2 (2)
- 23. Bardina, J.E., Huang, P.G., Coakley, T.J. (1997). Turbulence Modeling Validation, Testing, And Development, NASA Technical Memorandum 110446.
- Baroutian, S., Eshtiaghi, N., Gapes, D. J. (2013). Rheology of a primary and secondary sewage sludge mixture: Dependency on temperature and solid concentration. Bioresource Technology, 140, 227– 233. doi:10.1016/j.biortech.2013.04.114
- Baroutian, S., Munir, M.T., Sun, J., Eshtiaghi, N., Young, B.R. (2018). Rheological characterisation of biologically treated and non-treated putrescible food waste. Waste Management, 71, 494–501. doi:10.1016/j.wasman.2017.10.003
- 26. Barth, R. (2013). The Chemistry Of Beer. The Science In The Suds. Wiley, ISBN 978-1-118-67497-0.
- 27. Basařová, G., Čepička, J. (1985). Sladařství A Pivovarství, SNTL, Praha, ISBN 05 025 85.
- Basařová, G., Šavel, J., Basař, P., Lejsek, T. (2010). Pivovarství: Teorie A Praxevýrobypiva, VŠCHT Praha. ISBN, 978-80-7080-734-7.
- Basu, D., Das, K., Smart, K., Ofoegbu, G. (2015). Comparison of Eulerian-Granular and Discrete Element Models for Simulation of Proppant Flows in Fractured Reservoirs. Volume 7B: Fluids Engineering Systems and Technologies. doi:10.1115/imece2015-50050
- Basu, S. (2019). Multiphase Flow Measurement. W Plant Flow Measurement And Control Handbook, Doi:10.1016/B978-0-12-812437-6.00009-3
- 31. Baudez, J.-C., (2008). Physical Aging And Thixotropy In Sludge Rheology. Appl. Rheol., 18(1), 13459–13466.
- Behn, V.C. (1962). Experimental Determination Of Sludge-Flow Parameters. J. Sanit. Eng. Div., 88 (3), 39– 54.
- Bernal, M.P., Alburquerque, J.A., Moral, R. (2009). Composting Of Animal Manures And Chemical Criteria For Compost Maturity Assessment. A Review. Bioresour. Technol., 100(22), 5444– 5453. Doi:10.1016/J.Biortech.2008.11.027
- 34. Bernards, J., Sato, K., Haff, G., Bazyler, C. (2017). Current Research and Statistical Practices in Sport Science and a Need for Change. Sports, 5(4), 87. doi:10.3390/sports5040087
- Berski, W., Ptaszek, A., Ptaszek, P., Ziobro, R., Kowalski, G., Grzesik, M., Achremowicz, B. (2011). Pasting And Rheological Properties Of Oat Starch And Its Derivatives., Carbohydr. Polym. 83(2), 665– 671. Doi:10.1016/J.Carbpol.2010.08.036
- Bettenhausen, H.M., Barr, L., Broeckling, C., Chaparro, J., Holbrook, C., Sedin, D., Heuberger, A.L. (2018). Influence Of Malt Source On Beer Chemistry, Flavor, And Flavor Stability. Int. Food Res. J., 113, 487-504. Https://Doi.Org/10.1016/J.Foodres.2018.07.024
- 37. Bisset, D.K., Antonia, R.A., Browne, L.W. (1990). Spatial Organization Of Large Structures In The Turbulent Far Wake Of A Cylinder. J. Fluid Mech., 218, 439.
- 38. Blazek, J. (2015). Computational Fluid Dynamics: Principles And Applications. Butterworth-Heinemann. Https://Doi.Org/10.1016/C2013-0-19038-1
- Błażewicz, J., Zembold-Gula, A. (2007). Milled Corn Products In Worts Production. Pol J Food Nutr Sci., 57, 41-44.
- 40. Błażkiewicz, M., Wiszomirska, I., Wit, A., (2014). Comparison of four methods of calculating the symmetry of spatial-temporal parameters of gait. Acta of Bioengineering and Biomechanics, 16(1) DOI: 10.5277/abb140104
- 41. Bogdan, P., Kordialik-Bogacka, E. (2017). Alternatives To Malt In Brewing Trends Food Sci Technol, 65, 1-9. Https://Doi.Org/10.1016/J.Tifs.2017.05.001
- 42. Bogusławski, A., Drobniak, S., Tyliszczak, A. (2008). Turbulencja Od Losowości Do Determinizmu. Modelowanie Inżynierskie, 36, 41-48
- 43. Brandt, A. (1981). Guide To Multigrid Development. Multigrid Methods, W Lecture Notesin Mathematics, 960.New York: Springer Verlag

- 44. Brehmer, M, Kraume, M. (2016). Experimental Study To Develop A Control System For Submersible Mixers In Biogas Plants. W Czasopismo Techniczn (Red. Gawlik, J.), 33–42. Mechanika Zeszyt 1-M (1), Technical Transactions
- 45. Briggs, D.E., Boulton, C., Brooks, P., Stevens, R. (2004). Brewing Science And Practice. Woodhead Publishing Limited, ISBN 0-8493-2547-1.
- 46. Brooke, J.W., Hanratty, T.J. (1993). Origin Of Turbulence Producing Eddies In A Channel Flow. Physics Of Fluids 1011, 1–13.
- Brown, A.G., Shi, Y., Marzo, A., Staicu, C., Valverde, I., Beerbaum, P., Hose, D.R. (2012). Accuracy Vs. Computational Time: Translating Aortic Simulations To The Clinic. Journal Of Biomechanics, 45(3), 516– 523. Doi:10.1016/J.Jbiomech.2011.11.041
- 48. Brown, J., Churchill, R. (2011). Fourier Series And Boundary Value Problems. Mcgraw-Hill, New York
- 49. Brydson, J.A. (1999). Acrylic Plastics W Plastics Materials, 7 Wyd., 398-424 Https://Doi.Org/10.1016/B978-075064132-6/50056-5
- 50. Bödewadt, U.T. (1940). Die Drehstromung Uber Festem Grund, Z. Angew. Math. Mech. 20 241253
- 51. Cao, Z., Wang, Y., Wang, M. (2018). Comparison Between Vortex Flow And Bottom-Supply Flow On Contaminant Removal In A Ventilated Cavity. Int. J. Heat Mass Transf., 118, 223–234
- 52. Carcione, J.M. (2015). Wave Fields In Real Media. Numerical Methods, 509–573. Doi:10.1016/B978-0-08-099999-9.00009-1
- 53. Carlier, J., Stanislas, M. (2005). Experimental Study Of Eddy Structures In A Turbulent Boundary Layer Using Particle Image Velocimetry, J. Fluid Mech. 535, 143–188
- 54. Cavallaro, G., Lazzara, G., Milioto, S., Parisi, F. 2016. Steric stabilization of modified nanoclays triggered by temperature, J. Colloid Interface Sci. 461, 346–351.
- Cavazzini, G., Dazin, A., Pavesi, G., Dupont, P., Bois, G. (2012). Post-Processing Methods Of PIV Instantaneous Flow Fields For Unsteady Flows In Turbomachines. W The Particle Image Velocimetry. Characteristics, Limits And Possible Applications. DOI: 10.5772/2118
- 56. Chakraborty, P., Balachandar, S., Adrian, R.J. (2005). On The Relationships Between Local Vortex Identification Schemes J. Fluid Mech. 535, 189–214. Doi:10.1017/S0022112005004726
- 57. Chang, Q. (2016). Sedimentation. Colloid And Interface Chemistry For Water Quality Control, 23–35. Doi:10.1016/B978-0-12-809315-3.00003-7
- Chang, Q., Huang, Z. (2002). Efficient Algebraic Multigrid Algorithms And Their Convergence. S I A M J Scicomput, 24, 597–618.
- Chen, H., Li, D., Bai, R., Wang, X. (2018). Comparison Of Swirling Strengths Derived From Two- And Three-Dimensional Velocity Fields In Channel Flow. AIP Advances 8; <u>Https://Doi.Org/10.1063/1.5023533</u>
- Chen, Q., Adrian, R.J., Zhong, Q., Li, D., Wang, X. (2014a). Experimental Study On The Role Of Spanwise Vorticity And Vortex Filaments In The Outer Region Of Open Channel Flow, J. Hydraul. Res. 52(4), 476– 489
- Chen, Q., Zhong, Q., Qi, M., Wang, X. (2015). Comparison Of Vortex Identification Criteria For Planar Velocity Fields In Wall Turbulence. Phys. Fluids., 27, 085101 (2015); <u>Https://Doi.Org/10.1063/1.4927647</u>
- 62. Chen, Q., Zhong, Q., Wang, X., Li, D. (2014b). An Improved Swirling-Strength Criterion For Identifying Spanwise Vortices In Wall Turbulence, J. Turbul. 15, 71 <u>Https://Doi.Org/10.1080/14685248.2014.</u>
- 63. Chen, X., Wang, J. (2014). A Comparison Of Two-Fluid Model, Dense Discrete Particle Model And CFD-DEM Method For Modeling Impinging Gas-Solid Flows, Powder Technol. 25, 94–102.
- Cheng, J., Guo, W., Cai, C., Ye, Q., Zhou, J. (2018). Alternatively Permutated Conic Baffles Generate Vortex Flow Field To Improve Microalgal Productivity In A Raceway Pond. Bioresour. Technol., 249, 212–218. <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Biortech.2017.10.031</u>
- Chhabra, R., Basavaraj, M.G. (2019). Motion Of Particles In A Fluid. W Coulson And Richardson's Chemical Engineering, Volume 2A: Particulate Systems And Particle Technology, 281-334 Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-08-101098-3.00007-X

- 66. Childs, P.N.R. (2011). Rotating Flow, Imperial College London. <u>Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-12-382098-3.00003-2</u>
- 67. Christensen, K.T., Adrian, R.J. (2001). Statistical Evidence Of Hairpin Vortex Packets In Wall Turbulence, J. Fluid Mech. 431, 433–443
- Christensen, K.T., Wu, Y. (2005). Visualization And Characterization Of Small-Scale Spanwise Vortices In Turbulent Channel Flow, J. Visual.-Japan, 8(2), 177–185
- Cimini, A., De Francesco, G., Perretti, G. (2017). Effect Of Crossflow Microfiltration On The Clarification And Stability Of Beer From 100% Low-B-Glucan Barley Or Malt. LWT 86, 55-61 Https://Doi.Org/10.1016/J.Lwt.2017.07.033
- 70. Cleary, A.J., Falgout, R.D., Van Henson, E., Jones, J.E., Manteuffel, T.A., Mccormick, S.F. (2000). Robustness And Scalability Of Algebraic Multigrid. SIAM J Scicomput., 21, 1886–1908.
- Coker, A.K. (2007). Mixing Of Liquids. Ludwig's Applied Process Design For Chemical And Petrochemical Plants, 445–523. Doi:10.1016/B978-075067766-0/50014-2
- 72. Comte, P., Silvestrini, J., Begou, P. (1998). Streamwise Vortices In Large Eddy Simulation Of Mixing Layers, Eur. J. Mech. B Fluids, 17, 615- 637
- 73. Concha, F., Bustos, M.C. 1991. Settling velocities of particulate systems, 6. Kynch sedimentation processes: batch settling, Int. J. Miner. Process. 32, 193–212.
- 74. Coussot, P. (2005). Rheometry of Pastes, Suspensions and Granular Materials (John Wiley & Sons,New York,
- 75. Cristea, E.-D., Conti, P. (2018). Hybrid Eulerian Multiphase-Dense Discrete Phase Model Approach For Numerical Simulation Of Dense Particle-Laden Turbulent Flows Within Vertical Multi-Stage Cyclone Heat Exchanger. Volume 2: Development And Applications In Computational Fluid Dynamics; Industrial And Environmental Applications Of Fluid Mechanics; Fluid Measurement And Instrumentation; Cavitation And Phase Change. Doi:10.1115/Fedsm2018-83058
- Cross, M.M. (1965). Rheology Of Non-Newtonian Fluids: A New Flow Equation For Pseudoplastic Systems. J. Colloid Interface Sci., 20. 417-437
- 77. Crowe, C., Sommerfield, M., Tsuji, Y. (1998). Multiphase Flows With Droplets And Particles. CRC Press
- Cundall, P. A., Strack, O.D.L. (1979). No Accessa Discrete Numerical Model For Granular Assemblies. Géotechnique. 29 (1), 47-65. Https://Doi.Org/10.1680/Geot.1979.29.1.47
- 79. Cushman-Roisin, B., Beckers, J.-M. (2011). Introduction To Geophysical Fluid Dynamics. Elsevier, Amsterdam, 1-828. ISBN 9780080916781
- 80. DantecDynamics. (2019). Dynamic Studio User Guide
- Debourg, A. (1997). Improvements In Organoleptical And Physico-Chemical Stabilities Of Beer. II Szkoła Technologii Fermentacji, 5 – 29.
- Deka, R.K., Paul, A. (2013). Stability Of Taylor–Couette And Dean Flow: A Semi-Analytical Study. Appl. Math. Model., 37(4), 1627–1637. Doi:10.1016/J.Apm.2012.04.025
- 83. Denk, V. (1998). The Whirlpool State-Of-The-Art, Brauwelt International, 1, 31-43.
- Dentel, S.K. (1997). Evaluation And Role Of Rheological Properties In Sludge Management. Water Science And Technology, 36 (11). Doi:10.1016/S0273-1223(97)00662-8
- 85. Depraetere, S., Delvaux, F., Coghe, S., Delvaux, F. (2004). Wheat Variety And Barley Malt Properties: Influence On Haze Intensity And Foam Stability Of Wheat Beer. J. Inst. Brew., 110, 200-206.
- Derakhshandeh, B., Kerekes, R.J., Hatzikiriakos, S.G., Bennington, C.P.J. (2011). Rheology of pulp fibre suspensions: A critical review. Chemical Engineering Science, 66(15), 3460–3470. doi:10.1016/j.ces.2011.04.017
- Derksen, J. (2002) Lattice-Boltzmann Based Large-Eddy Simulations Applied To Industrial Flows. W Computational Science — ICCS 2002. ICCS 2002. Lecture Notes In Computer Science (Red. Sloot, P.M.A., Hoekstra, A.G., Tan, C.J.K., Dongarra, J.J.), 2329. Springer, Berlin, Heidelberghttps://Doi.Org/10.1007/3-540-46043-8\_72

- Devolder, B., Troch, P., Rauwoens, P. (2018). Performance Of A Buoyancy-Modified K-Ω And K-Ω SST Turbulence Model For Simulating Wave Breaking Under Regular Waves Using Openfoam. Coastal Engineering, 138, 49–65. Doi:10.1016/J.Coastaleng.2018.04.011
- Dey, A., Mukherjee, S., Sanyal, S., Ibanez-Mejia, M., Sengupta, P. (2017). Deciphering Sedimentary Provenance And Timing Of Sedimentation From A Suite Of Metapelites From The Chotanagpur Granite Gneissic Complex, India. Sediment Provenance, 453–486. Doi:10.1016/B978-0-12-803386-9.00016-2
- Di Natale, F., Nigro, R., Scala, F. (2013). Heat And Mass Transfer In Fluidized Bed Combustion And Gasification Systems. Fluidized Bed Technologies For Near-Zero Emission Combustion And Gasification, 177–253. Doi:10.1533/9780857098801.1.177
- 91. Diakun, J., Jakubowski, M. (2009) Analiza Funkcjonalna Konstrukcji Kadzi Wirowo-Osadowych Whirlpool Inż. Ap. Chem., 48, 1, 022-023
- Diakun, J., Jakubowski, M. (2013). Dimensionless Numbers Of Structural And Process Similitude Of A Whirlpool Hot Trub Separator. Food Process Eng., 36(6), 748–752. Doi:10.1111/Jfpe.12043
- Dincer, I., Rosen, M.A. (2013). Exergy Analysis Of Drying Processes And Systems. Exergy, 167– 191. Doi:10.1016/B978-0-08-097089-9.00010-3
- Dolganov, R., Dubrulle, B., Laval, J.P. (2007) A LES-Langevin Model For Turbulence. W Advances In Turbulence XI (Red. Palma, J., Lopes, A.S.). Springer Proceedings Physics, Vol 117. Springer<u>https://Doi.Org/10.1007/978-3-540-72604-3\_248</u>
- 95. Dubief, Y., Delcayre, F. (2000). On Coherent-Vortex Identification In Turbulence. J Turbul, 1(N11), 1–23. Https://Doi.Org/10.1088/1468-5248/1/1/011
- 96. Dziubiński, M., Kijański, T., Sęk, J. (2014). Podstawy Teoretyczne I Metody Pomiarowe Reoligii. Monografie Plitechniki Łódzkiej
- 97. Dzuy, N.Q., Boger, D.V. (1983). Yield Stress Measurement for Concentrated Suspensions. Journal of Rheology, 27(4), 321–349. doi:10.1122/1.549709
- Eggersdorfer, M.L., Kadau, D., Herrmann, H.J., Pratsinis, S.E. (2010). Fragmentation And Restructuring Of Soft-Agglomerates Under Shear. J. Colloid Interface Sci., 342(2), 261–268. Doi:10.1016/J.Jcis.2009.10.062
- 99. Einstein, A., (1926). Die Ursache Der Mäanderbildung Der Lußläufe Und Des Sogenanntenbaer'schengesetzes, Naturwissenschaft 14, 2, 223-224.
- 100. El Moctar, O. (2006). Assessment For Tankers. Shipping World Shipbuild, 204,28–31.
- 101. Elsinga, G., Poelma, C., Schröder, A., Geisler, R., Scarano, F., Westerweel, J. (2012). Tracking Of Vortices In A Turbulent Boundary Layer. J. Fluid Mech. 697, 273 <u>Https://Doi.Org/10.1017/Jfm.2012.60</u>
- 102. Encyclopedia Britannica (2019). Polymethyl Methacrylate Chemical Compound. <u>Https://Www.Britannica.Com/Science/Polymethyl-Methacrylate</u> Dostęp 06 Maja 2019
- 103. Erzinger, G.S., Lopes, P.C., del Ciampo, L.F., Zimath, S.C., Vicente, D., Martins de Albuquerque, F., Prates, R.C. (2021). Bioactive compounds of hops resulting from the discarding of the beer industry in the control of pathogenic bacteria. Natural Bioactive Compounds, 41–55. doi:10.1016/b978-0-12-820655-3.00003-3
- 104. Eshtiaghi, N., Yap, S.D., Markis, F., Baudez, J.-C., Slatter, P. (2012). Clear Model Fluids To Emulate The Rheological Properties Of Thickened Digested Sludge. Water Research, 46(9), 3014–3022. Https://Doi.Org/10.1016/J.Watres.2012.03.003
- Eßlinger, H.M. (2009). Handbook Of Brewing: Processes, Technology, Markets. Wiley-VCH Verlag Gmbh & Co. Kgaa. Doi 10.1002/9783527623488
- 106. Evans, D.E., Redd, K., Harraysmow, S.E., Elvig, N., Metz, N., Koutoulis, A. (2014). The Influence Of Malt Quality On Malt Brewing And Barley Quality On Barley Brewing Withondea Pro, Compared By Small-Scale Analysis. J Am Soc Brew Chem, 7(3), 192-207.
- 107. Faltermaier, A., Waters, D., Becker, T., Arendt, E., Gastl, M. (2014). Common Wheat (Triticum Aestivum L.) And Its Use As A Brewing Cereale A Review. J. Inst. Brew., 120, 1-15. Https://Doi.Org/10.1002/Jib.107
- 108. Fan, L., Xu, N., Ke, X., Shi, H. (2007). Numerical Simulation Of Secondary Sedimentation Tank For Urban Wastewater. J Chin Inst Chem Eng., 38,425–433. Https://Doi.Org/10.1016/J.Jcice.2007.06.006

- 109. Farid, M.M., Jeong, H.J., Kim, K.H., Lee, J., Kim, D., Hwang, J. (2017) Numerical Investigation Of Particle Transport Hydrodynamics And Coal Combustion In An Industrial-Scale Circulating Fluidized Bed Combustor: Effects Of Coal Feeder Positions And Coal Feeding Rates, Fuel 192, 187–200.
- 110. Fillaudeau, L., Blanpain-Avet, P., Daufin, G. (2006). Water, Wastewater And Waste, Management In Brewing Industries. J. Clean. Prod., 14, 463-471. Https://Doi.Org/10.1016/J.Jclepro.2005.01.002
- 111. Fitzgerald, C.J. (2016). Nonlinear Potential Flow Models In Numerical Modelling Of Wave Energy Converters. State-Of-The-Art Techniques For Single Devices And Arrays, 83-104. <u>Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-12-803210-7.00005-0</u>
- 112. Forster, A., Beck, B., Massinger, S., Schmidt, R. (2004). Nieder Molekulare Polyphenole Beim Hopfenwachstum .Brauwelt , 144 (46 7), 1556 61
- 113. Forster, A., Beck, B., Schmidt, R. (1999). Hop Polyphenols Do More Than Just Cause Turbidity In Beer, Hopfenrundschau International , 68 74 .
- 114. Forster, A., Beck, B., Schmidt, R., Jansen, C., Mellenthin, A. (2002). Über Die Zusammensetzung Von Nieder Molekularen Polyphenolen In Verschiedenen Hop Fensorten Und Zweianbaugebieten. Monatsschrift Fürbrauwissenschaft, 55 (5/6), 98 – 108.
- 115. Fukada, T., Fornari, W., Brandt, L., Takeuchi, S., Kajishima, T. (2018). A Numerical Approach For Particle-Vortex Interactions Based On Volume-Averaged Equations. Int. J. Multiph. Flow., 104, 188–205. <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Ijmultiphaseflow.2018.02.019</u>
- 116. Fukada, T., Takeuchi, S., Kajishima, T. (2014). Effects Of Curvature And Vorticity In Rotating Flows On Hydrodynamicforces Acting On A Sphere. Int. J. Multiph. Flow., 58. 292– 300<u>http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Ijmultiphaseflow.2013.10.006</u>
- 117. Galanakis, C. M. (2020). The food systems in the era of the coronavirus (CoVID-19) pandemic crisis. Foods, 9(4). https://doi.org/10.3390/foods9040523. MDPI Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- 118. Gallagher, M.T., Wain, R.A.J., Dari, S., Whitty, J.P., Smith, D.J. (2019). Non-Identifiability Of Parameters For A Class Of Shear-Thinning Rheological Models, With Implications For Haematological Fluid Dynamics. J. Biomech. Eng. 82, 230-238. Doi:10.1016/J.Jbiomech.2019.01.036
- 119. Galperin, B., Sukoriansky, S., Anderson, P.S. (2007). On The Critical Richardson Number In Stably Stratified Turbulence. Atmos Sci Lett., 8(3), 65-69. Https://Doi.Org/10.1002/Asl.153
- 120. Gao, Q., Ortiz-Duenas, C., Longmire, E.K. (2011). Analysis Of Vortex Populations In Turbulent Wall-Bounded Flows. J. Fluid Mech. 678, 87–123. Https://Doi.Org/10.1017/Jfm.2011.101
- 121. Gao, Z., Wang, J., Wang, J., Mao, Y., Wei, Y. (2019). Analysis Of The Effect Of Vortex On The Flow Field Of A Cylindrical Cyclone Separator. Sep. Purif. Technol. 211, 438–447. <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Seppur.2018.08.024</u>
- 122. Gar Alalm, M., Nasr, M., Ookawara, S. (2016). Assessment Of A Novel Spiral Hydraulic Flocculation/Sedimentation System By CFD Simulation, Fuzzy Inference System, And Response Surface Methodology. Sep. Purif. Technol., 169, 137–150. Doi:10.1016/J.Seppur.2016.06.019
- 123. Gerber, AG. (2006). Inhomogeneous Multiphase Model For Nonequilibrium Phasetransition And Droplet Dynamics. W ASME Joint US European Fluidsengineering Summer Meeting. FEDSM, 941-952. Https://Doi.Org/10.1115/FEDSM2006-98460
- 124. Gienau ,T, Kraume, M, Rosenberger, S. (2018). Rheological Characterization Of Anaerobic Sludge From Agricultural And Bio-Waste Biogas Plants. Chem Ing Tech., 90(7), 988–97. Https://Doi.Org/10.1002/Cite.201700102
- 125. Giglou, A. N., Mccorquodale, J. A., Solari, L. (2017). Numerical Study On The Effect Of The Spur Dikes On Sedimentation Pattern. Ain Shams Engineering Journal. Doi:10.1016/J.Asej.2017.02.007
- 126. Gillmeier, S., Sterling, M., Hemida, H., Baker, C.J. (2018). A Reflection On Analytical Tornado-Like Vortex Flow Field Models. J Wind Eng Ind Aerod., 174, 10–27. <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Jweia.2017.12.017</u>
- 127. Globaldata (2018). Craft Beer Fatigue Is Sending Beer And Cider Consumers In APAC In Search Of New Options <u>Https://Www.Globaldata.Com/Craft-Beer-Fatigue-Sending-Beer-Cider-Consumers-Apac-Search-New-Options-Says-Globaldata/</u> Dostęp 20.11. 2019

- 128. Godderidge, B., Turnock, S., Tan, M., Earl, C. (2009). An Investigation Of Multiphase CFD Modelling Of A Lateral Sloshing Tank. Comput. Fluids, 38, 183–193 Https://Doi.Org/10.1016/J.Compfluid.2007.11.007
- Goldammer, T. (2006). The Brewer's Handbook. A Complete Book To Brewing Beer. Second Edition. ISBN (13): 978-0-9675212-3-7 222-227
- Goode, D.L., Arendt, E.K. (2006). Developments In The Supply Of Adjunct Materials For Brewing. W Brewing. New Technologies Abington (Red. Bamforth C.W), Woodhead Publishing Limited, 30-57
- 131. Goode, L.D., Wijngaard, H., Arendt, E. (2005). Mashing with unmalted barley-impact of malted barley and commercial enzyme (Bacillus spp.) additions. Tech. Q.-Master Brew. Assoc. Am., 42, 184–198
- 132. Goula, A.M., Kostoglou, M., Karapantsios, T.D., Zouboulis, A.I. (2008). A CFD Methodology For The Design Of Sedimentation Tanks In Potable Water Treatment. Chem. Eng. J, 140(1-3), 110– 121. Doi:10.1016/J.Cej.2007.09.022
- 133. Gómez-Corona, C., Escalona-Buendía, H., Chollet, S., Valentin, D. (2017). The Building Blocks Of Drinking Experience Across Men And Women: A Case Study With Craft And Industrial Beers. Appetite, 116, 345-356. Https://Doi.Org/10.1016/J.Appet.2017.05.026
- 134. Gómez-Corona, C., Valentin, D., Escalona-Buendía, H., Chollet, S. (2016). The Role Of Gender And Product Consumption In The Mental Representation Of Industrial And Craft Beers: An Exploratory Study With Mexican Consumers. Food Qual. Prefer, 60, 31-39. https://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Foodqual.2017.03.008
- 135. Grace, J.R., Lim, C.J. (2013). Properties Of Circulating Fluidized Beds (CFB) Relevant To Combustion And Gasification Systems. W Fluidized Bed Technologies For Near-Zero Emission Combustion And Gasification, 147–176. Doi:10.1533/9780857098801.1.147
- 136. Greenspan, H.P. (1968). The Theory Of Rotating Fluids. J. Fluid Mech, 52(4), 794-797
- 137. Grillet, A.M., Rao, R.R., Adolf, D.B., Kawaguchi, S., Mondy, L.A. (2009). Practical application of thixotropic suspension models. Journal of Rheology, , 53(1), 169–189. doi:10.1122/1.3037262
- 138. Gueyffier, D., Li, J., Nadim, A., Scardovelli, R., Zaleski, S. (1999). Volume-Of-Fluid Interface Tracking With Smoothed Surface Stress Methods For Three-Dimensional Flows. J. Comput. Phys. 152, 423–456.
- 139. Gupta, A., Yan D. (2016). Flotation.W Mineral Processing Design And Operations, 689– 741. Doi:10.1016/B978-0-444-63589-1.00018-6
- 140. Haase, G., Kuhn, M., Reitzinger, S. (2002). Parallel Algebraicmultigrid Methods On Distributed Memory Computers. SIAM J Sci Comput; 24, 410–427.
- 141. Haddad, F., F. Mokhtari, A. Benzaoui (2016). Three Dimensional Numerical Study Of The Effect Of Large Grashof Number On HEM Crystal Growth. Cryst Res Technol, 51(4), 306-312 <u>Https://Doi.Org/10.1002/Crat.201600034</u>
- 142. Hadzic I, Mallon F, Peric M. (2001). Numerical Simulation Of Sloshing. In: Proceedings Of The SRI-TUHH Mini-Workshop On Numerical Simulation Of Two-Phase Flows. National Maritime Research Institute, Technische Universität Hamburg
- 143. Hager, A., Taylor, J.P., Waters, D.M., Arendt, E.K. (2014). Gluten-Free Beer A Review. Trends Food Sci Technol, 36(1), 44-54. Doi:10.1016/J.Tifs.2014.01.001
- 144. Hall, C.W. (1999). Laws And Models Science, Engineering, And Technology. CRC Pres, ISBN 9780849320187
- 145. Haller, G. (2005). An Objective Definition Of A Vortex. J. Fluid Mech., 525, 1–26. Https://Doi.Org/10.1017/S0022112004002526
- 146. Hambleton, W.T., Hutchins, N., Marusic, I. (2006). Simultaneous Orthogonal-Plane Particle Image Velocimetry Measurements In A Turbulent Boundary Layer. J. Fluid Mech. 560, 53–64. Https://Doi.Org/10.1017/S0022112006000292
- 147. Harada, S., Tanaka, R., Nogami, H., Sawada, M. (2006). Dependence Of Fragmentation Behavior Of Colloidal Aggregates On Their Fractal Structure. J. Colloid Interface Sci., 301(1), 123– 129. Doi:10.1016/J.Jcis.2006.04.051
- 148. Harada, S., Tanaka, R., Nogami, H., Sawada, M., Asakura, K. (2007). Structural Change In Non-Fractal Particle Clusters Under Fluid Stress. Colloids Surf. A Physicochem. Eng. Asp., 302(1-3), 396– 402. Doi:10.1016/J.Colsurfa.2007.03.003

- 149. Haselbacher, A.C. (1999). A Grid-Transparent Numerical Method For Compressible Viscous Flows On Mixed Unstructured Grids. Rozprawa Doktorska, Loughborough University, England
- 150. Hasheminejad, S.M., Mitsudharmadi, H., Winoto, S.H., Low, H.T., Lua, K.B. (2017). Development Of Streamwise Counter-Rotating Vortices In Flat Plate Boundary Layer Pre-Set By Leading Edge Patterns. Exp Therm Fluid Sci, 86, 168–179. Doi:10.1016/J.Expthermflusci.2017.03.032
- 151. Hassan, Y.A., Dominguez-Ontiveros, E. (2008). Flow Visualization In A Pebble Bed Reactor Experiment Using PIV And Refractive Index Matching Techniques. Nucl Eng Des., 238 (11): 3080–3085. Https://Doi.Org/10.1016/J.Nucengdes.2008.01.027
- Hauswirth, S. C., Bowers, C. A., Fowler, C. P., Schultz, P. B., Hauswirth, A. D., Weigand, T., Miller, C. T. (2020). Modeling Cross Model Non-Newtonian Fluid Flow In Porous Media. Journal Of Contaminant Hydrology, , 103708. Doi:10.1016/J.Jconhyd.2020.103708, .
- 153. Havlica, J., Jirounkova, K., Travnickova, T., Stanovsky, P., Petrus, P., Kohout, M. (2019). Granular Dynamics In A Vertical Bladed Mixer: Secondary Flow Patterns. Powder Technol., 344, 79–88 Https://Doi.Org/10.1016/J.Powtec.2018.11.094
- 154. Herpin, S., Stanislas, M., Soria, J. (2010). The Organization Of Near-Wall Turbulence: A Comparison Between Boundary Layer SPIV Data And Channel Flow DNS Data. J. Turbul. 11 (47), 1–30. Https://Doi.Org/10.1080/14685248.2010.508460
- 155. Hillenbrand, J., Becker, S., Sailer, T., Wetzel, M., Hausner, O. (2016). Numerical Simulation Of Turbulence Induced Flow Noise In Automotive Exhaust Systems Using Scale-Resolving Turbulence Models. New Results In Numerical And Experimental Fluid Mechanics X, 719–729. Doi:10.1007/978-3-319-27279-5\_63
- Hirt, C.W., Nichols, B.D. (1981). Volume Of Fluid (VOF) Method For The Dynamics Of Freeboundaries. J Comput Phys., 39, 201–25.
- 157. Hlaváč, P., Božiková, M., Cviklovič, V. (2016). Dynamic Viscosity And Activation Energy Of Wort During Fermentation And Storing. Acta Technol. Agric., 19(1), 6–9. Doi:10.1515/Ata-2016-0002
- Holton, J. R. (2015). Dynamical Meteorology. Vorticity. Encyclopedia Of Atmospheric Sciences, 451–454. Doi:10.1016/B978-0-12-382225-3.00449-7
- 159. Holton, J.R., Hakim, G.J. (2013). Circulation, Vorticity, And Potential Vorticity. An Introduction To Dynamic Meteorology, 95–125. Doi:10.1016/B978-0-12-384866-6.00004-0
- Hornsey, I.S. (2003). A History Of Beer And Brewing. The Royal Society Of Chemistry, ISBN 0-85404630-5.
- Hornsey, I.S. (2016). Reference Module In Food Science Encyclopedia Of Food And Health. Beer: History And Types, 345-354. Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-12-384947-2.00057-X
- Horwatt, S. W., Manas-Zloczower, Feke, D. L. (1992). Dispersion Behavior Of Heterogeneous Agglomerates At Supercritical Stresses. Chem. Eng. Sci., 47(8), 1849–1855. Doi:10.1016/0009-2509(92)80303-T
- 163. Https://Www.Openfoam.Com/Documentation/User-Guide/ Dostep 16.07.2020
- 164. Hu, L., Gastl, M., Linkmeyer, A., Hess, M., Rychlik, M. (2014). Fate Of Enniatins And Beauvericin During The Malting And Brewing Process Determined By Stable Isotope Dilution Assays LWT, 56(2), 469-477. Https://Doi.Org/10.1016/J.Lwt.2013.11.004
- Huang, H.T., Fiedler, H.E., Wang, J.J. (1993). Limitation And Improvement Of PIV. Experiments In Fluids, 15(3), 168–174. Doi:10.1007/Bf00189883
- 166. Hudston, H.R. (1969). The Story Of The Whirlpool. Tech. Q. Master Brew. Assoc. Am., 6,164-167
- 167. Hunt, J.C.R, Wray, A.A., Moin, P. (1988). Eddies, Stream, And Convergence Zones In Turbulent Flows. Center For Turbulence Research Report CTR-S88, 193-208
- 168. Hussain, F. (1986). Coherent Structures And Turbulence, Journal Of Fluid Mechanics 173, 303–356.
- 169. Ibrahim, S.M., Redd B.N. (2013). Similarity Solution Of Heat And Mass Transfer For Natural Convection Over A Moving Vertical Plate With Internalheat Generation And A Convective Boundary Condition In Thepresence Of Thermal Radiation, Viscous Dissipation, And Chemical Reaction. Hindawi Publishing, Article ID 790604, Http://Dx.Doi.Org/10.1155/2013/790604

- 170. Iimura, K., Suzuki, M., Hirota, M., Higashitani, K. (2009). Simulation Of Dispersion Of Agglomerates In Gas Phase – Acceleration Field And Impact On Cylindrical Obstacle. Adv Powder Technol, 20(2), 210– 215. Doi:10.1016/J.Apt.2008.09.003
- 171. Irgens, F. (2014). Rheology And Non-Newtonian Fluids. Springer International Publishing 10.1007/978-3-319-01053-3
- 172. Ishii, M., Hibiki, T. (2006). Thermo-Fluid Dynamics Of Two-Phase Flow. Springer Verlag. ISBN 9780387291871
- 173. Israelachvili, J.N. (2011). Chapter 13 van der waals forces between particles and surfaces, W: Israelachvili J.N. Intermol. Surf. Forces, 3 wyd., Academic Press, San Diego, 253–289.
- 174. Jaina, V., Kaloa, L., Kumara, D., Pantb, H.J., Upadhyaya, R.K. (2017). Experimental And Numerical Investigation Of Liquid-Solid Binary Fluidized Beds: Radioactive Particle Tracking Technique And Dense Discrete Phase Model Simulation, Particulogy 33, 112–122.
- 175. Jakubowski, M. (2008). Wpływ Wybranych Parametrów Konstrukcyjnych Na Proces Zawirowań W Kadzi Wirowo-Osadowej Podczas Klarowania Zawiesin. Rozprawa Doktorska, Politechnika Koszalińska.
- 176. Jakubowski, M. (2013). Kadź Wirowa, Wykorzystywana Zwłaszcza W Browarnictwie Oraz Sposób Jej Napełniania. Patent RP,Nr PAT.21511
- 177. Jakubowski, M., Antonowicz, A., Janowicz, M., Sterczyńska, M., Piepiórka-Stepuk, J., Poreda, A. (2016). An Assessment Of The Potential Of Shadow Sizing Analysis And Particle Image Velocimetry (PIV) To Characterise Hot Trub Morphology, J Food Eng, 173, 34-41. Https://Doi.Org/10.1016/J.Jfoodeng.2015.10.033
- 178. Jakubowski, M., Stachnik, M., Sterczyńska, M., Matysko, R., Piepiórka Stepuk, J., Dowgiałło, A., Ageev O.V., Knitter R. (2019). CFD Analysis Of Primary And Secondary Flows And PIV Measurements In Whirlpool And Whirlpool Kettle With Pulsatile Filling: Analysis Of The Flow In A Swirl Separator. J. Food Eng., Doi:10.1016/J.Jfoodeng.2019.04.003
- 179. Jakubowski, M., Sterczyńska, M. (2013a). Etapy Formowania Się Stożka Osadu W Zbiorniku Testowym Kadzi Wirowej Whirlpool. Inżynieria Rolnicza, 1(141), 83-92
- 180. Jakubowski, M., Sterczyńska, M. (2013b). Analiza Pomiarów PIV Prędkości Przepływu Cieczy Przy Dnie Zbiornika Kadzi Wirowej Napełnianej Dwustronnie. Inż. Ap. Chem. 2013, 52, 3, 185-186
- 181. Jakubowski, M., Sterczyńska, M., Matysko, R., Poreda, A. (2014). Simulation And Experimental Research On The Flow Inside A Whirlpool Separator. J. Food Eng., 133, 9–15. Doi:10.1016/J.Jfoodeng.2014.02.011
- Jakubowski, M., Wyczałkowski, W., Poreda, A. (2015). Flow In A Symmetrically Filled Whirlpool: CFD Modelling And Experimental Study Based On Particle Image Velocimetry (PIV). J. Food Eng., 145, 64– 72. Doi:10.1016/J.Jfoodeng.2014.08.009
- 183. Jameson A. (1985). Multigrid Algorithms For Compressible Flow Calculations. Multigrid Methods II, Lecture Notes In Mathematics No.1228. New York, Springer Verlag
- 184. Jameson, A. (1983a). Solution Of The Euler Equations For Two-Dimensional Transonic Flow By A Multigrid Method.MAE Report No. 1613, Dept. Of Mechanical And Aero-Space Engineering. Princeton University
- Jameson, A. (1983b). Solution Of The Euler Equations By A Multigrid Method. Appl Math Comput., 13, 327–356
- 186. Jaworek, A., Marchewicz, A., Sobczyk, A. T., Krupa, A., Czech, T. (2018). Two-Stage Electrostatic Precipitators For The Reduction Of PM2.5 Particle Emission. Prog. Energy Combust. Sci., 67, 206– 233. Doi:10.1016/J.Pecs.2018.03.003
- 187. Jeong, J., Hussain, F. (1995). On The Identification Of A Vortex. J. Fluid Mech., 285, 69
- Jimenez, J., Wray, A.A., Saffman, P.G., Rogallo, R.S. (1993). The Structure Of Intense Vorticity In Isotropic Turbulence, J. Fluid Mech., 255, 65–90.
- 189. Jones, W.P., Launde, R B.E. (1972). The Prediction Of Laminarization With A Two-Equation Model Of Turbulence, Int. J. Heat Mass Transf., 15, 301-314.
- Joseph, D., Funada, T., Wang, J. (2008). Potential Flows Of Viscous And Viscoelastic Fluids. J. Fluid Mech., 265, 1-23. Https://Doi.Org/10.1017/S0022112094000741

- 191. Kanauchi, M., Kultgen, E., Bamforth, C. (2018). Low-Molecular-Weight Materials From Heavilyroasted Barley And Malt With Strongfoam-Stabilising Potential. J. Inst. Brew., 125, 39–46. Doi 10.1002/Jib.5
- 192. Kang, X., Xia, Z., Chen, R., Liu, P., Yang, W. (2019). Effects of inorganic cations and organic polymers on the physicochemical properties and microfabrics of kaolinite suspensions, Appl. Clay Sci. 176, 38–48
- 193. Kang, X., Xia, Z., Wang, J., Yang, W. (2019). A Novel Approach to Model the Batch Sedimentation and Estimate the Settling Velocity, Solid Volume Fraction, and Floc Size of Kaolinite in Concentrated Solutions. Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects, 123647. doi:10.1016/j.colsurfa.2019.12364
- 194. Katopodes, N.D. (2019a). Methods For Two-Dimensional Shallow-Water Flow. Free-Surface Flow, 500– 567. Doi:10.1016/B978-0-12-815485-4.00014-0
- 195. Katopodes, N.D. (2019b). Vorticity Dynamics. Free-Surface Flow, 428–565. Doi:10.1016/B978-0-12-815489-2.00007-1
- 196. Kaya, A., Oren, A.H., Yukselen, Y. (2003). Settling behavior and zeta potential of kaolinite in aqueous media, Proc. Thirteen. Int. Offshore Polar Eng. Conf., 407–412.
- Keane, R.D., Adrian, R.J. (1992). Theory Of Cross-Correlation Analysis Of PIV Images. Applied Scientific Research, 49(3), 191–215. Doi:10.1007/Bf00384623
- 198. Khaliligarakani, A.H., Mostoufi, N., Sadeghi, F., Hosseinzadeh, M., Fatourechi, H., Sarrafzadeh, M.H., Mehrnia, M.R. (2011). Comparison Between Different Models For Rheological Characterization Of Activated Sludge. Iran J Environ Healt., 8(3), 255–264.
- 199. Khoury, R., Wilhelm, D. (2016). Numerical Methods And Modelling For Engineering. Springer. DOI 10.1007/978-3-319-21176-3
- Kida, S., Miura H. (1998). Identification And Analysis Of Vortical Structures Eur. J. Mech. B/Fluids, 471-488
- 201. Kim, H., Yoon, E.S., Shin, D. (2018). Deep Neural Networks For Source Tracking Of Chemical Leaks And Improved Chemical Process Safety. Comput Chem Eng, 2359–2364. Doi:10.1016/B978-0-444-64241-7.50388-8
- 202. Kim, M.-G., Sivagurunathan, P., Lee, M.-K., Im, S., Shin, S.-R., Choi, C.-S., Kim, D.-H. (2019). Rheological Properties Of Hydrogen Fermented Food Waste. Int. J. Hydrog. Energy, 44(4), 2239-2245 <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Ijhydene.2018.07.073</u>
- 203. Kimbonguila Manounou, A., Rémond, S. (2014). Discrete Element Modeling Of The Microstructure Of Fine Particle Agglomerates In Sheared Dilute Suspension. PHYSICA A, 412, 66– 83. Doi:10.1016/J.Physa.2014.06.023
- 204. King, R. P. (2002). Interaction Between Fluids And Particles. Introduction To Practical Fluid Flow, 55– 79. Doi:10.1016/B978-075064885-1/50003-X
- 205. Klimanek, A., Adamczyk, W., Katelbach-Wozniak, A., Wecel, G., Szlek, A. (2015). Towards A Hybrid Eulerian-Lagrangian CFD Modeling Of Coal Gasification In A Circulating Fluidized Bed Reactor, Fuel 152, 131–137
- 206. Kohli, R. (2012). Developments In Imaging And Analysis Techniques For Micro- And Nanosize Particles And Surface Features. Developments In Surface Contamination And Cleaning Detection, Characterization, And Analysis Of Contaminants, 215-306 Https://Doi.Org/10.1016/B978-1-4377-7883-0.00005-5
- 207. Kolar, V. (2007). Vortex Identification: New Requirements And Limitations. Int J Heat Fluid Fl., 638-652. Https://Doi.Org/10.1016/J.Ijheatfluidflow.2007.03.004
- Kompenhans, J., Kähler, C. (2002). Particle Image Velocimetry An Advanced Experimental Tool For The Investigation Of Turbulent Flow Fields. W Engineering Turbulence Modelling And Experiments 5, 79– 94. Doi:10.1016/B978-008044114-6/50007-7
- 209. Kondo, K. (2003). Preventive Effects Ofdietary Beer On Lifestyle , W Proceedings Of The European Brewery Convention Congress 2003 , Fachverlag Hans Carl ,Nürnberg .
- 210. König, G. (2013). Simulation And The Problem Of Simplification. Philos. Technol. 26, 81–91 Https://Doi.Org/10.1007/S13347-012-0078-3

- 211. Konijn, B.J., Sanderink, O.B.J., Kruyt, N.P. (2014). Experimental study of the viscosity of suspensions: Effect of solid fraction, particle size and suspending liquid. Powder Technology, 266, 61– 69. doi:10.1016/j.powtec.2014.05.044
- 212. Könözsy, L. (2019). The K- Ω Shear-Stress Transport (SST) Turbulence Model. In: A New Hypothesis On The Anisotropic Reynolds Stress Tensor For Turbulent Flows. Fluid Mech. Its Appl.,120, 57-66. Springer <u>Https://Doi.Org/10.1007/978-3-030-13543-0\_3</u>
- 213. Krottenthaler, M. (2000). Hopfen, W Praxishandbuch Der Brauerei (Red. Heyse K.-U.), Behr's Verlag , Hamburg, 1 55
- 214. Królikowski, T., Knitter, R., Stachnik, M. (2019). Thermo-Mechanic Tests Using 3d Printed Elements. 23rd International Conference On Knowledge-Based And Intelligent Information & Engineering Systems. Procedia Comput. Sci. 159, 2551–2559 <u>Https://Goi.Org/10.1016/J.Procs.2019.09.430</u>
- 215. Kuang, S.B., Chu, K.W., Yu, A.B., Vince, A. (2012). Numerical Study Of Liquid–Gas–Solid Flow In Classifying Hydrocyclones: Effect Of Feed Solids Concentration. Miner. Eng., 17-31 Https://Doi.Org/10.1016/J.Mineng.2012.01.003
- 216. Kuang, S.B., Qi, Z., Yu, A.B., Vince, A., Barnett, G.D., Barnett, P.J. (2014). CFD Modeling And Analysis Of The Multiphase Flow And Performance Of Dense Medium Cyclones. Miner. Eng., 62, 43-54 <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Mineng.2013.10.012</u>
- 217. Kube, J, Kohnlechner, M, Thurner, F. (2011). Einfachemethode Zur Online-Bestimmung Der Viskositat Von Garsubstraten In Biogasanlagen. W Biogas: Energietrager Der Zukunft (Red. Gesellschaft, V.D.I.), 6. Fachtagung, Fachtagung Braunschweig, 08. Und 09. Juni 2011. Düsseldorf: Verlag, 83–91.
- 218. Kühbeck, F., Müller, M., Back, W., Kurz, T., Krottenthaler, M. (2007). Effect Of Hot Trub And Particle Addition On Fermentation Performance Of Saccharomyces Cerevisiae. Enzyme Microb. Technol., 41 (6–7), 711–720. Doi:10.1016/J.Enzmictec.2007.06.007.
- 219. Kühbeck, F., Schütz, M., Thiele, F., Krottenthaler, M., Back, W. (2006). Influence Of Lauter Turbidity And Hot Trub On Wort Composition, Fermentation, And Beer Quality. J Am Soc Brew Chem., 64 (1), 16-28, DOI: 10.1094/ASBCJ-64-0016.
- 220. Kundu, P.K., Cohen, I.M., Dowling, D.R. (2012). Vorticity Dynamics. J. Fluid Mech., 171–196. Doi:10.1016/B978-0-12-382100-3.10005-8
- 221. Kuneš, J. (2012). Similarity And Modeling In Science And Engineering. Doi:10.1007/978-1-907343-78-0
- 222. Kunz, R.F., Boger, D.A., Stinebring, D.R., Chyczewski, T.S., Lindau, J.W., Gibeling, H.J., Venkateswaran, S., Govindan, T.R. (2000). Preconditioned Navier-Stokes Method For Two-Phase Flows With Application To Cavitation Prediction. Comput. Fluids, 29(8), 849–875. Https://Doi.Org/10.1016/S0045-7930(99)00039-0
- 223. Kunz, T., Müller, C., Mato-Gonzales, D., Methner, F.-J. (2012). The influence of unmalted barley on the oxidative stability of wort and beer. J. Inst. Brew., 118(1), 32–39. doi:10.1002/jib.6
- 224. Kunze, W. (1999). Technology Brewing And Malting, 2 Wyd. Angielskie ISBN 978-3921690390
- 225. Kunze, W. (2010). Technology Brewing And Malting, 4 Wyd. Angielskie. ISBN 978-3-921690-64-2.
- 226. Kunze, W. (2014). Technology Brewing And Malting, 5 Wyd. Angielskie. ISBN 978-3921690772.
- 227. Kynch, G.J. 1952. A theory of sedimentation, Trans. Faraday Soc. 48, 166.
- 228. Lagg, A., Krupp, N., Woch, J., Livi, S., Wilken, B., & Williams, D. J. (1998). Determination Of The Neutral Number Density In The Io Torus From Galileo-EPD Measurements. Geophys. Res. Lett., 25(21), 4039– 4042. Doi:10.1029/1998g1900070
- 229. Landrou, G., Brumaud, C., Habert, G. (2018). Influence of magnesium on deflocculated kaolinite suspension: mechanism and kinetic control, Colloids Surfaces A Physicochem. Eng. Asp. 544, 196–204.
- 230. Latrache, N., Crumeyrolle, O., Abcha, N., Mutabazi, I. (2008). Destabilization Of Inertio-Elastic Mode Via Spatiotemporal Intermittency In A Couette-Taylor Viscoelastic Flow. J. Phys. Conf. Ser., 137, 012022. Doi:10.1088/1742-6596/137/1/012022
- 231. Launder, B.E., Sharma, B.I. (1974). Application Of The Energy Dissipation Model Of Turbulence To The Calculation Of Flow Near A Spinning Disc, Letters In Heat And Mass Transfer,1(2), 131-138.

- 232. Lee, S., Choi, Y. (2008). Decrement Of Spanwise Vortices By A Drag-Reducing Riblet Surface, J. Turbul. 9(23), 1–15. Https://Doi.Org/10.1080/14685240802251517
- 233. Leupi, C., Altinakar, M. S. (2005). 3D Finite Element Modeling Of Free-Surface Flows With Efficient K E Turbulence Model And Non-Hydrostatic Pressure. Computational Science – ICCS 2005, 33– 40. Doi:10.1007/11428862\_5
- 234. Lewis, J., Young, T.W. (2001). Piwowarstwo. Warszawa: Wydawnictwo Naukowe PWN, ISBN 83-01-13472-0.
- 235. Lewis, M.J., Bamforth, C.W. (2006). Essays In Brewing Science, Springer Science+Business Media, LLC, E-ISBN 978-0387-33011-2.
- 236. Li, J., Renardy, Y.Y., Renardy, M. (2000). Numerical Simulation Of Breakup Of A Viscous Drop In Simple Shear Flow Through A Volume-Of-Fluid Method. Phys. Fluids, 12(2), 269–282. Doi:10.1063/1.870305
- Li, W., Zhong, W. (2015). CFD Simulation Of Hydrodynamics Of Gas–Liquid–Solid Three-Phase Bubble Column. Powder Technol., 286 766–788. <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Powtec.2015.09.028</u>
- 238. Lindken, R., Burgmann, S. (2012). Laser-Optical Methods For Transport Studies In Low Temperature Fuel Cells. W Polymer Electrolyte Membrane And Direct Methanol Fuel Cell Technology, 425– 461. Doi:10.1533/9780857095480.3.424
- 239. Linton, J.H. (1973). Pollution Abatement Through Utilization Of Wet Brewery Byproducts In Live Stock Feeding, Brew. Dig., 74, 42–46,
- 240. Liu, C., Gao, Y., Dong, X. (2019). Third Generation Of Vortex Identification Methods: Omega And Liutex/Rortex Based Systems. J Hydrodyn 31, 205–223 Doi:10.1007/S42241-019-0022-4
- 241. Liu, H., Xu, J., Zhang, J., Sun, H., Zhang, J., Wu, Y. (2012). Oil/Water Separation In A Liquid-Liquid Cylindrical Cyclone. J Hydrodyn , 24(1), 116-123 DOI: 10.1016/S1001-6058(11)60225-4
- 242. Liu, J., Crapper, M., Mcconnachieg, L. (2004). An Accurate Approach To The Design Of Channel Hydraulic Flocculators, Water Res. 38 875–886, <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Watres.2003.10.01</u>.
- 243. Liu, J., Wang, R., Gao, F., Zhou, J., Cen, K. (2012). Rheology And Thixotropic Properties Of Slurry Fuel Prepared Using Municipal Wastewater Sludge And Coal. Chem. Eng. Sci., 76, 1– 8. Doi:10.1016/J.Ces.2012.04.010
- 244. Liu, S., Hao, L. (2016). Simulation On The Distribution Of Solid Ice And Prediction Of Ice Blockage For Ice Slurry In Horizontal Straight Tubes. Procedia Engineering, 146, 266– 277. Doi:10.1016/J.Proeng.2016.06.387
- 245. Liu, Y, Chen, J, Song, J, Hai, Z, Lu, X, Ji, X, Wang, C. (2019a). Adjusting The Rheological Properties Of Corn-Straw Slurry To Reduce The Agitation Power Consumption In Anaerobic Digestion. Bioresour Technol, 272, 360–9. Https://Doi.Org/10.1016/J.Biortech.2018.10.050
- 246. Liu, Y., Chen, J., Lu, X., Ji, X., Wang, C. (2019b). Reducing The Agitation Power Consumption In Anaerobic Digestion Of Corn Straw By Adjusting The Rheological Properties. Energy Procedia, 158, 1267– 1272. Doi:10.1016/J.Egypro.2019.01.314
- 247. Liu, Y.L., Wang, J.S., Dai, H.C. (2007) Numerical Study Of Flow Characteristics With Free Surface Using Turbulence Model. W New Trends In Fluid Mechanics Research (Red. Zhuang F.G., Li, J.C.). Springer, 381-381 Https://Doi.Org/10.1007/978-3-540-75995-9\_120
- 248. Logan, J.D. (2013). Applied Mathematics, 4 Wyd. ISBN: 978-1-118-47580-5
- 249. Long, D. F., Perivilli, S. V., Mauger, J.V.W. (2014). Einstein's Tea Leaf Paradox And Its Relevance To Dissolution Testing, Dissolut Technol., 21, 3, 17-18, <u>Https://Doi.Org/10.14227/DT210314P17</u>
- 250. Lonsdale, RD. (1993). An Algebraic Multigrid Solver For Thenavier-Stokes Equations On Unstructured Meshes. Int J Numer Meth Heat Fluid Flow, 3, 3–14.
- 251. Lotito, V., Spinosa, L., Mininni, G., Antonacci, R. (1997). The Rheology Of Sewage Sludge At Different Steps Of Treatment. Water Sci. Technol., 36(11). Doi:10.1016/S0273-1223(97)00672-0
- 252. Lugt, H.J. (1979). The Dilemma Of Defining A Vortex. In Recent Developments. W Theoretical And Experimental Fluid Mechanics (Red. "Uller, U.M., Roesner, K., Schimdt B.), Springer, 309–321

- 253. Lukowicz, J.V., Köngeter, J. (1999). Experimental Investigation Of Coherent Structures Using Digital Particle Image Velocimetry. Engineering Turbulence Modelling And Experiments 4. Proceedings Of The 4th International Symposium On Engineering Turbulence Modelling And Measurements; Ajaccio, Corsica, France, 24–26 May, 361-370
- 254. Luo, X., Yang, L., Yin, H., He, L., Lü, Y. (2019). A Review Of Vortex Tools Toward Liquid Unloading For The Oil And Gas Industry. CHEM ENG PROCESS, 145, 107679. Doi:10.1016/J.Cep.2019.107679
- 255. Lynch, K.M., Steffen, E.J., Arendt, E.K. (2016). Brewers' Spent Grain: A Review With An Emphasis On Food And Health. J. Inst. Brew., 122, 553–568. Https://Doi.Org/10.1002/Jib.363
- 256. Lyu, J., Nam, P.W., Lee, S.J., Lee, K.G. (2013). Volatile Compounds Isolated From Rice Beers Brewed With Three Medicinal Plants. J. Inst. Brew., 119, 271-279. Https://Doi.Org/10.1002/Jib.98
- 257. Maciel, Y., Robitaille, M., Rahgozar, S. (2012). A Method For Characterizing Cross-Sections Of Vortices In Turbulent Flows, Int. J. Heat Fluid Flow, 37, 177 <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Ijheatfluidflow.2012.06.005</u>
- Malczewska, B., Biczyński, A. (2017). Comparison Between Different Models For Rheological Characterization Of Sludge From Settling Tank. J. Water Land Dev., 34, 191–196. DOI: 10.1515/Jwld-2017-0053.
- Maneshian, B., Javadi, K., Taeibi Rahni, M., Miller, R. (2016). Droplet Dynamics In Rotating Flows. Adv Colloid Interfac, 236, 63–82 <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Cis.2016.07.005</u>
- 260. Marchisio, D.L., Fox, R.O. (2007). Multiphase Reacting Flows: Modelling And Simulation. Springer. Https://Doi.Org/10.1007/978-3-211-72464-4
- 261. Marov, M.Y., Kolesnichenko, A.V. (2013). Turbulence And Self-Organization. Springer. Https://Doi.Org/10.1007/978-1-4614-5155-6
- 262. Martinelli, L. (1987). Calculation Of Viscous Flows With Amultigrid Method. Rozprawa Doktorska, Dept. Of Mechanical And Aerospace Eng. Princeton University
- 263. Marx, G., Scopel, S., Wackerbauer, K. (1986). Hot Trub Separation And Removal, And Recovery Of The Entrapped Wort, Brauwelt Int., 1, 34–40
- 264. Mastanjevic, K., Lukinac, J., Jukic, B., Šarkanj, B., Krstanović, V., Mastanjević, K. (2019). Multi-(Myco) Toxins In Malting And Brewing By-Products. Toxins 11, 30. Https://Doi.Org/10.3390/Toxins11010030
- 265. Mathias, T.R. dos S., Alexandre, V.M F., Cammarota, M.C., de Mello, P.P.M., Sérvulo, E. F. C. (2015). Characterization and determination of brewer's solid wastes composition. J. Inst. Brew., 121(3), 400–404. doi:10.1002/jib.229
- 266. Mathias, T.R. Dos S., Alexandre, V.M.F., Cammarota, M.C., De Mello, P.P.M., Sérvulo, E. F.C. (2015). Characterization And Determination Of Brewer's Solid Wastes Composition. J. Inst. Brew., 121(3), 400–404. Doi:10.1002/Jib.229
- 267. Mavriplis, D.J. (1998). Multigrid Strategies For Viscous Flow Solvers On An Isotropic Unstructured Meshes. J Comput Phys, 145, 141–165.
- 268. Mayer, H., Ceccaroni, D., Marconi, O., Sileoni, V., Perretti, G., Fantozzi, P. (2016). Development Of An All Rice Malt Beer: A Gluten Free Alternative. LWT, 67, 67-73 Http://Dx.Doi.Org/10.1016/Jlwt.2015.11.037
- 269. Mbaye, S., Dieude-Fauvel, E., Baudez, J.C. (2014). Comparative Analysis Of Anaerobically Digested Wastes Flow Properties. Waste Manag, 34(11), 2057–62.
- 270. Mcconnachie, G.L., Liu, J. (2000). Design Of Baffled Hydraulic Channels For Turbulence-Induced Flocculation, Water Res., 34(6), 1886–1896. Https://Doi.Org/10.1016/S0043-1354(99)00329-2
- 271. Mccorquodale, J.A., Yuen, E.M., Vitasovic, Z., Samstag, R. (1991). Numerical Simulation Of Unsteady Conditions In Clarifiers Water Poll. Res. J. Can. Volume 26(2), 201-222
- Mccorquodale, J.A., Zhou, S. (1993). Effects Of Hydraulic And Solids Loading On Clarifier Performance. J. Hydr. Res., 31, 461-477
- 273. Mechoso, C.R., A. Arakawa (2015). Numerical Models General Circulation Models. W Encyclopedia Of Atmospheric Sciences (Red. North G.R., Pyle J., Zhang F.), Academic Press, 153-160, Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-12-382225-3.00157-2.
- 274. Méndez, V., Fedotov, S., Horsthemke, W. (2010). Reaction-Transport Systems. Springer, Heidelberg, 33-120
- 275. Menter, F.R. (1993). Zonal Two Equation K-Ω Turbulence Models For Aerodynamic Flows, AIAA Paper, 93-290.
- 276. Menter, F.R. (1994). Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models For Engineering Applications, AIAA Journal, 32(8), 1598-1605
- 277. Metcalfe, R.W., Hussain, F., Menon, S., Hayakawa, M. (1985). Coherent Structures In A Turbulent Mixing Layer: A Comparison Between Numerical Simulations And Experiments Turbulent Shear Flows 5
- 278. Meussdoerffer, F., Zarnkow, M. (2009). Starchy Raw Material. W Handbook In Brewing (Red. Esslinger A.), Freiberg Wiley-VCH, 43-71
- 279. Michael, A. (2004). Materials Selection In Mechanical Design, 3 Wyd. Butterworth-Heinemann ISBN: 9780080468648.
- 280. Michaels, A.S., Bolger, J.C. (1962). Settling rates and sediment volumes of flocculated Kaolin suspensions, Ind. Eng. Chem. Fundam. 1, 24–33.
- 281. Misra, A., Bonamy, C., De Souza, L. M., Hohl, L., Illner, M., Kraume, M., Thévenin, D. (2018). A Multi-Fluid Approach To Simulate Separation Of Liquid-Liquid Systems In A Gravity Settler. 28th European Symposium On Computer Aided Process Engineering, 31–36. Doi:10.1016/B978-0-444-64235-6.50008-5
- 282. Moin, P., Kim, J. (1984) The Structure Of The Vorticity Field In Turbulent Channel Flow Part 1: Analysis Of Instantaneous Fields And Statistical Correlations
- 283. Monch-Tegeder, M, Lemmer, A, Hinrichs, J, Oechsner, H. (2015). Development Of An In-Line Process Viscometer For The Full-Scale Biogas Process. Bioresour Technol;178, 278–84
- 284. Montgomery, L.F.R., Schoepp, T., Fuchs, W., Bochmann, G. (2016). Design, Calibration And Validation Of A Large Lab-Scale System For Measuring Viscosity In Fermenting Substrate From Agricultural Anaerobic Digesters. Biochem Eng J., 115, 72–9
- 285. Munson, B.R., Rothmayer, A.P., Okiishi, T.H., Huebsch, W.W. (2013). Fundamentals Of Fluid Mechanics, 7 Wyd.. Wylie, New York
- 286. Narziß, L. (1976). Die Technologie Der Malzbereitung, In Schuster/Weinfurtner/Narziss Die Bierbrauerei,
  6. Aufl Age, Ersterband: Die Technologie Der Malzbereitung, Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart, 342 8
- 287. Narziβ, L. (1992). Die Bierbrauerei Band II: Die Technologie Der Würzebereitung, 7 Wyd, (Red. Enkeverlag F.), Stuttgart .
- 288. Narziß, L., Back, W. (2012). Die Bierbrauerei: Band 2: Die Technologie Der Würzebereitung. Weinheim: Wiley-VCH Verlag Gmbh & Co. Kgaa. ISBN: 978-3-527-31776-9
- 289. Natrajan, V.K., Wu, Y., Christensen, K.T. (2007). Spatial Signatures Of Retrograde Spanwise Vortices In Wall Turbulence. J. Fluid Mech., 574, 155–167. Https://Doi.Org/10.1017/S0022112006003788
- 290. Navarro, S., Perez, G., Navarro, G., Mena, L., Vela, N. (2006). Decay Of Dinitroaniline Herbicides And Organophosphorus Insecticides During Brewing Of Lager Beer. J. Food Prot., 69, 1699-1706. Https://Doi.Org/10.4315/0362-028x-69.7.1699
- 291. Navarro, S., Pérez, G., Navarro, G., Mena, L., Vela, N. (2007). Influence Of Fungicide Residues On The Primary Fermentation Of Young Lager Beer. J. Agric. Food Chem. 55, 1295–1300. Doi: 10.1021/Jf062769m.
- 292. Nielsen, H., True, H. (1968). Theorie Und Konstruktion Des Whirlpools. Brauwissenschaft 21, 342-346
- 293. Nikolic, D.D., De Souza, B.P., Frawley, P.J. (2015). Application Of The Lagrangian CFD Approach To Modelling Of Crystallization In Stirred Batch Reactors Using The Smoothed Particle Hydrodynamics Method. Comput Chem Eng, 623–628. Doi:10.1016/B978-0-444-63578-5.50099-2
- 294. Nydahl, J.E. (1971). Heat Transfer For The Bödewadt Problem. Colorado State University Dissertation, Fort Collins, Colorado,
- 295. O'Rourke T. (1980). Efficient Handling Of Brewing By-Products, Brew. Guardian, September, 39-43
- 296. O'Rourke, T. (1984). Making Money Out Of Spent Grains And By-Products, Brew. Guardian, 31-39

- 297. Ochowiak, M., Matuszak, M., Włodarczak, S., Ancukiewicz, M., Krupińska, A. (2017). The Modified Swirl Sedimentation Tanks For Water Purification. J Environ Manage., 189, 22-28 <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Jenvman.2016.12.023</u>
- 298. Olajire, A.A. (2012). The Brewing Industry And Environmental Challenges, J. Clean. Prod., 102817. Doi:10.1016/J.Jclepro.2012.03.003
- 299. Omidiji, O., Okpuzor, J. (2002). Enzymic recovery of extract from cold trub derived from brewing with unmalted sorghum (Sorghum bicolor). Process Biochemistry, 37(7), 787–792. doi:10.1016/s0032-9592(01)00273-4
- 300. Openfoam, (2013). Openfoam D Programmer's Guide V.2.2.2.
- 301. Ostilla, R., Stevens, R.J.A.M., Grossmann, S., Verzicco, R., Lohse, D. (2013). Optimal Taylor–Couette Flow: Direct Numerical Simulations. J. Fluid Mech., 719, 14–46. Doi:10.1017/Jfm.2012.596
- 302. Otter, G.E., Taylor, L. (1967). Determination Of The Sugar Composition Of Wort And Beer By Gas Liquid Chromatography. J. Inst. Brew, 73(6), 570–576. Doi:10.1002/J.2050-0416.1967.Tb03086.X
- 303. Ovarlez, G., Mahaut, F., Deboeuf, S., Lenoir, N., Hormozi, S., Chateau, X. (2015). Flows of suspensions of particles in yield stress fluids. Journal of Rheology, 59(6), 1449–1486. doi:10.1122/1.4934363
- 304. Palmer, J. (2006). How To Brew. Brewers Publications. ISBN 978-0937381885
- 305. Pirrò, D., Quadrio, M. (2008). Direct Numerical Simulation Of Turbulent Taylor–Couette Flow. Eur. J. Mech. B/Fluids., 27(5), 552–566. Doi:10.1016/J.Euromechflu.2007.10.005
- 306. Piterbarg, L.I., Ostrovskii, A.G. (1997). A Stochastic Model For SST Anomaly Transport. W Advection And Diffusion In Random Media. Springer <u>Https://Doi.Org/10.1007/978-1-4757-4458-3\_9</u>
- 307. Podeszwa, T., Rutkowska, W. (2015). Wpływ Warunków Słodowania Ziarna Gryki Na Zawartość Ekstraktu, Barwę Oraz Lepkość Brzeczek Laboratoryjnych (Kongresowych). Prace Naukowe Uniwersytetu Ekonomicznego We Wrocławiu, 411, 115-123
- 308. Pohn, S., Kamarad, L., Kirchmayr, R., Harasek, M. (2010). Design, Calibration And Numerical Investigation Of A Macro Viscosimeter. W Proceedings 19th International Congress Of Chemical And Process Engineering CHISA
- 309. Polyanin, A.D., Chernoutsan, A. (2010). Concise Handbook Of Mathematics, Physics, And Engineering Sciences, 1 Wyd. <u>Https://Doi.Org/10.1201/B10276</u>
- 310. Poreda, A. (2006). Oddziaływanie Wybranych Jonów Metali Na Fermentację Brzeczki Piwnej, Rozprawa Doktorska, Uniwersytet Rolniczy W Krakowie.
- 311. Poreda, A., Czarnik, A.,Zdaniewicz, M., Jakubowski, M., Antkiewicz, P. (2014). Corn Grist Adjunct Application And Influence On The Brewing Process And Beer Quality. J. Inst. Brew., 120(1), 88-81 Https://Doi.Org/10.1002/Jib.115
- 312. Priest, F.G., Stewart, G.G. (2006). Handbook Of Brewing, 2 Wyd. Taylor & Francis Group, LLC. ISBN 978-0-8247-2657-7.
- 313. Prussi, M., Buffi, M., Casini, D., Chiaramonti, D., Martelli, F., Carnevale, M., Tredici, M.R., Rodolfi, L. (2014). Experimental And Numerical Investigations Of Mixing In Raceway Ponds For Algae Cultivation. Biomass Bioenerg, 67, 390–400. Doi:10.1016/J.Biombioe.2014.05.024
- 314. Qi, P., Li, X., Li, X., Qiao, S., Tan, S., Du, S., Chen, Y. (2019). Experimental Investigation Of The Turbulent Flow In A Rod Bundle Channel With Spacer Grids. Ann. Nucl. Energy, 130, 142–156 Https://Doi.Org/10.1016/J.Anucene.2019.02.028
- 315. Radespiel, R, Kroll, N. (1991). Multigrid Schemes With Coarsening For Accurate Computations Of Hypersonicviscous Flows. DLR Internal Report, 129–90/19
- 316. Raffel, M., Willert, C.E., Wereley, S.T., Kompenhans, J. (2007). Particle Image Velocimetry: A Practical Guide. Springer. Doi 10.1007/978-3-319-68852-7
- 317. Rahimi, S.K., Otaigbe, J.U. (2017). Green Hybrid Composites From Cellulose Nanocrystal. W Hybrid Polymer Composite Materials, 65–99. Doi:10.1016/B978-0-08-100791-4.00004-5
- 318. Rahman, M., Andersson, H.I. (2018). Revolving Flow Of A Fluid-Particle Suspension With Suction. Alexandria Eng. J., 57(4), 2567-2572. <u>Https://Doi.Org/10.1016/J.Aej.2017.08.017</u>

- 319. Rastogi, R. P. (2008). Basic Principles Of Non-Equilibrium Thermodynamics. Introduction To Non-Equilibrium Physical Chemistry, 11–25. Doi:10.1016/B978-044452188-0.50004-5
- 320. Raw, M.J. (1996). Robustness Of Coupled Algebraic Multigridfor The Navier-Stokes Equations. AIAA Paper, 96-0297
- 321. Reese, J.R., Fan, L.-S. (1997). Particle Image Velocimetry: Application For The Characterization Of The Flow Structure In Three Phase Fluidized Beds. W Non-Invasive Monitoring Of Multiphase Flows, 495-518 ISBN: 9780080537658
- 322. Rehberger, A.J., Luther, G.E. (1999). Wort Boiling. W The Practical Brewer, 3 Wyd, (Red. Mccabe J.T.), MN: Master Brewers Association Of The Americas ISBN 978-0971825543
- 323. Renardy, Y., Cristini, V., Li, J. (2002). Drop Fragmentation Distribution Under Shear With Inertia . Int J Multiphase Flow, 28, 1125–47. <u>Https://Doi.Org/10.1016/S0301-9322(02)00022-8</u>
- 324. Renardy, Y., Renardy, M.J. (2002). PROST: A Parabolic Reconstruction Of Surface Tension For The Volume-Of-Fluid Method. Comput Phys, 183, 400–21. Https://Doi.Org/10.1006/Jcph.2002.7190
- 325. Renault, F., Sancey, B., Charles, J., Morin-Crini, N., Badot, P.-M., Winterton, P., Crini, G. (2009). Chitosan Flocculation Of Cardboard-Mill Secondary Biological Wastewater. Chem. Eng. J., 155(3), 775– 783. Doi:10.1016/J.Cej.2009.09.023
- 326. Rhee, SH. (2005). Unstructured Grid Based Reynolds-Averaged Navier–Stokes Methodfor Liquid Tank Sloshing. Trans Am Soc Mech Eng., 127, 572–82.
- 327. Robinson, S.K. (1991a). The Kinematics Of Turbulent Boundary Layer Structure. Rozprawa Doktorska
- 328. Robinson, S.K. (1991b). Coherent Motion In The Turbulent Boundary Layer. Annu. Rev. Fluid Mech., 23, 601–639.
- 329. Rogers, M., Lance, G. (1960). The Rotationally Symmetric Flow Of A Viscous Fluid In The Presence Of An Infinite Rotating Disk. J. Fluid Mech., 7(4), 617-631. Doi:10.1017/S0022112060000335
- 330. Rohde, M., P. Planquart, C. Spaccapaniccia, F. Bertocchi. (2019). Rod Bundle And Pool-Type Experiments In Water Serving Liquid Metal Reactors W Thermal Hydraulics Aspects Of Liquid Metal Cooled Nuclear Reactors (Red. Roelofs F.), Woodhead Publishing, 49-82, Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-08-101980-1.00011-9.
- 331. Ruan, X., Chen, S., Li, S. (2020). Structural Evolution And Breakage Of Dense Agglomerates In Shear Flow And Taylor-Green Vortex. Chem. Eng. Sci., 211, 115261 Https://Doi.Org/10.1016/J.Ces.2019.115261
- 332. Ruge, J.W., Stüben, K. (1987). Algebraic Multigrid. Multigrid Methods.W SIAM Frontiers In Applied Mathematics (Red. Mccormick S.F.). SIAM: Philadelphia (PA), 73–131.
- Ruggles, R.E., Hertrich, J.D. (1985). Wort Recovery From Trub With A Decanter Centrifuge, Tech. Q. Master Brew. Assoc. Am., 22, 99–102,
- 334. Rundo, M., Altare, G. (2017). Comparison Of Analytical And Numerical Methods For The Evaluation Of The Flow Forces In Conical Poppet Valves With Direct And Reverse Flow. Energy Procedia, 126, 1107– 1114. Doi:10.1016/J.Egypro.2017.08.261
- 335. Sabelnikov, V., Chtab, A., Gorokhovski, M. (2007) The Coupled LES Subgrid Stochastic Acceleration Model (LES-SSAM) Of A High Reynolds Number Flows. W Advances In Turbulence XI (Palma, J., Lopes, A.S.). Springer Proceedings Physics, 117. Springer Https://Doi.Org/10.1007/978-3-540-72604-3\_66
- 336. Saffman, P.G. (1992). Vortex Dynamicscambridge University Press
- 337. Samulyak, R., Lu, T., Prykarpatskyy, Y. (2004). Direct And Homogeneous Numerical Approaches To Multiphase Flows And Applications. W Computational Science - ICCS 2004. ICCS 2004 (Red. Bubak, M., Van Albada, G.D., Sloot, P.M.A., Dongarra, J.). Lecture Notes In Computer Science, 3039. Springer, Berlin, Heidelberg Https://Doi.Org/10.1007/978-3-540-25944-2\_84
- 338. Saraiva, B.R., Anjo, F.A., Vital, A.C.P., Silva, L.H.M. Da, Ogawa, C.Y.L., Sato, F., Matumoto-Pintro, P.T. (2019). Waste From Brewing (Trub) As A Source Of Protein For The Food Industry. Int. J. Food Sci., 54(4), 1247-1255. Doi:10.1111/Ijfs.14101
- 339. Scarano, F. (2001). Iterative Image Deformation Methods In PIV. Measurement Science And Technology, 13(1), R1–R19. Doi:10.1088/0957-0233/13/1/201

- 340. Schisler, D.O., Ruocco, J.J., Mabee, M.S. (1982). Wort Trub Content And Its Effect On Fermentation And Beer Flavor, J. Am. Soc. Brew. Chem., 40, 57–61
- 341. Schlichting, H. (1979). Boundary Layer Theory. 7 Wyd., Mcgraw-Hill,.
- Schlichting, H., Gersten, K. (2016). Axisymmetric And Three–Dimensional Boundary Layers. Boundary-Layer Theory, 321–347. Doi:10.1007/978-3-662-52919-5\_12
- 343. Schneider, N., Gerber, M. (2020). Rheological Properties Of Digestate From Agricultural Biogas Plants: An Overview Of Measurement Techniques And Influencing Factors. Renew. Sust. Energ. Rev., 121, 109709. Doi:10.1016/J.Rser.2020.109709
- 344. Schnitzenbaumer, B. Arendt, E.K. (2014). Brewing with up to 40% unmalted oats (Avena sativa) and sorghum (Sorghum bicolor): A review. J. Inst. Brew., 120, 315–330.
- 345. Schröder, W, Hänel, D. (1987). An Unfactored Implicit Schemewith Multigrid Acceleration For The Solution Of Thenavier-Stokesequations.Computfluids.15, 313–320.
- 346. Senapati, P.K., Mishra, B.K., Parida, A. (2010). Modelling of viscosity for power plant ash slurry at higher concentrations: effect of solids volume fraction, particle size and hydrodynamic interactions, Powder Technol. 197, 1–8.
- Serra, T., Colomer, J., Logan, B.E. (2008). Efficiency Of Different Shear Devices On Flocculation, Water Res., 42 1113–1121. <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Watres.2007.08.027</u>.
- 348. Shah, N.A., Animasaun, I.L., Ibraheem, R.O., Babatunde, H.A., Sandeep, N., Pop, I. (2018). Scrutinization Of The Effects Of Grashof Number On The Flow Of Different Fluids Driven By Convection Over Various Surfaces. J. Mol. Liq., 249, 980-990, Https://Doi.Org/10.1016/J.Molliq.2017.11.042.
- 349. Shah, T.H., Rawal, A. (2016). Textiles In Filtration. W Handbook Of Technical Textiles, 57– 110. Doi:10.1016/B978-1-78242-465-9.00003-3
- 350. Shahrokhi, M., Rostami, F., Md Said, M.A., Syafalni. (2013). Numerical Modeling Of Baffle Location Effects On The Flow Pattern Of Primary Sedimentation Tanks. Appl. Math. Model., 37(6), 4486–4496. Doi:10.1016/J.Apm.2012.09.060
- 351. Shi, S., Wang, L., Yin, J., Sun, X. (2017). Measurement Of Liquid-Phase Velocity Field Around Taylor Bubbles In Slug Flows. Japan-U.S. Seminar On Two-Phase Flow Dynamics, Sapporo, Japan.
- 352. Shuai, W., Shaodong, W.X., Siyu, L., Bang, H. (2019). Prediction Of Sorption-Enhanced Reforming Process On Hydrotalcite Sorbent In A Fluidized Bed Reactor, Energ. Convers. Manage. 180 924–930.
- 353. Siebert, K.J., Blum, P.H., Wisk, T.J., Stenroos, L.E., Anklamw, J. (1986). The Effect Of Trub On Fermentation, Tech. Q. Master Brew. Assoc. Am., 23,37–43,
- 354. Sinevic, V., Kuboi, R., Nienow, A. W. (1986). Power Numbers, Taylor Numbers And Taylor Vortices In Viscous Newtonian And Non-Newtonian Fluids. Chem. Eng. Sci., 41(11), 2915–2923. Doi:10.1016/0009-2509(86)80022-7
- 355. Slatter, P. (2008). Pipe Flow Of Highly Concentrated Sludge. Environ Sci Heal A 43 (13), 1516–1520. Https://Doi.Org/10.1080/10934520802293636
- 356. Smith, R., Inomata, H., Peters, C. (2013). Heat Transfer and Finite-Difference Methods. Introduction to Supercritical Fluids A Spreadsheet-Based Approach, 557–615. doi:10.1016/b978-0-444-52215-3.00008-8
- 357. Sozanski, M.M., Kempa, E.S., Grocholski, K., Bien, J. (1997). The Rheological Experiment In Sludge Properties Research. Water Sci. Technol., 36 (11), 69–78.
- 358. Stachnik, M., Jakubowski, M. (2020). Multiphase Model Of Flow And Separation Phases In A Whirlpool: Advanced Simulation And Phenomena Visualization Approach. J. Food Eng., 274, 109846. Doi:10.1016/J.Jfoodeng.2019.109846
- 359. Standing, RG, Amaratunga, S, Lopez-Calleja, F, Orme, S, Eichaker, R. (2003). Marine Hydrodynamics Modelling Using CFD. W CFD 2003: Computational Fluiddynamics Technology In Ship Hydrodynamics. The Royal Institution Of Navalarchitects, 1–12
- 360. Standing, RG, Amaratunga, S, Lopez-Calleja, F, Orme, S, Eichaker, R. (2003). Marine Hydrodynamics Modelling Using CFD. W CFD 2003: Computational Fluiddynamics Technology In Ship Hydrodynamics. The Royal Institution Of Navalarchitects, 1–12

- 361. Steinecker. (2008). Materiały Informacyjne Ze Strony Internetowej Firmy Steinecker, Http://Www.Bidonequipment.Info.Pl [Dostęp Maj 2008].
- 362. Sterczyńska, M. (2017). Technologiczne Aspekty Klarowania Brzeczki Piwnej Z Uwzględnieniem Zmodyfikowanej Metody Separacji Osadów W Kadzi Wirowej, Rozprawa Doktorska, Uniwersytet Rolniczy W Krakowie Im. Hugona Kołłątaja
- 363. Sterczyńska, M., Jakubowski, M. (2012). Symulacja Przepływu Płynu W Kadzi Wirowej O Wielopunktowym Napełnianiu. Inżynieria Rolnicza, 3(138), 227-235
- 364. Sterczyńska, M., Jakubowski, M., Tuszyński, T. (2016). Kadź Wirowa, Wykorzystywana Zwłaszcza W Browarnictwie, Patent RP 226305
- 365. Sterczyńska, M., Stachnik M., Kowalczewski, P., Piepiórka-Stepuk, J. (2019). Pesticides As The Problem Of Toxins Being Found In The Food, Residue Removal With Example Of Beer Manufacture. Technological Progress In Food Processing, 1, 82-88
- Sterczyńska, M., Stachnik, M. (2017). Techniczno-Technologiczne Aspekty Klarowania Brzeczki Piwnej. IPS, 4/4(24), 23-27.
- 367. Sterczyńska, M., Stachnik, M., Poreda, A., Piepiórka Stepuk, J., Zdaniewicz, M., Jakubowski, M. (2020). The Improvement Of Flow Conditions In A Whirlpool With A Modified Bottom: An Experimental Study Based On Particle Image Velocimetry (PIV). J. Food Eng., 110164. Doi:10.1016/J.Jfoodeng.2020.110164
- 368. Sterczyńska, M., Stachnik, M., Poreda, A., Pużyńska, K., Piepiórka-Stepuk, J., Fiutak, G., Jakubowski, M. (2020). Ionic composition of beer worts produced with selected unmalted grains. LWT, 110348. doi:10.1016/j.lwt.2020.110348
- 369. Sterczyńska, M., Zdaniewicz, M., Wolny-Koładka, K. (2021). Rheological and Microbiological Characteristics of Hops and Hot Trub Particles Formed during Beer Production. Molecules (Basel, Switzerland), 26(3), 681. https://doi.org/10.3390/molecules26030681
- 370. Stüben, K. (2001). A Review Of Algebraic Multigrid. J Comput Applied Math, 128, 281-309.
- 371. Sun, X., Sakai, M. (2015). Three-Dimensional Simulation Of Gas–Solid–Liquid Flows Using The DEM– VOF Method. Chem. Eng. Sci., 134, 531–548 <u>Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Ces.2015.05.059</u>
- 372. Sussman, M., Puckett, E.G. (2000). A Coupled Level Set And Volume-Of-Fluid Method For Computing 3d And Axisymmetric In Compressible Two-Phase Flows. J. Comput. Phys. 162, 301–337. Https://Doi.Org/10.1006/Jcph.2000.6537
- 373. Sussman, M., Smereka, P., Osher, S. (1994). A Level Set Approach For Computing Solutions To Incompressible Two-Phase Flow. J. Comput. Phys., 114(1), 146–159. Doi:10.1006/Jcph.1994.1155
- 374. Sveen, J.K. (2013). Laser Doppler Anemometry (LDA) And Particle Image Velocimetry (PIV) For Marine Environments. W Subsea Optics And Imaging (Red. Watson, J.E., Zieliński, O.) Woodhead Publishing Series In Electronic And Optical Materials, 353-379
- 375. Szwajgier, D., Targoński, Z. (2005). Arabinoksylany Ze Słodu Źródłem Naturalnego Przeciwutleniacza-Kwasu Ferulowego I Błonnika Pokarmowego W Piwie. Zywn-Nauk Technol Ja, 12(4), 27-41.
- 376. Talley, L.D., Pickard, G.L., Emery, W.J., Swift, J.H. (2011a). Descriptive Physical Oceanography, 6 Wyd.,. 187-221 Https://Doi.Org/10.1016/C2009-0-24322-4
- 377. Talley, L.D., Pickard, G.L., Emery, W.J., Swift, J.H. (2011b). Dynamical Processes For Descriptive Ocean Circulation. Descriptive Physical Oceanography, 1–72. Doi:10.1016/B978-0-7506-4552-2.10019-8
- 378. Tandon, A. Marshall, J. (2010). Einstein's Tea Leaves And Pressure Systems In The Atmosphere. Phys Teach., 48, (5) 292 295. Https://Doi.Org/10.1119/1.3393055
- 379. Tarleton, S., Wakeman, R. (2005). Solid/ Liquid Separation: Principles Of Industrial Filtration. Elsevier Science, ISBN: 9780080949277
- 380. Tarpagkou, R., Pantokratoras, A. (2013). CFD Methodology For Sedimentation Tanks: The Effect Of Secondary Phase On Fluid Phase Using DPM Coupled Calculations. Appl. Math. Model., 37(5), 3478-3494. Https://Doi.Org/10.1016/J.Apm.2012.08.011.
- 381. Taulbee, D.N., Mercedes Maroto-Valer, M. (2000). Centrifugation. W Encyclopedia Of Separation Science, 17–40. Doi:10.1016/B0-12-226770-2/00011-9

- 382. Taylor, D.G. (1981). How Water Composition Affects The Taste Of Beer, Brew. Distill. Int., 11, 35–37
- 383. Tesio, A.Y., Gómez-Camer, J.L., Morales, J., Caballero, A. (2020). Simple And Sustainable Preparation Of Non-Activated Porous Carbon From Brewing Waste For High-Performance Lithium-Sulfur Batteries. Chemsuschem. Doi:10.1002/Cssc.202000969
- 384. Tian, L., Shen, F., Yuan, H., Zou D., Liu Y., Zhu B., Li, X. (2014). Reducing Agitation Energyconsumption By Improving Rheological Properties Of Corn Stover Substrate In Anaerobic Digestion. Bioresour Technol,168, 86–91.
- 385. Toledo, R.T., Rakesh, R. Kong, S.F. (2007). Fundamentals Of Food Process Engineering.1 Wyd., 257-258 Doi:10.1007/978-3-319-90098-8
- 386. Tolk, A., Fowler, J., Shao, G., Yücesan, E. (2017). Advances In Modeling And Simulation. Simulation Foundations, Methods And Applications. Doi:10.1007/978-3-319-64182-9
- Tomkins, C.D., Adrian, R.J. (2003). Spanwise Structure And Scale Growth In Turbulent Boundary Layers," J. Fluid Mech. 490, 37–74
- 388. Toorman, E.A., A.W. Bruens, C. Kranenburg, J.C. Winterwerp. (2002). Interaction Of Suspended Cohesive Sediment And Turbulence W Proceedings In Marine Science, (Red.: Winterwerp, J.,C., Kranenburg, C.), Elsevier 5, 7-23, Https://Doi.Org/10.1016/S1568-2692(02)80005-5.
- 389. Tory, E.M., Burger, R., Concha, F., Bustos, M.C. 1999, Sedimentation and Thickening: Phenomenological Foundation and Mathematical Theory, Dordrecht: Kluwer Academic
- 390. Townsley, P.M. (1979). Preparation Of Commercial Products From Brewer's Waste Grain And Trub, Tech. Q. Master Brew. Assoc. Am., 16:130–134
- 391. Tse, I.C., Swetland, K., Weber-Shirk, M.L., Lionl, W. (2011). Fluid Shear Influences On The Performance Of Hydraulic Flocculation Systems, Water Res. 45 5412–5418, Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Watres.2011.07.040.
- 392. Tsukahara, R., Murakami, M., Harada, K. (2005). Application Of PIV Technique To Cavitating Flows Of Liquid Helium. Proceedings Of The Twentieth International Cryogenic Engineering Conference (ICEC20), 943-946. Https://Doi.Org/10.1016/B978-008044559-5/50225-8
- 393. Tuncer, C. (2004). Turbulence Models And Their Application. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. ISBN 978-3-540-40288-6
- 394. Tu, J., Yeoh, G.-H., Liu, C. (2018b). Introduction. Computational Fluid Dynamics, 1–31. Doi:10.1016/B978-0-08-101127-0.00001-5
- 395. Tu, J., Yeoh, G.H., Liu, G. (2018a). Computational Fluid Dynamics. A Practical Approach. Butterworth-Heinemann. Https://Doi.Org/10.1016/C2015-0-06135-4
- 396. Turkel, E., Swanson, R.C., Vatsa, V.N., White, J.A. (1991). Multigrid For Hypersonic Viscous Two- And Three-Dimensional Flows. AIAA Paper, 91–1572
- 397. Turkyilmazoglu, M. (2015). Bödewadt Flow And Heat Transfer Over A Stretching Stationary Disk, Int. J. Mech. Sci., Http: //Dx.Doi.Org/10.1016/J.Yjmecsci.2014.10.022
- 398. Uhlmann, M., Doychev, T. (2014). Sedimentation Of A Dilute Suspension Of Rigid Spheres At Intermediate Galileo Numbers: The Effect Of Clustering Upon The Particle Motion. J. Fluid Mech., 752, 310– 348. Doi:10.1017/Jfm.2014.330
- 399. Unverdi, S.O., Tryggvason, G. (1992). Afront-Trackingmethodforviscous, Incompressible, Multi-Fluid Flows.J.Comput.Phys.100, 25–37.
- 400. Van Boekel, M. A. J. S. (2008). Kinetic Modeling Of Food Quality: A Critical Review. Comprehensive Reviews. Food Science And Food Safety, 7(1), 144–158. Doi:10.1111/J.1541-4337.2007.00036.X
- 401. Van Henson, E., Yang, U.M. (2002). Boomer AMG: A Parallel Algebraic Multigrid Solver And Preconditioner. Applnumermath., 41, 155–177
- 402. Van Tongeren, F. (2011). Standards And International Trade Integration. W A Historical Review Of The German 'Reinheitsgebot' (Red. Swinnen J.F.M), The Economics Of Beer ISBN: 9780199693801
- 403. Vandervorst, H. (2002). Computational Methods For Large Eigenvalue Problems. Handb. Numer. Anal., 8, 3–179. Doi:10.1016/S1570-8659(02)08003-1

- 404. Vanni, M. (2014). Internal Stresses And Breakup Of Porous Aggregates In Homogeneous Isotropic Turbulence. In: Proceedings Of The ASME 2014 4th Joint US-European Fluids Engineering Division Summer Meeting. V01DT30A002. Https://Doi.Org/10.1115/Fedsm2014-21558.
- 405. Versteeg, H.K., Malalasekera, W., 2007. An Introduction To Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method. Pearson Educ.
- 406. Vileiniskis, M., Remenyte-Prescott, R., Rama, D., Andrews, J. (2016). Fault Detection And Diagnostics Of A Three-Phase Separator. J Loss Prev Process Ind. 41, 215-230 Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Jlp.2016.03.021
- 407. Vitillo, F., Galati, C., Cachon, L., Laroche, E., & Millan, P. (2015). An Anisotropic Shear Stress Transport (ASST) Model Formulation. Comput. Math. With Appl., 70(9), 2238–2251. Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Camwa.2015.08.023
- 408. Voss, A., Finlay, W. H. (2002). Deagglomeration Of Dry Powder Pharmaceutical Aerosols. Int. J. Pharm., 248(1-2), 39–50. Doi:10.1016/S0378-5173(02)00319-8
- 409. Wang, X., Yang, L., Sun, Y., Song, L., Zhang, M., Cao, Y. (2008). Three-Dimensional Simulation On The Water Flow Field And Suspended Solids Concentration In The Rectangular Sedimentation Tank ASCE, 134, 902-911
- 410. Wasserman, M., Mor-Yossef, Y., Yavneh, I., Greenberg, J.B. (2010). A Robust Implicit Multigrid Method For RANS Equations With Two-Equation Turbulence Models. J Comput Phys.;229. 5820–5842.
- 411. Webster, R. (1994). An Algebraic Multigrid Solver For Navier-Stokes Problems. Int J Numer Meth Heat Fluid Flow, 18, 761–780.
- 412. Weiss, J.M., Maruszewski, J.P., Smith, W.A. (1999). Implicit Solution Of Preconditioned Navier-Stokes Equations Using Algebraic Multigrid. A I A A J., 37, 29–36
- 413. Westerweel, J.,Dabirid., Gharib, M.(1997). The Effect Of A Discrete Window Offset On The Accuracy Of Cross-Correlation Analysis Of PIV Recordings. Exp Fluids.. 23. 20-28. 10.1007/S003480050082.
- 414. Wetzel, R.G. (2001). Water Movements. W Limnology (Red. Wetzel, R.G.) Academic Press, 93-128, Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-08-057439-4.50011-3.
- 415. Wilcox, D.C. (1998). Turbulence Modeling For CFD. 2 Wyd., Anaheim: DCW Industries, 174.
- 416. Wu, Y., Christensen, K.T. (2006). Population Trends Of Spanwise Vortices In Wall Turbulence. J. Fluid Mech. 568(1), 55–76. Https://Doi.Org/10.1017/S002211200600259X
- 417. Www.Portlandkettleworks.Com/Brewery-Whirlpools-And-Brewing-Equipment Dostep 20 Maja 2020
- 418. Xie, J., Jin, Y.-C. (2015). Parameter Determination For The Cross Rheology Equation And Its Application To Modeling Non-Newtonian Flows Using The WC-MPS Method. Eng. Appl. Comput. Fluid Mech., 10(1), 111–129. Doi:10.1080/19942060.2015.1104267
- 419. Xiong, J., Qu, W., Wu, Z., Cheng, X. (2018). PIV Measurement Of Cross Flow In A Rod Bundle Assisted By Telecentric Optics And Matched Index Of Refraction. Ann. Nucl. Energy, 120: 540–545 Https://Doi.Org/10.1016/J.Anucene.2018.06.024
- 420. Xiong, Q.-Q., Chen, Z., Li, S.-W., Wang, Y.-D., Xu, J.-H. (2018). Micro-PIV Measurement And CFD Simulation Of Flow Field And Swirling Strength During Droplet Formation Process In A Coaxial Microchannel. Chem. Eng. Sci., 185, 157–167. Doi:10.1016/J.Ces.2018.04.022
- 421. Xu, Y., Fan, S., Liu, Y., Zhou, X., Liu, X., Yang, Z., Liu, L., Liu, J. (2016). Analysis Of Silt Interaction With Water In An Estuary. Journal Of Natural Gas Science And Engineering, 35, 1270–1276. Doi:10.1016/J.Jngse.2016.09.035
- 422. Yabe, T., Xiao, F., Utsumi, T. (2001). The Constrained Interpolation Profile Method For Multiphase Analysis. J .Comput. Phys. 169, 556–593. Http://Dx.Doi.Org/10.1006/Jcph.2000.6625.
- 423. Yadigaroglu, G., Hewitt, G.F. (2018). Introduction To Multiphase Flow. Springer. Https://Doi.Org/10.1007/978-3-319-58718-9
- 424. Yan, M., Wang, D., Ni, J., Qu, J., Ni, W., Van Leeuwen, J. (2009). Natural Organic Matter (NOM) Removal In A Typical North-China Water Plant By Enhanced Coagulation: Targets And Techniques, Sep. Purif. Technol. 68, 320–327, Http://Dx.Doi.Org/10.1016/J.Seppur.2009.05.021.

- 425. Yang, M., Wu, X., Kang, C. (2009) Numerical Simulation Of Air-Water Bubbly Flow In Axial Flow Pump Impeller. W Computer And Computing Technologies In Agriculture II, Volume 1. CCTA 2008. IFIP Advances In Information And Communication Technology, Vol 293. Springer, Boston, MA Https://Doi.Org/10.1007/978-1-4419-0209-2\_56
- 426. Yang, X., Berry, T. K., Foegeding, E.A. (2009). Foams Prepared From Whey Protein Isolate And Egg White Protein: 1. Physical, Microstructural, And Interfacial Properties. J. Food Sci., 74(5), E259– E268. Doi:10.1111/J.1750-3841.2009.01179.X
- 427. Yang, X., Foegeding, E. A. (2011). The Stability And Physical Properties Of Egg White And Whey Protein Foams Explained Based On Microstructure And Interfacial Properties. Food Hydrocoll., 25(7), 1687–1701. Doi:10.1016/J.Foodhyd.2011.03.008
- 428. Yeoh, G.H., Cheung, C.P., Tu, J. (2014). Multiphase Flow Analysis Using Population Balance Modeling Bubbles, Drops And Particles. Butterworth-Heinemann <u>Https://Doi.Org/10.1016/C2011-0-05568-0</u>
- 429. Yeoh, G.H., Tu, J. (2009). Computational Techniques For Multiphase Flows. Elsevier Science, ISBN 9780080914893
- 430. Yeoh, G.H., Tu, J. (2010). Computational Techniques For Multiphase Flows, Butterworth-Heinemann. Https://Doi.Org/10.1016/B978-0-08-046733-7.00001-1.
- 431. Yoshio, M., Abe, K. (2007) Performance Of Reynolds-Averaged Turbulence Models For Unsteady Separated Flows With Periodic Blowing And Suction. W Advances In Turbulence XI. Springer Proceedings Physics, 117. Https://Doi.Org/10.1007/978-3-540-72604-3\_233
- 432. Zarnkow, M., Keßler, M., Burberg, F., Kreisz, S., Back, W. (2005). Gluten Free Beer From Malted Cereals And Pseudo Cereals. Proceedings Of The 30th European Brewery Convention. Prague: Czechia.
- 433. Zawiślak, K., Sobczak, P., Kraszkiewicz, A., Niedziółka, I., Parafiniuk, S., Kuna-Broniowska, I., Tanaś, W., Żukiewicz-Sobczak, W., Obidziński, S. (2020). The Use Of Lignocellulosic Waste In The Production Of Pellets For Energy Purposes. Renew. Energy., 145, 997-1003, Https://Doi.Org/10.1016/J.Renene.2019.06.051.
- 434. Zeng, Z., Du, P., Wang, Z., Li, K. (2019). Combustion Flow In Different Advanced Vortex Combustors With/Without Vortex Generator. Aerosp Sci Technol., 86, 640–649 Https://Doi.Org/10.1016/J.Ast.2019.01.048
- 435. Zerai, B., Saylor B., Kadambi, J., Oliver, M., Mazaheri, A., Ahmadi, G., Bromhal, G., Smith, D.(2005). Flow Characterization Through A Network Cell Using Particle Image Velocimetry. Transp Porous Media. 60, 159-181. 10.1007/S11242-004-4796-6.
- 436. Zhang, W., Ma, Z., Yu, Y.C. Chen, H.C.. (2010). Applied New Rotation Correction K Ω SST Model For Turbulence Simulation Of Centrifugal Impeller In The Rotating Frame Of Reference. J Hydrodynam B. 22 (Suppl 1), 393. Https://Doi.Org/10.1016/S1001-6058(09)60227-4
- 437. Zhang, Z., Moore, J.C. (2015). Oceanic Dynamics. Mathematical And Physical Fundamentals Of Climate Change, 407–439. Doi:10.1016/B978-0-12-800066-3.00012-7
- 438. Zhou, F., Sun, G., Han, X., Zhang, Y., Bi, W. (2018). Experimental And CFD Study On Effects Of Spiral Guide Vanes On Cyclone Performance. Adv Powder Technol. 29, 3394–3403. Https://Doi.Org/10.1016/J.Apt.2018.09.022
- 439. Zhou, J., Adrian, R.J., Balachanda, R S., Kendall, T.M. (1999). Mechanisms For Generating Coherent Packets Of Hairpin Vortices In Channel Flow. J. Fluid Mech. 387(1), 353–396
- 440. Zhou, L. (2018). Theory And Modeling Of Dispersed Multiphase Turbulent Reacting Flows, Doi:10.1016/B978-0-12-813465-8.00004-1
- 441. Zhou, S., Mccorquodale, J.A.,Godo, A.M. (1994). Short Circuiting And Density Interface In Primary Clarifiers. J. Hydr. Eng., 120,1060-1080
- 442. Zhoua, C., Wu, X., Zhang, T., Zhao, X., Gai, S., Xiang, H. (2019). Dynamic Analysis For Two-Phase Vortex Flow And Optimization Of Vortex Tools To Unload Liquid From Gas Wells. J. Pet. Sci. Eng., 173, 965–974 Https://Doi.Org/10.1016/J.Petrol.2018.10.091
- 443. Zhuang, S., Shetty, R., Hansen, M., Fromberg, A., Hansen, P.B., Hobley, T.J. (2016). Brewing with 100 % unmalted grains: barley, wheat, oat and rye. European Food Research and Technology, , 243(3), 447–454. doi:10.1007/s00217-016-2758-1

- 444. Zikanov, O. (2010). Essential Computational Fluid Dynamics. John Wiley & Sons, Inc. ISBN: 978-0-470-42329-5
- 445. Zimmels, Y. (1994). On The Stability And Segregation Of Suspended Particles In Flow And Polarization Fields, Particulate Science And Technology, 12, 1, (21-44). 10.1080/02726359408906640,
- 446. Żmudziński D, Goik U, Ptaszek P. (2021). Functional And Rheological Properties Of Vicia Faba L. Protein Isolates. Biomolecules, 8;11(2):178. Doi: 10.3390/Biom11020178. PMID: 33525520; PMCID: PMC7911567.

## Spis rysunków

| Rys. 1.  | Schemat produkcji piwa (na podstawie www.britannica.com, 2019)14   |
|----------|--|
| Rys. 2.  | Dawne urządzenia do klarowania brzeczki: a) taca osadowa/chłodnicza; b) kadź osadowa (Jakubowski, 2008)  |
| Rys. 3.  | Szkic poglądowy urządzeń: a) hop back; b) filtr siatkowy (wg Briggs i in., 2004)23   |
| Rys. 4.  | Kadź wirowa: a) widok ogólny (www.portlandkettleworks.com, 2020); b) widok wnętrza z osadem gorącym (Stachnik i Jakubowski, 2020)24  |
| Rys. 5.  | Whirlship: a) widok ogólny; b) widok zabudowy szczeliny wlotowej (Steinecker, 2008)  |
| Rys. 6.  | Kadzio-kocioł: a) widok na parasol dyfuzyjny; b) widok dennicy (Jakubowski i in., 2019)  |
| Rys. 7.  | Stosowane kształty dennicy kadzi wirowej: a) płaski; b) z misą osadową; c)<br>wypukły; d) pochylony; e) stożkowy; f) z półką osadową (Denk, 1998)26  |
| Rys. 8.  | Wybrane modyfikacje napełniania wielostronnego kadzi: a) napełnianie trzy otwory wlotowe na jednej wysokości; b) dwa zestawy dwóch otworów wlotowych; c) trzy zestawy czterech otworów wlotowych (na podstawie Jakubowski, 2013)27   |
| Rys. 9.  | Przegrody: a) analizowana kształty geometryczne; b) warianty położenia<br>(Sterczyńska i in., 2020)  |
| Rys. 10. | Przykłady przepływu z wirowością: a) obrót bryły sztywnej jako wir nieswobodny, gdzie wirowość $\neq 0$ ; b) przepływ równoległy ze ścinaniem, gdzie wirowość $\neq 0$ ; c) wir swobodny, gdzie wirowość $= 0$ (Holton i Hakim, 2013)34  |
| Rys. 11. | Wirujący płyn nad stacjonarnym dyskiem (rysunek poglądowy, Childs, 2011)35   |
| Rys. 12. | Bezwymiarowy profil prędkości przepływu laminarnego dla rotacyjnego przepływu płynu nad stacjonarnym dyskiem (na podstawie Childs, 2011)37   |
| Rys. 13. | Przepływy w warstwie przyściennej nieruchomego dysku wynikłe z przepływu wirowego płynu (na podstawie Schlichting i Gersten, 2016)   |
| Rys. 14. | Spirala Ekmana dla przepływu lepkościowego wirującego płynu ze stałą prędkością kątową w pobliżu nieruchomej powierzchni (na podstawie Talley i in., 2011a)38  |
| Rys. 15. | Wir nieswobodny (na podstawie Katopodes, 2019b)40  |
| Rys. 16. | Przepływy w kadzi wirowej: a) idealny system przepływów; b) przepływy wtórne (na podstawie Denk, 1998)   |
| Rys. 17. | Przykładowe okno interrogacji: a) zarejestrowany w czasie t <sub>0</sub> rozkład cząstek znacznikowych oraz zaznaczony obszar okna O <sub>0</sub> ; b) schemat porównania ze sobą każdej pary okien interrogacji; c) schemat wyszukania obszaru okna O <sub>0</sub> na zdjęciu 2 po zawężeniu pola poszukiwań do najbliższego otoczenia okna O <sub>0</sub> (Raffel i in., 2007) |
| Rys. 18. | Podział modeli turbulencji (na podstawie Tuncer, 2004)68   |
| Rys. 19. | Interpretacja wartości wirowości (na podstawie Kundu i in., 2012)71  |
| Rys. 20. | Osad gorący pobrany z warki wykonanej w 100% ze słodu jęczmiennego, zawartość wody skorygowana do 76%  |

| Rys. 21. | Stanowisko badawcze do pomiarów reologicznych: a) reometr Viscotester iQ Air; b)<br>rotor łopatkowy - vane do analizy osadu gorącego; c) geometria pomiarowa do<br>analizy brzeczki  |
|----------|--|
| Rys. 22. | Geometrie wybranych wariantów modyfikacji kadzi: a) kadź klasyczna; b) R2_2; c) R3_3; d) R5_3  |
| Rys. 23. | Wybrane fragmenty siatki dyskretyzacyjnej: a) widok fragmentu ściany na złączu dwóch typów siatek; b) wlot; c) element modyfikujący dennicę dna  |
| Rys. 24. | Stanowisko badawcze Particle Image Velocimetry: a) zbiornik pomocniczy oraz<br>pompa; b) stół pomiarowy z modelową kadzią i laserem; c) dennica kadzi z<br>zamontowaną rozetą R2_3 oraz lustrami pomocniczymi91  |
| Rys. 25. | Wycinki spirali Ekmana jako podstawa do budowy przestrzennych modyfikacji<br>dennicy kadzi: a) zorientowana spirala Ekmana w odniesieniu do wlotu; na czerwono<br>wybrane fragmenty spirali: b) R1; c) R2; d) R3; e) R4; f) R594   |
| Rys. 26. | Fragmenty spirali: a) przestrzenna reprezentacja; b) zdjęcie wydruku 3D95  |
| Rys. 27. | Modyfikacje dennicy kadzi w czterech wariantach ułożenia dla każdego fragmentu spirali   |
| Rys. 28. | Opracowanie danych z pomiarów PIV: a) obraz surowy; b) przykładowa maska; c) przykładowa mapa wektorowa; d) średnice pobierania danych   |
| Rys. 29. | Krzywe lepkości pozornej osadu gorącego w funkcji szybkości ścinania w czterech temperaturach: a) osad z brzeczki 12,5°P (70% słód jęczmienny + 30% jęczmień niesłodowany); b) osad z brzeczki 14,1°P (100% słód jęczmienny); c) osad z brzeczki 16,1°P (55% słód jęczmienny + 45% jęczmień niesłodowany); d) osad z brzeczki 18,2°P (55% słód jęczmienny + 45% jęczmień niesłodowany) 101 |
| Rys. 30. | Pętle histerezy dla: a) osad z brzeczki 12,5°P; b) osad z brzeczki 14,1°P); c) osad z brzeczki 16,1°P; d) osad z brzeczki 18,2°P103  |
| Rys. 31. | Wykresy lepkości brzeczek w funkcji: a) szybkości ścinania; b) temperatury 106   |
| Rys. 32. | Model Cross'a; model dopasowano do krzywych z zakresu szybkości ścinania 0,5 do 50 s <sup>-1</sup> 108   |
| Rys. 33. | Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania w kadzi klasycznej, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu : a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji (VF) osadu w poszczególnych elementach siatki)  |
| Rys. 34. | Wykres zmiany udziału objętości fizycznej osadu gorącego w porównaniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu w trakcie symulacji komputerowej dla kadzi klasycznej  |
| Rys. 35. | Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania w kadzi klasycznej, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)  |
| Rys. 36. | Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego w kadzi klasycznej, b)<br>wtórnego w kadzi klasycznej w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych<br>z symulacji komputerowej, (gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne)   |
| Rys. 37. | Mapy wektorowe rozkładu pola prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 90 s; b) 110 s; c) 180 s dla kadzi klasycznej  |

|          | z symulacji komputerowej; zielona ramka – wiry Taylora; czerwona ramka – przepływ namywający116  |
|----------|--|
| Rys. 38. | Porównanie rozkładów wartości prędkości w trakcie wirowania uzyskanych z<br>symulacji komputerowej CFD i badań eksperymentalnych PIV dla wybranych<br>odległości na promieniu  |
| Rys. 39. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w kadzi klasycznej w dwóch etapach wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)   |
| Rys. 40. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi<br>wirowej z fragmentem spirali R1 w czterech wariantach, w I etapie wirowania, w<br>wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych<br>wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu<br>pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną<br>strzałką zaznaczono kierunek napełniania) |
| Rys. 41. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R1 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)                 |
| Rys. 42. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R2 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)                   |
| Rys. 43. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R2 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)                  |
| Rys. 44. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R3 w czterech wariantach w I etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)                  |
| Rys. 45. | Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi<br>wirowej z fragmentem spirali R3 w czterech wariantach w II etapie wirowania w<br>wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych<br>wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu<br>pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną<br>strzałką zaznaczono kierunek napełniania)  |
|          |  |

| Rys. | 6. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi<br>wirowej z fragmentem spirali R4 w czterech wariantach w I etapie wirowania w<br>wybranych krokach czasowych; 1 – strumień najwyższych wartości prędkości; 2 –<br>strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień średnich wartości prędkości; 4 – strefa<br>centralna; strzałką zaznaczono kierunek napełniania   |
|------|---|
| Rys. | 7. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R4 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)               |
| Rys. | 8. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi<br>wirowej z fragmentem spirali R5 w czterech wariantach w I etapie wirowania w<br>wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych<br>wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu<br>pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną<br>strzałką zaznaczono kierunek napełniania) |
| Rys. | 9. Mapy pola prędkości przepływu pierwotnego w zmodyfikowanym zbiorniku kadzi wirowej z fragmentem spirali R5 w czterech wariantach w II etapie wirowania w wybranych krokach czasowych; 1 – strumień przepływu pierwotnego o najwyższych wartościach prędkości; 2 – strefa przyścienna przepływu; 3 – strumień przepływu pierwotnego o średnich wartościach prędkości; 4 – strefa centralna; (czerwoną strzałką zaznaczono kierunek napełniania)               |
| Rys. | <ol> <li>Teoretyczne profile prędkości przepływu pierwotnego w kadzi wirowej: a)<br/>napełnianie; b) początek wirowania; c) stabilizacja wirowania (według Nielsen i<br/>True, 1968)</li></ol>  |
| Rys. | <ol> <li>Graficzna interpretacja prędkości przepływu w kadzi klasycznej w wybranych<br/>krokach czasowych: a) rozkład wartości prędkości dla analizowanej ścieżki (średnica<br/>zbiornika); b) położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego<br/></li></ol>   |
| Rys. | <ol> <li>Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w kadzi klasycznej:         <ul> <li>a) centrum wiru w osi zbiornika;</li> <li>b) wykres zmian minimalnych wartości prędkości             oraz położenia centrum wiru w wybranych krokach czasowych</li></ul></li></ol>   |
| Rys. | 3. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach<br>czasowych dla wariantów: a) R1_2; b) R1_3; c) R1_4; d) R1_6; lewa kolumna –<br>rozkład wartości prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana<br>położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego  |
| Rys. | 4. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych<br>krokach czasowych dla wariantów: a) R1_2; b) R1_3; c) R1_4; d) R1_6; lewa<br>kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana<br>minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego139  |
| Rys. | 5. Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach<br>czasowych dla wariantów: a) R2_2; b) R2_3; c) R2_4; d) R2_6; lewa kolumna –<br>rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia<br>maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego   |
| Rys. | 6. Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R2_2; b) R2_3; c) R2_4; d) R2_6; lewa   |

|          | kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana<br>minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego143   |
|----------|--|
| Rys. 57. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R3_2; b) R3_3; c) R3_4; d) R3_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia maksymalnych wartości prędkości przepływu pierwotnego145       |
| Rys. 58. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R3_2; b) R3_3; c) R3_4; d) R3_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego148 |
| Rys. 59. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R4_2; b) R4_3; c) R4_4; d) R4_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego150       |
| Rys. 60. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R4_2; b) R4_3; c) R4_4; d) R4_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego153 |
| Rys. 61. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu pierwotnego w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R5_2; b) R5_3; c) R5_4; d) R5_6; lewa kolumna – rozkład prędkości przepływu pierwotnego, prawa kolumna – zmiana położenia wartości maksymalnych prędkości przepływu pierwotnego          |
| Rys. 62. | Graficzna interpretacja prędkości przepływu w strefie centralnej w wybranych krokach czasowych dla wariantów: a) R5_2; b) R5_3; c) R5_4; d) R5_6; lewa kolumna – gwiazdką zaznaczono centrum wiru, prawa kolumna – zmiana minimalnych wartości prędkości i położenia centrum wiru pierwotnego157 |
| Rys. 63. | Mapy wirowości kadzi klasycznej; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego   |
| Rys. 64. | Mapy wirowości wariantu R1_4; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego  |
| Rys. 65. | Mapy wirowości wariantu R2_2; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego  |
| Rys. 66. | Wariant R3_3, mapy wirowości $\omega$ [s <sup>-1</sup> ]; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego                    |
| Rys. 67. | Wariant R5_3, mapy wirowości $\omega$ [s <sup>-1</sup> ]; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego                    |
| Rys. 68. | Wariant R5_6, mapy wirowości $\omega$ [s <sup>-1</sup> ]; 1 – ujemne wartości $\lambda_{ci}$ , centrum wiru; 2 – dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , strefa przepływu ścinającego; 3 – ujemne i dodatnie wartości $\lambda_{ci}$ , zawirowania w strefie przepływu ścinającego                    |
|          |  |

| Rys. 69. | Wykresy rozkładów prędkości w wybranych wariantach kadzi w wybranych krokach czasowych wirowania: a) prędkość obrotowa b) prędkość opadania cząstek o d=0,14 mm; b) prędkość opadania cząstek o d=8 mm   |
|----------|--|
| Rys. 70. | Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R2_2, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF <sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki) |
| Rys. 71. | Wykres zmian udziału objętości fizycznej w odniesieniu do udziału frakcji<br>w objętości kontrolnej elementów płynu osadu gorącego dla wariantu R2_2174  |
| Rys. 72. | Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R2_2, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)                                     |
| Rys. 73. | Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R2_2 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne  |
| Rys. 74. | Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R2_2 z symulacji komputerowej; różowa ramka – przydenny przepływ namywający, zielone ramki – wiry Taylora   |
| Rys. 75. | Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R3_3, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF <sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki) |
| Rys. 76. | Wykres zmian udziału objętości fizycznej w odniesieniu do udziału frakcji<br>w objętości kontrolnej elementów płynu osadu gorącego dla wariantu R3_3179  |
| Rys. 77. | Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R3_3, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)                                     |
| Rys. 78. | Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R3_3 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne  |
| Rys. 79. | Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R3_3 z symulacji komputerowej; czerwona ramka – przydenny przepływ namywający, zielone ramki – wiry Taylora   |
| Rys. 80. | Formy geometryczne stożka osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R5_3, w wybranych krokach czasowych, widok z boku i od dołu: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f) 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono udział frakcji – VF <sub>osadu</sub> w poszczególnych elementach siatki) |
| Rys. 81. | Wykres zmiany udziału w wariancie R5_3: objętości fizycznej osadu gorącego w porównaniu do udziału frakcji w objętości kontrolnej elementów płynu  |
| Rys. 82. | Rozkład prędkości cząstek osadu w trakcie napełniania i wirowania dla wariantu R5_3, w wybranych krokach czasowych: a) 10 s; b) 20 s; c) 40 s; d) 65 s; e) 90 s; f)  |
|          |  |

|          | 110 s; g) 135 s; h) 180 s (kolorem zaznaczono wartości prędkości osadu w poszczególnych elementach siatki)   |
|----------|--|
| Rys. 83. | Wykres rozkładu prędkości przepływu: a) pierwotnego, b) wtórnego w wariancie R5_3 w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych z symulacji komputerowej, gwiazdką zaznaczono wartości maksymalne  |
| Rys. 84. | Mapy wektorowe rozkładów prędkości przepływu wtórnego w trakcie wirowania w wybranych krokach czasowych: a) 66 s b) 135 s; c) 180 s dla wariantu R5_3 z symulacji komputerowej; czerwona ramka – przydenny przepływ namywający, szare ramki – wiry Taylora |

## Spis tabel

| Tab. 1.  | Model wielofazowy Euler–Euler a model fazy rozproszonej DPM (Yeoh i Tu, 2010;<br>Yeoh i in., 2014; Blazek, 2015)   |
|----------|--|
| Tab. 2.  | Zakodowanie próbek osadu oraz brzeczek79   |
| Tab. 3.  | Parametry oceny jakości siatek numerycznych (w nawiasach podano procent elementów siatki, które posiadały najwyższe wartości paramentów)                                     |
| Tab. 4.  | Eksperymentalne wartości lepkości równowagowej, maksymalnej i powrotnej,<br>powierzchni pętli tiksotropii i granicy płynięcia dla osadów gorących w różnych<br>temperaturach |
| Tab. 5.  | Współczynniki równania Arrheniusa106   |
| Tab. 6.  | Parametry modelu Crossa dla osadów gorących 109  |
| Tab. 7.  | Porównanie wartości lepkości maksymalnych i lepkości równowagowej z pomiarów eksperymentalnych oraz z modelu Crossa  |
| Tab. 8.  | Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych 112   |
| Tab. 9.  | Zestawienie najważniejszych wartości charakteryzujących przepływ w kadzi klasycznej oraz w kadziach z modyfikacjami159   |
| Tab. 10. | Zestawienie najkorzystniejszych i najmniej korzystnych wariantów w każdej kategorii  |
| Tab. 11. | Wartości maksymalne i minimalne wirowości oraz siły wirowania w wybranych krokach czasowych wybranych wariantów kadzi wirowej  |
| Tab. 12. | Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R2_2173   |
| Tab. 13. | Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R3_3178   |
| Tab. 14. | Zamiany średnicy zastępczej stożka osadu w wybranych krokach czasowych w wariancie R5_3184   |
| Tab. 15. | Wartości wybranych liczb kryterialnych dla minimalnych i maksymalnych parametrów operacji klarowania w kadzi wirowej199  |
|          |  |