

Politechnika Śląska

Wydział Inżynierii Materiałowej i Cyfryzacji
Przemysłu, Katedra Informatyki Przemysłowej

Praca doktorska

Wielofizyczny model numeryczny obszaru żużla w procesie odmiedziowania realizowanego w elektrycznym piecu oporowym

Autor: mgr inż. Radosław Zybała
Promotor: dr hab. inż. Sławomir Golak, prof. PŚ
Opiekun ze strony przedsiębiorcy: dr inż. Tomasz Sak

Gliwice, wrzesień 2026

Pragnę złożyć serdeczne podziękowania mojemu Promotorowi,
Panu dr. hab. inż. Sławomirowi Golakowi, prof. PŚ,
za wszechstronną pomoc, nieocenione wsparcie merytoryczne,
cenne wskazówki oraz czas poświęcony na kierowanie moją pracą badawczą.

Szczególne podziękowania kieruję również do opiekuna ze strony przedsiębiorstwa,
Pana dr. inż. Tomasza Saka,
za nieocenioną pomoc w realizacji badań eksperymentalnych.

Z całego serca dziękuję również mojej Narzeczonej Fionie
oraz całej Rodzinie za nieustające wsparcie, ogromną cierpliwość,
wyrozumiałość i wiarę w moje możliwości na każdym etapie
powstawania tej rozprawy.

Streszczenie

Głównym celem niniejszej pracy naukowej było opracowanie oraz eksperymentalna walidacji trójwymiarowego, wielofizycznego modelu numerycznego opisującego zachowanie stopionego żużla podczas procesu odmiedziowania w elektrycznym piecu oporowym z elektrodami grafitowymi. Badania skupiały się na etapie sedymentacji kropel miedzi, w którym kluczowe znaczenie mają warunki hydrodynamiczne oraz temperatura kąpieli żużlowej. W celu walidacji modelu przeprowadzono eksperymenty na pilotowej instalacji pieca z dwiema elektrodami, co wymagało opracowania nowatorskiej, pośredniej metody estymacji bardzo powolnego przepływu żużla w ekstremalnych temperaturach sięgających 1400 °C. Metoda ta opierała się na pomiarze naporu hydrodynamicznego cieczy na zanurzoną sondę ze stali żaroodpornej przy użyciu miernika momentu obrotowego, co uzupełniono o ciągłe pomiary parametrów elektrycznych oraz temperatury żużla i wymurówki. Opracowany model sprzęgał zjawiska elektromagnetyczne, takie jak generacja ciepła Joule'a-Lenza i sił Lorentza, z hydrodynamiką oraz wymianą ciepła, umożliwiając symulację przepływu i rozkładu temperatur dla różnych wariantów zanurzenia elektrod. Uzyskane z symulacji wyniki wykazały bardzo dobrą zgodność z danymi eksperymentalnymi, potwierdzając wiarygodność modelu. Badania udowodniły, że ruch żużla ma charakter w pełni laminarny i jest napędzany głównie przez konwekcję naturalną, przy czym najintensywniejszy przepływ występuje w pobliżu elektrod, a z dala od nich tworzą się niepożądane strefy stagnacji. Na podstawie zwalidowanego modelu wykazano ostatecznie, że choć zmiana częstotliwości prądu zasilającego nie wpływa na hydrodynamikę układu, to optymalizacja ułożenia elektrod pozwala na zwiększenie średniej prędkości mieszania żużla aż o 60%, skutecznie redukując obszary o niskiej dynamice przepływu.

Abstract

The main objective of this dissertation scientific work was to develop and experimentally validate a three-dimensional, multiphysics numerical model describing the behavior of molten slag during the copper recovery process in an electric resistance-arc furnace. The research focused on the copper droplet sedimentation stage, where hydrodynamic conditions and the temperature of the slag bath are of key importance. In order to validate the model, experiments were conducted on a pilot-scale two-electrode furnace installation, which required the development of an innovative, indirect method for estimating the very slow slag flow at extremely temperatures reaching 1400°C. This method was based on measuring the hydrodynamic force of the liquid on a submerged heat-resistant steel probe using a torque meter, which was supplemented by continuous measurements of electrical parameters as well as the temperature of the slag and refractory lining. The developed model coupled electromagnetic phenomena, such as Joule heating and Lorentz forces, with hydrodynamics and heat transfer, enabling the simulation of flow and temperature distributions for various electrode immersion variants. The results obtained from the simulations showed very good agreement with the experimental data, confirming the reliability of the model. The research proved that the slag flow is fully laminar and is driven mainly by natural convection, with the most intensive flow occurring near the electrodes, while undesirable stagnation zones form away from them. Finally, it was demonstrated using the validated model that that although changing the frequency of the power supply current does not affect the hydrodynamics of the system, optimizing the arrangement of the electrodes allows for an increase in the average slag mixing speed by up to 60%, effectively reducing areas of low flow dynamics.

Spis treści

1 Wstęp **1**

2 Proces odmiedziowania żużla **3**

3 Piece elektrodowe **12**

3.1 Rodzaje pieców elektrodowych 12

3.2 Kluczowe różnice między SAF i EAF w ujęciu procesowym i energetycznym 14

3.3 Modelowanie procesów w piecach elektrodowych 16

3.3.1 Symulacje sprzężonych pól fizycznych i optymalizacja parametrów pracy w piecach SAF 16

3.3.2 Modelowanie układów wielofazowych i kinetyki reakcji w piecach SAF 20

3.3.3 Modelowanie zjawisk plazmowych i łuku elektrycznego w piecach EAF 22

4 Optymalizacja, kierunki poprawy pracy pieców elektrodowych **27**

4.1 Rodzaje optymalizacji pracy pieców elektrycznych 28

4.1.1 Optymalizacja konstrukcji pieców elektrodowych 28

4.1.2 Optymalizacja energetyczna 30

5 Pomiary w procesach wysokotemperaturowych w piecach elektrycznych **33**

5.1 Metody pomiaru temperatury w warunkach pracy pieców elektrodowych . 33

5.1.1 Metody kontaktowego pomiaru temperatury 34

5.1.2 Metody pośrednie 35

5.2 Metody pomiaru przepływu i kinetyki mieszania 38

6 Cel, teza i zakres pracy **43**

7 Obiekt badań – piec elektryczny **44**

8 Metodyka pomiarów w analizowanym procesie **48**

8.1 Układ ciągłego pomiaru temperatury wyłożenia ogniotrwałego 49

8.2 Układ pomiarowy ciągłej rejestracji temperatury żużla 52

8.3 Układ pośredniego pomiaru prędkości przepływu żużla 54

8.3.1 Badania wstępne weryfikujące metodę pomiaru momentu obrotowego za pomocą sondy zanurzeniowej 57

8.3.2 Budowa docelowego stanowiska pomiarowego na instalacji pieca elektrycznego 63

9 Metodyka modelowania procesu **66**

9.1 Model elektromagnetyczny 66

9.2 Model hydrodynamiczny i cieplny 68

10 Implementacja modelu procesu **73**

10.1 Przygotowanie modelu 3D pieca elektrycznego 73

10.2 Generowanie siatki numerycznej na przygotowanych modelach 75

10.2.1 Generowanie siatki numerycznej dla modelu elektromagnetycznego . 75

10.2.2 Generowanie siatki numerycznej dla modelu hydrodynamicznego i cieplnego 76

10.3 Warunki brzegowe 77

10.4 Interpolacja wyników i metodyka ich przesyłania 79

11 Wyniki symulacji numerycznych oraz ich weryfikacja doświadczalna **81**

11.1 Właściwości materiałowe 81

11.2 Wariant I – konfiguracja z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla 83

11.2.1 Weryfikacja założeń projektowych: dobór modelu turbulentnego . . 93

11.3 Wariant II – konfiguracja z elektrodami zanurzonymi 2 cm nad dnem żużla 96

11.3.1 Weryfikacja założeń projektowych: dobór modelu turbulentnego . . 105
11.4 Dyskusja o wiarygodności modelu procesu 106

12 Metody zwiększenia intensywności mieszania żużla w piecu oporowym 108
12.1 Wpływ zmiany częstotliwości prądu przemiennego na pracę pieca łukowo-oporowego 108
12.2 Optymalizacja ułożenia elektrod 112

13 Podsumowanie 123
13.1 Wnioski 124

Bibliografia 126

Spis rysunków 143

Spis tabel 148

A Symbole przyjęte w pracy 150

Rozdział 1

Wstęp

Miedź należy do najważniejszych metali we współczesnej gospodarce. Znajduje szerokie zastosowanie w energetyce, elektronice, telekomunikacji, budownictwie i transporcie, ponieważ charakteryzuje się wysoką przewodnością elektryczną i cieplną oraz odpornością korozyjną. Rosnące zapotrzebowanie na miedź oraz wymagania związane z ograniczeniem oddziaływania przemysłu na środowisko powodują, że istotne staje się maksymalizowanie wykorzystania materiałów miedzionośnych.

Produkcja miedzi z koncentratów siarczkowych opiera się głównie na procesach pirometalurgicznych. Współcześnie wykorzystywane są technologie, takie jak piece zawiesinowe, umożliwiające prowadzenie procesów o wysokiej intensywności i wydajności cieplnej. Topienie koncentratów w takich agregatach charakteryzuje się wysokim potencjałem tlenowym, co sprzyja usuwaniu żelaza oraz siarki. Skutkiem ubocznym jest przechodzenie części miedzi do fazy żużlowej. Miedź występuje w niej zarówno w postaci związków chemicznych, głównie tlenków, jak i w postaci drobnych kropli metalicznych zawieszonych w ciekłej fazie. Zawartość Cu w żużlach może wynosić od 2% do nawet 15%, a w żużlach z jednostadialnego procesu topienia zawiesinowego osiąga około 12%. Pokazuje to szczególne znaczenie ograniczenia strat miedzi w żużlach. Proces odzysku miedzi z żużla określany jest jako odmiedziowanie. W trakcie procesu tlenki metali obecne w żużlu są redukowane, między innymi przez produkty reakcji węgla, a powstałe krople metalu tworzą stop Cu–Fe–Pb. Następnie zachodzi koagulacja i sedymentacja powstających kropel fazy metalicznej. Analizy termodynamiczne wskazują, że możliwe jest osiągnięcie zawartości miedzi w żużlu istotnie niższej niż uzyskiwana w warunkach przemysłowych. Oznacza to, że końcową efektywność odmiedziowania w znacznym stopniu ograniczają zjawiska kinetyczne i transportowe. Szczególne znaczenie mają warunki hydrodynamiczne w kąpieli żużlowej, które wpływają na rozmiar kropli metalu. Stąd intensyfikacja mieszania się żużla jest kluczowa dla skrócenia czasu sedymentacji i poprawy odzysku miedzi. W procesach odmiedziowania stosuje się przede wszystkim elektryczne piece oporowo-łukowe SAF

(Submerged Arc Furnace). Są to wysokotemperaturowe agregaty elektrotermiczne, zwykle wyposażone w trzy elektrody grafitowe zasilane prądem przemiennym. Elektrody są zanurzone w ciekłym żużlu, a zasadnicza część energii elektrycznej jest przekształcana w ciepło bezpośrednio w objętości kąpieli wskutek efektu Joule'a–Lenza. Taki sposób ogrzewania umożliwia prowadzenie długotrwałej redukcji. Całkowite unikanie występowania łuku elektrycznego jest istotne, ponieważ lokalny łuk byłby niekorzystny dla końcowego etapu odmiedziowania. Powodowałby lokalne przegrzania, zwiększał straty cieplne i zaburzał warunki spokojnej sedymentacji kropli metalu. Niejednorodne wydzielanie ciepła w pobliżu elektrod prowadzi do występowania lokalnych stref wysokiej temperatury i intensywnego ruchu konwekcyjnego, podczas gdy w obszarach bardziej odległych mogą tworzyć się strefy stagnacji. Mogą one skutkować zbyt małą dynamiką przepływu, utrudniającą transport masy i koalescencję kropli.

Kierunki poprawy procesu obejmują optymalizację geometrii pieca w zakresie układu elektrod, w szczególności ich rozstawu oraz głębokości zanurzenia, w celu intensyfikacji mieszania i zwiększenia prędkości przepływu żużla. Parametry te bezpośrednio wpływają na rozkład pola elektrycznego, gęstość prądu, źródła ciepła Joule'a–Lenza oraz pole przepływu żużla. Wymienione zjawiska są silnie sprzężone, a ich bezpośrednia obserwacja w ciekłym, nieprzezroczystym żużlu o temperaturze dochodzącej do około 1400 °C jest bardzo trudna. Z tego względu niezbędnym narzędziem badań jest wielofizyczny model numeryczny łączący opis przepływu prądu, wydzielania ciepła Joule'a–Lenza, wymiany ciepła oraz hydrodynamiki przepływu kąpieli. Opracowanie i walidacja takiego modelu stanowiły główny cel niniejszej pracy.

Rozdział 2

Proces odmiedziowania żużla

Produkcja miedzi z materiałów pierwotnych (koncentratów) opiera się w około 80% na procesach pirometalurgicznych [1], posiadających długoletnią historię rozwoju. Obecnie procesy te przechodzą dynamiczną ewolucję w kierunku technologii wysokowydajnych, oszczędności energii oraz minimalizacji wpływu na środowisko. Priorytetem współczesnej metalurgii jest maksymalizacja uzysku metalu przy jednoczesnej minimalizacji jego strat w żużlach oraz optymalizacji wydatku energetycznego [2].

Dominującymi technologiami produkcji miedzi z surowców pierwotnych są procesy topienia zawiesinowego, opracowane pierwotnie przez firmę Outokumpu, a także technologie topienia w kąpieli (np. Isasmelt, Mitsubishi). Charakteryzują się one wysoką intensywnością wydzielania ciepła, co umożliwia autogeniczny lub półautogeniczny przebieg reakcji. Konieczność utrzymywania wysokiego potencjału tlenowego – niezbędnego do efektywnego usunięcia siarki i żelaza podczas produkcji bogatego kamienia miedziowego (powyżej 60% Cu) lub bezpośrednio miedzi blister – skutkuje jednak przechodzeniem znacznej ilości miedzi do fazy żużlowej [3, 4]. Kamień miedziowy i żużle rozdzielane są grawitacyjnie w wannie ostojowej pieca [5]. Efektywność rozdziału fazy siarczkowej (kamienia) lub metalicznej (miedzi blister) od fazy żużlowej jest silnie determinowana przez temperaturę. Jej spadek powoduje wzrost lepkości żużla, co znacząco utrudnia proces sedymentacji [6].

W zależności od zastosowanej technologii, stężenie miedzi w żużlu może wynosić od około 2% (w produkcji ubogiego kamienia miedziowego), poprzez 4–8% w żużlach konwertorowych i nawet 15% w żużlach powstałych w jednostadialnej technologii produkcji miedzi. Z przyczyn ekonomicznych i środowiskowych bezpośrednie składowanie tych żużli na hałdach jest niedopuszczalne [7, 8]. Straty miedzi w żużlu można podzielić na dwie kategorie:

- straty chemiczne – miedź w formie tlenkowej, zdysocjowana w żużlu, oraz w formie siarczkowej (Cu_2S) rozpuszczona w fazie ciekłej.
- straty fizyczne – miedź metaliczna w postaci drobnych kropel rozproszonych w cie-

kłym żużlu, które nie uległy sedymentacji.

W tym kontekście proces odmiedziowania żużla jest kluczowym etapem w węźle produkcyjnym miedzi w hutach. Dostępne są liczne metody odzysku miedzi z żużla, takie jak:

- metody flotacji wolnochłodzonych żużli [9];
- metody hydrometalurgiczne (ługowanie kwasowe, amoniakalne) [10];
- metody pirometalurgicznej redukcji w piecu elektrycznym [11].

W niniejszej pracy skupiono się na analizie działania pieca elektrycznego stosowanego w pirometalurgicznym procesie redukcji żużli pochodzących z jednostadialnego procesu produkcji miedzi w piecu zawiesinowym. Żużle powstające w tym procesie charakteryzują się wysoką zawartością miedzi (około 12% Cu), a tym samym są ważnym surowcem do produkcji miedzi. Jednakże proces ten wymaga dostarczenia znacznej ilości energii elektrycznej w celu utrzymania odpowiedniej temperatury i warunków hydrodynamicznych sprzyjających efektywnej redukcji tlenków miedzi. Skutkuje to wysokimi kosztami operacyjnymi oraz dużym wpływem na środowisko ze względu na emisję gazów cieplarnianych związanych z produkcją energii elektrycznej. Próba optymalizacji procesu poprzez jego skrócenie lub poprawę efektywności skutkować będzie poprawą ekonomiki całego węzła produkcyjnego miedzi.

Pirometalurgiczny proces redukcji tlenków miedzi w piecu elektrycznym można podzielić na kilka etapów. W pierwszym etapie następuje załadunek pieca elektrycznego świeżą porcją żużla oraz innymi materiałami miedzionośnymi (np. żużle konwertorowe) wraz z dodatkami technologicznymi, takimi jak kamień wapienny i koks. Etap ten trwa około 2 godziny i charakteryzuje się intensywną redukcją tlenków miedzi w żużlu, co jest związane z efektywnym mieszaniem ciekłego żużla z reduktorem (koksem). W tym czasie uzyskuje się około 80% całkowitego odzysku miedzi [12]. Dzieje się tak ze względu na dynamiczny charakter procesu zalewania przemysłowego pieca elektrycznego żużlem. Energia kinetyczna strugi żużla, różnica w gęstościach substratów (żużla, koksu i kamienia wapiennego) oraz powstawanie produktów gazowych z rozkładu kamienia wapiennego (CO_2) intensyfikują mieszanie, a tym samym kinetykę procesu odmiedziowania. Na koniec tego etapu zawartość miedzi w żużlu spada do około 2% [12].

W drugim etapie, trwającym $\sim$ 4–5 godzin, następuje dalsza, powolna redukcja tlenków miedzi, a także żelaza i ołowiu. Jednocześnie zachodzi koagulacja i sedymentacja kropel miedzi zawieszonych w żużlu, co prowadzi do powstania stopu Cu-Fe-Pb [12].

Podczas ostatniego etapu, trwającego $\sim$ 2–3 godziny, dominuje głównie sedymentacja zawieszonych kropel miedzi w żużlu. Etap ten kończy się spustem stopu Cu-Fe-Pb oraz żużla. Przed spustem dodawana jest dodatkowa ilość kamienia wapiennego i koksu stanowiąca zaczyn do redukcji żużla w kolejnej szarży. Cały proces odmiedziowania żużla trwa

około 8 godzin [12].

Prace nad optymalizacją tego etapu mogą przyczynić się do znacznego skrócenia czasu trwania procesu a tym samym do ograniczenia zużycia energii elektrycznej. Obliczenia termodynamiczne wskazują, że dla założonego składu żużla możliwe jest obniżenie zawartości miedzi o dwa rzędy wielkości względem poziomu osiąganego przemysłowo, co dowodzi, że główne ograniczenia procesu mają charakter kinetyczny i transportowy, a nie równowagowy. Z dotychczasowych badań wynika, że ostateczna zawartość Cu w żużlu jest w istotnym stopniu determinowana przez przebieg sedymentacji i koalescencji drobnych kropli metalu w objętości żużla, a nie wyłącznie przez stopień redukcji tlenków. Z tego względu etap osadzania kropli miedzi w wannie ostojowej należy traktować jako kluczowy dla efektywności odmiedziowania żużla zawiesinowego i jest on warty odrębnej, szczegółowej analizy oraz optymalizacji operacyjnej, obejmującej m.in. warunki hydrodynamiczne, czas przebywania i właściwości reologiczne żużla [13, 14]. Stąd też niniejsza praca skupia się na analizach hydrodynamicznych żużla oraz intensyfikacji mieszania, co może przyczynić się do optymalizacji etapu osadzania się kropel miedzi.

Charakterystyka procesu redukcji żużla

W niniejszej pracy główny nacisk położono na etap sedymentacji w wannie ostojowej. Należy jednak podkreślić, że proces poprzedza etap redukcji tlenków miedzi, w którym decydujące znaczenie mają warunki chemiczne (rodzaj i ilość reduktora, temperatura, potencjał tlenowy). W ramach tej pracy etap ten został jedynie zasygnalizowany, bez szczegółowej analizy kinetycznej.

Charakteryzując proces redukcji żużli, należy zacząć od omówienia postaci, w jakiej metale występują w żużlu. Żużle są określane jako ciecze jonowe [15], gdzie metale występują głównie w postaci tlenków (Me_xO_y) i kationów metali (Me^+). Kationy metali reagują z anionami krzemowo – tlenowymi, wiążąc się w strukturę żużla zgodnie z równaniem:

$$Si_2O_7^{-6} + Cu_2O \longleftrightarrow 2(Cu^+SiO_4^{-4}) \tag{2.1}$$

Równanie (2.1) wskazuje na konieczność występowania równowagi pomiędzy Cu^+ a Cu_2O [16, 17].

Głównym czynnikiem redukującym tlenki metali w żużlu podczas procesu pirometalurgicznego są różne postacie węgla (np. koks). Proces ten można zapisać w postaci uproszczonych reakcji chemicznych [18]:

$$(Me_xO_y)_{\text{żużel}} + C_{(s)} \longrightarrow Me_{(l)} + CO_{(g)} \tag{2.2}$$

$$(Me_xO_y)_{\text{żużel}} + C_{(s)} \longrightarrow Me_{(l)} + CO_{2(g)} \tag{2.3}$$

Założenie, że proces redukcji zachodzi zgodnie z rów. (2.2) i (2.3) wymaga jednoczesnego kontaktu czterech faz: żużla, węgla, metalu i fazy gazowej. Jest to mało prawdopodobne, dlatego rzeczywisty proces odbywa się etapowo.

W związku z tym powstałe CO_2 (zgodnie z reakcją (2.3)) w kontakcie z warstwą stałego węgla ulega reakcji gazyfikacji tlenku węgla (IV), w wyniku której powstaje tlenek węgla (II). Tak powstały CO bierze udział w reakcji (2.2). Na tej podstawie można określać reaktywność różnych postaci węgla stosowanych w procesie redukcji [19]. Przykładowo, materiały węglowe silnie zgrafityzowane (np. koks metalurgiczny, grafit) wykazują niską aktywność [18], co wynika bezpośrednio z niewielkiej porowatości materiału obniżającej powierzchnię aktywną [19].

Ponieważ w reakcji redukcji tlenków metali tak naprawdę nie bierze udziału tlenek węgla (II), lecz wolne elektrony (e^-) powstające w wyniku reakcji Boudouarda (reakcje (2.2), (2.3)) można rozpisać ją do postaci [18]:

$$(O^{2-})_{\text{żużel}} + C_{(s)} \longrightarrow CO_{(g)} + 2e^- \tag{2.4}$$

$$(O^{2-})_{\text{żużel}} + CO_{(g)} \longrightarrow CO_2(g) + 2e^- \tag{2.5}$$

Tak powstałe wolne elektrony, w kontakcie z kationami metali rozpuszczonymi w żużlu, prowadzą do reakcji redukcji [19, 20]:

$$(Cu^+)_{\text{żużel}} + e^- \longrightarrow Cu \tag{2.6}$$

$$(Pb^{2+})_{\text{żużel}} + 2e^- \longrightarrow Pb \tag{2.7}$$

$$2(Fe^{3+})_{\text{żużel}} + 2e^- \longrightarrow 2(Fe^{2+})_{\text{żużel}} \tag{2.8}$$

$$(Fe^{2+})_{\text{żużel}} + 2e^- \longrightarrow Fe \tag{2.9}$$

Dodatkowymi nośnikami redukcyjności mogą być pierwiastki na +II i +III stopniach utlenienia znajdujące się w żużlu. Przykładem jest żelazo, które w żużlach z pieca zawiesinowego występuje w postaci jonów Fe^2 i Fe^3 [19, 21]. Prowadząc proces redukcji kationów miedzi z wykorzystaniem kationów żelaza, można obniżyć temperaturę procesu do około 1100–1150 °C. Dodatkową korzyścią jest fakt, że proces ten zachodzi w całej objętości żużla, a nie wyłącznie na granicy faz żużel – węgiel redukujący [22]. Według

Karwana i in. [22] redukując tlenek miedzi jonami żelaza, możliwy jest wyższy stopień redukcji. Reakcje redukcji z wykorzystaniem żelaza można opisać w uproszczony sposób w postaci:

$$(Cu_2O)_{\text{żużel}} + Fe \longrightarrow (FeO)_{\text{żużel}} + 2Cu \tag{2.10}$$

$$(PbO)_{\text{żużel}} + Fe \longrightarrow (FeO)_{\text{żużel}} + Pb \tag{2.11}$$

Jak przedstawiono powyżej, proces redukcji tlenków metali z żużla zachodzi z wykorzystaniem wielu mechanizmów reakcji chemicznych. Dlatego też dla zrozumienia tego zagadnienia kluczowe jest poznanie kinetyki tych reakcji.

Kinetyka procesu odmiedziowania

Kinetyka opisuje szybkość reakcji chemicznej oraz pozwala na określenie szybkości osiągnięcia stanu równowagi pomiędzy substratami a produktami reakcji. Proces redukcji tlenków metali jest wieloetapowy, gdzie szybkość reakcji determinowana jest najwolniejszym z nich. Badania kinetyki w procesach metalurgicznych są bardzo skomplikowane ze względu na wysoką złożoność zachodzących reakcji chemicznych oraz wysoką temperaturę, sięgającą 1450 °C. Sposób określenia kinetyki reakcji metalurgicznych będzie zależał od szybkości zachodzących zmian w analizowanym reaktorze, a także od rodzaju reagujących substancji i ich stanu skupienia [23].

W przypadku reakcji redukcji tlenków metali mamy do czynienia z reakcjami heterogenicznymi, gdzie substraty występują w różnych stanach skupienia. Dodatkowo większość reakcji może zachodzić w obu kierunkach, zależnie od stanu równowagi w danym momencie układu. Tak na przykład jednocześnie może zachodzić reakcja polimeryzacji i depolimeryzacji łańcuchów krzemianowych, reakcje pośredniej i bezpośredniej redukcji tlenków czy też współredukcja miedzi i ołowiu [24]. Dla tak skomplikowanego układu wieloskładnikowego, jakim jest ciekły żużel, niemożliwe jest opisanie kinetyki dla każdej reakcji chemicznej z osobna, dlatego przyjmuje się opis jednego charakterystycznego parametru.

Głównymi reakcjami charakterystycznymi dla procesu redukcji w piecu elektrycznym są reakcje redukcji tlenków miedzi, ołowiu i żelaza. Jednakże badanie szybkości reakcji poprzez analizę zmiany składu produktu, jakim jest stop trójskładnikowy jest trudne, ze względu na charakter układu Cu-Pb-Fe, mającego tendencję do rozwarstwienia w pewnych zakresach składu i temperatury. Jednakże możliwe jest zastosowanie pośredniego pomiaru kinetyki procesu poprzez analizę ilości wydzielonego CO i CO_2 z żużla. Jak pokazano wcześniej (równania (2.2) i (2.3)), w wyniku redukcji tlenków metali powstaje

metal oraz CO lub CO_2. Rejestrując całkowitą ilość moli usuniętego tlenu, można oszacować całkowitą szybkość procesu. Jednakże takie podejście nie umożliwia szczegółowej analizy poszczególnych reakcji przebiegających w układzie żużlowym, ale stanowi dobre przybliżenie dla analiz przemysłowych. w ujęciu globalnym procesów zachodzących w czasie redukcji żużli w przemysłowych agregatach, jakimi są np. piece elektryczne.

Ważnym parametrem wpływającym na kinetykę procesu odmiedziowania żużla jest lepkość. Ten parametr wpływa bezpośrednio na:

- szybkość opadania kropel stopu,
- transport masy reagentów do przestrzeni reakcyjnej,
- warunki hydrodynamiczne (konwekcyjny ruch żużla),
- erozję wymurówki,
- możliwość spustu żużla i stopu z pieca.

Lepkość rośnie wraz z czasem trwania procesu redukcji, co związane jest z przesunięciem stanu równowagi reakcji (2.1) w lewą stronę. Prowadzi to do powstawania coraz dłuższych łańcuchów krzemianowo – tlenowych [25].

Termodynamika procesu redukcji tlenków metali

Na podstawie analizy diagramów Ellinghama oraz obliczeń termodynamicznych można przedstawić hierarchię reakcji poszczególnych tlenków w procesie redukcji żużla w piecu elektrycznym. Proces ten nie przebiega w sposób idealnie selektywny, lecz można wyróżnić pewne główne etapy redukcji [1, 26]:

1. **Redukcja tlenków miedzi** ($Cu_2O \rightarrow Cu$): Zachodzi równomiernie z redukcją magnetytu, jednak w celu maksymalizacji odzysku miedzi wymaga obniżenia poziomu potencjału tlenowego do wartości pozwalającej także na redukcję pozostałych metali towarzyszących.

2. **Współredukcja zanieczyszczeń i żelaza** ($FeO \rightarrow Fe, PbO \rightarrow Pb$): Dalsze obniżanie potencjału tlenowego prowadzi do redukcji kationów żelaza i ołowiu, które przechodzą do finalnego stopu. Dodatkowo zbyt duże stężenie lokalnie może powodować wytrącanie się żelaza w postaci trudnotopliwego narostu na trzonie pieca.

Badania nad termodynamiką procesu odmiedziowania żużli wykazały także, że temperatura likwidus żużla jest funkcją stopnia redukcji. Związane jest to z początkowym etapem redukcji, w którym dodatek węgla powoduje redukcję kationów Fe^{3+} co obniża lepkość żużla. Jednakże wraz ze zwiększaniem stopnia redukcji tendencja ta się odwraca, w związku z wchodzeniem w obszar nasycenia krzemionką [1]. Podczas prowadzenia

procesu dużą trudnością jest utrzymanie warunków pozwalających na osiągnięcie wystarczająco niskiego potencjału tlenowego, umożliwiającego redukcję Cu_2O do poziomu $\leqq$ 0,5%, jednakże nie dopuszczając do całkowitej redukcji żelaza [27].

Zmiany właściwości fizycznych żużla

Na lepkość dynamiczną żużli wpływa wiele czynników. Wpływ ten był badany przez wielu naukowców [28, 29]. Dla przykładu zawartość tlenków takich jak CaO, MgO, FeO, MnO powoduje obniżenie lepkości poprzez mechanizm depolimeryzacji. W szczególności dodatek CaO powoduje obniżenie lepkości żużla w zakresie temperatur pracy pieca (1200–1350 °C) [1, 30, 31].

W związku z występowaniem w żużlu jonów Fe^{3+} zagrożeniem w procesie jest wytrącanie się fazy magnetytu (Fe_3O_4), którego temperatura topnienia wynosi 1597 °C. Może on się wytrącać w ciekłym żużlu w postaci kryształów, co drastycznie zwiększa lepkość dynamiczną, tworząc tzw. "gęstą zawiesinę". Kontrola stopnia utlenienia żelaza (Fe^{3+}/Fe^{2+}) poprzez dodatek reduktora jest konieczna do utrzymania płynnej kąpieli [32, 33]. Proces redukcji tlenków żelaza powoduje obniżenie lepkości, a tym samym zmniejsza ilość miedzi fizycznie zawieszonej w żużlu [34].

Duże stężenie kationów Fe^{3+} może także powodować tworzenie narostów na dnie pieca. Zjawisko to szczegółowo zostało opisane na podstawie huty Codelco Norte. Powstawanie narostów wynikało w tym przypadku z wytrącania się fazy stałej – magnetytu (przy niedostatecznej redukcji) lub stałego żużla/metalicznej miedzi (przy nadmiernym przechłodzeniu dna). Narosty te wpływają na zmniejszenie objętości roboczej pieca [35]. Kontakt ciekłej miedzi z wyłożeniem ogniotrwałym powoduje też zmiany przewodności cieplnej, co przyspiesza degradację wyłożenia pieca.

Dodatkowo, w wyniku procesu odmiedziowania żużla obserwowany jest spadek gęstości. Powoduje to tendencję do pozostawania przereagowanego żużla w objętości przyelektrodowej. Obserwowany jest także niewielki wzrost napięcia powierzchniowego, co sprzyja unoszeniu się zredukowanego stopu na powierzchnię żużla [36].

Wpływ prędkości mieszania żużla na proces.

Jak opisano wcześniej, redukcja tlenków miedzi nie zachodzi w całej objętości żużla, lecz na powierzchni, gdzie znajduje się warstwa koksu. Ruch żużla wynika z konwekcji naturalnej napędzanej poprzez zmianę gęstości żużla. Wynika ona ze zmiany temperatury żużla wraz z oddalaniem się od źródła ciepła oraz redukcją Cu_2O. Produkty redukcji następnie opadają na dno wanny, gdzie tworzą stop Cu-Fe-Pb. Naturalną poprawę mieszania powodują pęcherzyki gazu ($CO - CO_2$) powstające na powierzchni w wyniku procesu

redukcji Cu_2O [22, 37]

Zwiększenie prędkości mieszania w pierwszej części procesu wpłynie na poprawę transportu jeszcze nieprzereagowanego tlenku miedzi zawartego w żużlu do strefy reakcji. W drugiej części procesu szybkość mieszania wpływa na koalescencję kropel zredukowanej miedzi. Poprzez zwiększenie prędkości mieszania można zwiększyć częstość zderzeń kropel miedzi, co sprzyja ich koalescencji i tym samym zwiększeniu ich średnicy. To zaś pozytywnie wpłynie na samą sedymentację kropel, gdzie jej prędkość opadania jest proporcjonalna do kwadratu jej promienia. W efekcie większe krople będą szybciej opadać na dno pieca, a tym samym proces odmiedziowania żużla będzie bardziej efektywny [22, 37, 38].

Metody intensyfikacji odmiedziowania

Najbardziej interesującym aspektem, który oferuje największy potencjał do optymalizacji, jest proces fizycznego opadania kropel powstałego stopu. Przyśpieszenie tego opadania można osiągnąć poprzez intensyfikację mieszania żużla. Jednym z takich rozwiązań jest propozycja firmy SMS Siemag, gdzie wymuszoną cyrkulację żużla wywołuje zewnętrzne pole magnetyczne, które wchodzi w interakcję z prądem przepływającym przez żużel [39].

Badano także możliwość zastosowania dodatkowego dmuchu mieszaniny gazów (CO_2 – O_2) przez lance. Zwiększenie mieszania żużla powinno wspomagać koalescencję kropel miedzi poprzez zjawiska flotacyjne oraz przyspieszać reakcję redukcji żużla [40].

Innym kierunkiem optymalizacji jest analiza parametrów wpływających na prędkość sedymentacji kropel, opisywana za pomocą prawa Stokesa (rów. (2.12)). Ten model stanowi najbardziej interesującą i efektywną drogę do zrozumienia mechanizmów opadania, co może przyczynić się do istotnego skrócenia czasu procesu oraz znacznej redukcji zużycia energii.

$$\upsilon = \frac{2}{9}\frac{(\rho_p - \rho_f)gr^2}{\eta} \tag{2.12}$$

gdzie: r – promień kropli, ρ_p – gęstość cząstek, ρ_f – gęstości faz ciekłej, η – lepkość dynamiczna żużla.

Na tej podstawie można wysunąć dwa tory optymalizacji procesu. Obniżenie lepkości dynamicznej, co można osiągnąć poprzez podniesienie temperatury żużla lub dodanie substancji modyfikujących (np. kamień wapienny). Drugim parametrem mającym duży wpływ jest średnica kropel zawieszonych. W równaniu (2.12) promień kropli podniesiony jest do drugiej potęgi, stąd nawet niewielki wzrost wielkości kropel powoduje potęgowy wzrost prędkości opadania. Zwiększenie promienia można osiągnąć poprzez zmianę napięcia powierzchniowego oraz wymuszenie ruchu kąpieli (mieszanie) [41].

Odmiennym podejściem do intensyfikacji procesu odmiedziowania żużla może być zastosowanie innych rodzajów reduktora. Na przykład redukcja z wykorzystaniem wodoru charakteryzuje się stosunkowo niską energią aktywacji (E_a) w zakresie 29–36 kJ·mol^{-1} [42]. Dla porównania energia aktywacji tradycyjnego procesu redukcji karbotermicznej jest zależna od etapu procesu. Dla początkowego etapu, gdzie żużel jest bogaty w tlenki, a szybkość procesu zależy głównie od szybkości reakcji, E_a wynosi ok. 175,32–202,37 kJ $\cdot$ mol^{-1}. Jednak wraz ze zubożeniem żużla elementem limitującym staje się dyfuzja, a E_a wzrasta do 194,81–248,96 kJ $\cdot$ mol^{-1}. Stąd dla całego procesu średnia energia aktywacji wynosi ok. 185,07–225,67 kJ $\cdot$ mol^{-1} [43, 44].

Badano także alternatywne reduktory, gdzie ciekawym wyborem było zastosowanie odpadowego oleju roślinnego pozwalającego na poprawę redukcji tlenków żelaza w magnetytach, co poprawia warunki dalszego procesu redukcji [45].

Dostępne metody pomiarowe nie pozwalają na analizę zjawisk zachodzących wewnątrz stopionego żużla ze względu na wysokie temperatury oraz jego nieprzezroczystość. W związku z tym jedyną metodą, umożliwiającą analizę zjawisk w obszarze żużla podczas przetopów w piecu elektrycznym, jest przeprowadzenie symulacji numerycznych.

Rozdział 3

Piece elektrodowe

Piece elektryczne stosowane są szeroko w przemyśle metalurgicznym. W metalurgii metali nieżelaznych głównie stosowane są piece oporowo-łukowe (SAF - ang. Submerged Arc Furnace) do produkcji żelazostopów, metali grupy platynowców oraz ich specyficzne warianty stosowane do odzysku metali z żużli (np. w procesie odmiedziowania). W metalurgii stali stosowane są przede wszystkim elektryczne piece łukowe (EAF - ang. Electric Arc Furnace) wykorzystywane do produkcji stali ze złomów. W przemyśle oraz laboratoriach można także spotkać inne typy pieców elektrycznych, takie jak piece oporowe, w których ciepło powstaje w wyniku przepływu prądu przez element grzejny. Źródło ciepła powstaje bezpośrednio w elemencie przewodzącym w wyniku efektu Joule'a - Lenza i jest emitowane poprzez promieniowanie i konwekcję do komory pieca. Stosuje się także piece indukcyjne, w których energia wymagana do stopienia materiału powstaje w wyniku indukcji elektromagnetycznej. Ponieważ w przemyśle hutniczym do odzysku miedzi z żużli stosuje się piece oporowo-łukowe, w tym rozdziale scharakteryzowano piece SAF. Dodatkowo, ze względu na bliskość konstrukcyjną, omówiono piece EAF. Omówiona została ich konstrukcja i metoda generowania ciepła oraz przedstawiono różnice między tymi konstrukcjami.

3.1 Rodzaje pieców elektrodowych

Piec oporowo-łukowy jest wysokotemperaturowym, zazwyczaj trójfazowym (rzadziej jedno- lub dwufazowym) piecem elektrycznym, w którym elektrody są stale zanurzone w warstwie wsadu, np. żużla. Główna część ciepła jest wydzielana w wyniku przepływu prądu przez wsad (ogrzewanie rezystancyjne). Moc elektryczna jest przekształcana w ciepło w objętości wsadu, przede wszystkim w rejonie pod końcówkami elektrod. Istotą technologiczną pracy tych pieców jest utrzymanie elektrod w stanie ciągłego zanurzenia we wsadzie, co stabilizuje temperaturę oraz umożliwia intensywne procesy redukcyjne

w głębi kąpieli. W niektórych zastosowaniach pieców SAF, gdy wsad ma postać stałą, w kraterach pod elektrodami mogą występować niewielkie łuki elektryczne, które dostarczają część energii cieplnej potrzebnej do stopienia wsadu. Jednak po zanurzeniu elektrod w ciekłym wsadzie zjawiska te zanikają [46, 47]. Pierwsze konstrukcje elektrycznych pieców oporowo-łukowych, zaprojektowane przez firmę SMS Demag, powstały w 1906 roku i są udoskonalane od ponad 100 lat. Urządzenia te znalazły szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu, obejmujących m.in. produkcję żelazostopów, miedzi oraz metali z grupy platynowców [39]. W metalurgii miedzi piece typu SAF wykorzystuje się do odzysku miedzi z żużla (procesu odmiedziowania). Ich konstrukcja jest przystosowana do prowadzenia długotrwałej, powolnej redukcji tlenków przy użyciu reduktorów węglowych (np. koksu) [46, 48].

Konstrukcje dwuelektrodowe mogą być stosowane w produkcji monokryształów tlenku magnezu (MgO). Dodatkowo w tej konstrukcji zastosowano prąd stały, aby zjawiska elektromagnetyczne nie zakłócały wzrostu dużych kryształów [49]. Podobną konstrukcję pieca wykorzystano także w laboratoryjnych badaniach nad redukcją niklu z żużli żelazowych przy porównaniu prądu stałego i zmiennego [50].

W piecach SAF stosuje się najczęściej układ trzech elektrod rozmieszczonych symetrycznie w wierzchołkach trójkąta równobocznego. W praktyce przemysłowej można znaleźć także konstrukcje z podwojoną liczbą elektrod ustawionych w dwa niezależnie zasilane układy trójkątne, a także rozwiązania, w których elektrody są rozmieszczone liniowo [39]. Można również znaleźć konstrukcje zasilane prądem stałym, w których występuje tylko jedna elektroda grafitowa współpracująca z przewodzącym dnem [51]. W piecach tej konstrukcji powszechnie stosuje się elektrody samospiekające typu Söderberga. Powstają poprzez spiekanie pasty elektrodowej (koks/antracyt kalcynowany + smoła/żywica) przy czym ciepło niezbędne do spiekania pochodzi bezpośrednio z procesu przetopu. Prąd do elektrody doprowadzany jest przez zaciski, tj. tuleje prądowe oraz pierścienie kontaktowe.

Konstrukcyjnie piece te mają kształt okrągły lub prostokątny. Zewnętrzny pancerz wykonany jest ze stali, która pełni funkcję nośną dla wyłożenia ogniotrwałego pieca. Stalowy pancerz przenosi również obciążenia mechaniczne i termiczne występujące podczas prowadzenia procesu [47, 52]. Rodzaj wyłożenia ogniotrwałego zależy zarówno od charakteru procesu, jak i od dokładnej lokalizacji w obrębie pieca. Strefa robocza (mająca kontakt z metalem) może być wykonana z materiałów węglowych (np. bloków grafitowych) szczególnie w przypadku produkcji żelazostopów. Górne części ścian są zazwyczaj wykonywane z materiałów ceramicznych, takich jak cegły magnezytowe lub magnezytowo-chromitowe. W piecach z dodatkowym chłodzeniem wodnym pancerza obserwuje się powstawanie dodatkowej warstwy ochronnej z zakrzepłego żużla. Pomiędzy wyłożeniem ogniotrwałym a pancerzem umieszcza się także warstwę izolacyjną (np. płyty włókniste, cegły izolacyjne), która ogranicza straty ciepła do otoczenia oraz kompensuje odkształcenia wynikające

z rozszerzalności cieplnej i zmniejsza przenoszenie naprężeń na pancerz [47, 52].

W metalurgii stosowane są również piece łukowe (EAF — Electric Arc Furnace), w których energia elektryczna jest przekształcana w ciepło dzięki łukowi elektrycznemu powstającemu między końcówkami elektrod a stałym wsadem lub w późniejszym etapie procesu z kąpielą ciekłej stali. Łuk tworzy silnie zjonizowaną kolumnę plazmy o temperaturze dochodzącej do około 3 500 - 4 000 °C, gdzie ciepło wymieniane jest z otoczeniem głównie w wyniku promieniowania. Udział wsadu w generowaniu ciepła na drodze ogrzewania rezystancyjnego ma w tej konstrukcji charakter wtórny i zaczyna odgrywać większą rolę dopiero w warunkach występowania silnie pieniących się żużli. Wyróżnia się piece z trzema elektrodami zasilane prądem zmiennym (AC-EAF) oraz konstrukcje z jedną elektrodą grafitową i drugą zainstalowaną w dnie pieca (DC-EAF) [53]. Głównie wykorzystywane są do produkcji stali ze złomu. Ich podstawowym zadaniem jest szybkie przetopienie stałego wsadu (złom stalowy, surówka stalowa itp.) do postaci ciekłej stali, przy wykorzystaniu łuku elektrycznego jako głównego źródła ciepła. Piece tego typu pracują w cyklu szarżowym i są przystosowane do prowadzenia procesu z wsadami o zróżnicowanym składzie i geometrii [54, 55].

W piecach AC-EAF stosuje się elektrody grafitowe, wprowadzane pionowo przez sklepienie pieca i rozstawione na wierzchołkach trójkąta równobocznego. W praktyce przemysłowej stosowane są gotowe elektrody składane z segmentów, łączonych gwintowanymi łącznikami. Prąd jest doprowadzany do nich poprzez układ chwytów (zacisków elektrodowych), pozwalający także na ich regulację wysokości [54].

3.2 Kluczowe różnice między SAF i EAF w ujęciu procesowym i energetycznym

Główną różnicą między omawianymi konstrukcjami jest sposób dostarczania ciepła niezbędnego do stopienia wsadu lub do utrzymania go w stanie ciekłym. W przypadku pieców łukowych (EAF) występuje łuk odkryty, który jarzy się pomiędzy elektrodą a stałym wsadem. Ciepło jest przekazywane do wsadu głównie poprzez promieniowanie łuku oraz konwekcję i przewodzenie ciepła [56]. W piecach typu SAF łuk elektryczny nie występuje w ogóle lub ma charakter lokalny i pojawia się jedynie na początku procesu, gdy materiał jest jeszcze niecałkowicie stopiony. Po stopieniu wsadu ciepło generowane jest bezpośrednio w żużlu w wyniku przepływu prądu elektrycznego (efekt Joule'a) [57]. W przypadku procesu odmiedziowania żużli wsadem do pieca jest ciekły żużel. W takim przypadku lokalny łuk elektryczny nie występuje, a wręcz jest niekorzystnym zjawiskiem ponieważ w procesie konieczne jest utrzymanie spokojnej strefy sedymentacji [58].

Konstrukcje pieców oporowo-łukowych (SAF) charakteryzują się zanurzeniem elektrod

w ciekłym topie (żużlu). Ciepło generowane w żużlu wynika z efektu Joule'a, będącego konsekwencją przepływu prądu elektrycznego przez wysoce rezystancyjny materiał (w tym przypadku ciekły żużel). Ponieważ rezystancja grafitu jest pomijalnie mała w porównaniu z rezystancją żużla, zasadnicza część energii elektrycznej jest wydzielana w objętości żużla, tj. ciepło wytwarzane jest bezpośrednio w tej fazie.

Głównym źródłem energii służącej do stopienia wsadu w piecach łukowych (EAF) jest powstający pomiędzy elektrodami a stałym wsadem łuk elektryczny. Ponieważ łuk ten znajduje się ponad powierzchnią wsadu, określa się go mianem łuku odkrytego. W piecach EAF około 90% energii jest dostarczane właśnie w ten sposób. Łuk elektryczny generuje kolumnę plazmy o temperaturze rzędu 10 000 – 30 000°C [59]. Następstwem tego jest intensywne promieniowanie cieplne, które ogrzewa wsad. Dodatkowo wymiana ciepła zachodzi na drodze konwekcji oraz przewodzenia pomiędzy fazami.

Piece oporowo-łukowe (SAF) są zazwyczaj większe, ponieważ są przeznaczone do prowadzenia długotrwałych procesów półciągłych. Mogą mieć przekrój okrągły lub prostokątny i są wyposażone w trzy lub sześć elektrod ułożonych liniowo bądź w formie jednego lub dwóch trójkątów równobocznych. R. Degel i in. w pracy [39] prezentują pogląd, że optymalnym kształtem pieców elektrycznych jest przekrój prostokątny, niezależnie od zastosowanego układu zasilania (3 lub 6 elektrod), zarówno w przemyśle metali nieżelaznych, jak i w produkcji żelazostopów. Autorzy wskazują jako zalety m.in. wyższą wydajność takich konstrukcji w procesach półciągłych oraz przekonują, że konstrukcje prostokątne, niezależnie od liczby elektrod, charakteryzują się większą powierzchnią reakcyjną.

Piece łukowe (EAF) są zazwyczaj mniejsze i przystosowane do pracy w cyklu szarżowym. Powoduje to dodatkowe wymagania dotyczące wytrzymałości wymurówki na cykliczne zmiany temperatury oraz na oddziaływania mechaniczne wynikające z wsadowania ciężkiego, stałego złomu. Przestrzeń robocza pieca ma zwykle przekrój okrągły, z grubszą warstwą wymurówki na dnie oraz przy rynnie spustowej. Piece te zazwyczaj są wyposażone w trzy elektrody grafitowe ułożone trójkątnie. Istnieją jednak również konstrukcje z jedną elektrodą, gdzie elektroda zwrotna zlokalizowana jest w dnie pieca [55].

Różnice w stosowanych elektrodach wynikają z wymagań eksploatacyjnych poszczególnych typów pieców. Piece typu EAF wymagają szybkiej regulacji położenia elektrod oraz pracy przy wysokich wartościach prądu. Natomiast piece SAF wymagają dużej odporności elektrod na wypalanie oraz znacznego przekroju, który ogranicza gęstość prądu. Stąd w piecach EAF stosuje się gotowe elektrody grafitowe. Elektrody te składają się z walcowych segmentów łączonych za pomocą gwintowanych łączników. Taki sposób łączenia wymaga precyzyjnego montażu, ponieważ niedokładne dokręcenie może prowadzić do lokalnego przegrzewania się połączenia, a w konsekwencji do uszkodzeń mechanicznych, w tym pęknięć elektrody. W piecach SAF stosuje się elektrody Söderberga, spiekane bezpośrednio nad topem. Rozwiązanie to umożliwia uzyskanie znacznie większych średnic

elektrod bez istotnego zwiększania trudności ich wymiany. Elektrody tego typu charakteryzują się jednak ograniczoną sterowalnością zanurzenia, przy jednoczesnej możliwości stabilnej pracy w trybie ciągłym. Jednym z problemów występujących podczas formowania elektrod Söderberga może być zbyt szybki poślizg masy elektrodowej, prowadzący do powstania tzw. miękkiej elektrody. Zjawisko to może skutkować pękaniem elektrody poniżej strefy zacisków [60].

W tab. 3.1 przedstawiono w skrócony sposób różnice pomiędzy piecem SAF i EAF.

Tabela 3.1: Zestawienie fundamentalnych różnic między piecem SAF i EAF

Parametr	**Piec oporowo-łukowy, SAF**	**Piec łukowy, EAF**
Typ pracy	Ciągły	Szarżowy
Mechanizm grzania	Rezystancja wsadu	Łuk otwarty (promieniowanie)
Pozycja elektrod	Głęboko zanurzone we wsadzie	Nad kąpielą lub w spienionym żużlu
Główny cel	Redukcja tlenków	Topienie stałego wsadu
Dominujący wsad	Rudy metali, żużle metalurgiczne	Złom stalowy

3.3 Modelowanie procesów w piecach elektrodowych

Wykonanie symulacji numerycznych może umożliwić optymalizację procesu, zwiększenie wydajności, wydłużenie kampanii produkcyjnej oraz minimalizację wpływu na środowisko [61]. W literaturze można znaleźć liczne przykłady zastosowania symulacji komputerowych do analizy i optymalizacji pracy pieców elektrycznych. W dalszej części pracy przedstawiono symulacje numeryczne odwzorowujące warunki panujące w piecach SAF. Zaprezentowane przykłady pokazują, w jaki sposób modelowanie zjawisk elektromagnetycznych, cieplnych oraz hydrodynamicznych zostało wykorzystane do analizy wybranych scenariuszy operacyjnych.

3.3.1 Symulacje sprzężonych pól fizycznych i optymalizacja parametrów pracy w piecach SAF

W pracy W. Chen i in. [62] badacze skupili się na analizach numerycznych procesu topienia stałego wsadu, który charakteryzuje się największym zużyciem energii. Model opracowano na podstawie przemysłowego pieca SAF do produkcji włókien ceramicznych. Konstrukcja pieca obejmuje układ trzech pochylonych elektrod. Dane dotyczące właściwości materiałowych przyjęto na podstawie wcześniejszych badań. Badacze wykonali pięć wariantów modelu różniących się kątem nachylenia elektrod w zakresie 30° do 90° na bazie

których przeprowadzili obliczenia numeryczne sprzężonych pól elektrycznych, cieplnych oraz hydrodynamicznych. Piec zasilany jest trójfazowym prądem przemiennym. Jednakże obliczenia wykonano w stanie ustalonym, ponieważ okres prądu zmiennego wynosi około 0,02 sekundy, podczas gdy proces topienia trwa około godziny. Do przeprowadzenia analizy pola elektrycznego w jeziorku stopionego materiału badacze wykorzystali oprogramowanie ANSYS Maxwell. Rozwiązanie równań Maxwella umożliwiło wyznaczenie rozkładów gęstości prądu, natężenia pola elektrycznego oraz mocy wydzielanej w wyniku efektu Joule'a w ciekłym topie. Na zewnętrznych granicach modelu założono warunek izolacji elektrycznej w celu uproszczenia obliczeń. W kolejnym etapie dane dotyczące rozkładu źródeł ciepła Joule'a - Lenza w kąpieli zaimplementowano w module ANSYS Fluent, gdzie przeprowadzono obliczenia wymiany ciepła i przepływu również w stanie ustalonym. Uzasadnieniem takiego podejścia było założenie, że w trakcie procesu odległości między elektrodami, kształt jeziorka ciekłego materiału oraz rozkład temperatur ulegają jedynie niewielkim zmianom. Wyniki zwalidowano na podstawie pomiarów temperatury powierzchni topu wykonywanych pirometrem optycznym oraz porównania ich z temperaturą uzyskaną w symulacjach. Przeprowadzone analizy wykazały, że zmniejszenie kąta nachylenia elektrod poprawia jednorodność rozkładu temperatury, natomiast zwiększenie kąta nachylenia prowadzi do powiększenia jeziorka stopionego materiału. Ponadto wzrost napięcia sprzyja zwiększeniu objętości stopionego materiału, jednak może powodować wzrost niejednorodności pola temperatury.

W artykule [63] przedstawiono analizy numeryczne wpływu przewodności elektrycznej i cieplnej żużla oraz zmian kształtu i głębokości zanurzenia końcówek elektrod Söderberga na ilość ciepła wydzielanego w wyniku efektu Joule'a, a także na wyznaczenie granicy faz ciało stałe-ciecz (żelazonikiel - żużel) w trójelektrodowym piecu oporowo-łukowym przeznaczonym do produkcji żelazoniklu. Autorzy opracowali sprzężony model (transportu pędu, wymiany ciepła i pola elektromagnetycznego), przy czym zastosowano uproszczoną geometrię w postaci modelu 2D, gdzie płaszczyzna domeny przechodziła przez dwie elektrody. Model elektromagnetyczny rozwiązywano z wykorzystaniem równań Maxwella, uwzględniając również generację ciepła wynikającą z efektu Joule'a-Lenza. Model ten obejmował dwa prawa Gaussa, prawo Faradaya oraz prawo Ampère'a. Model hydrodynamiczny musiał uwzględniać zmianę gęstości materiału wynikającą ze zmiany temperatury topu. Dodatkowo w modelu uwzględniono proces topienia stałego wsadu, który zaimplementowano z wykorzystaniem członu źródłowego (rów. (3.1)) zaproponowanego przez Vollera i Prakasha [64] oraz Viswanatha i Jaluria [65]:

$$S_u = \frac{(1-a)^2}{a^3+\epsilon} A_{mush}(u\ - u_s) \tag{3.1}$$

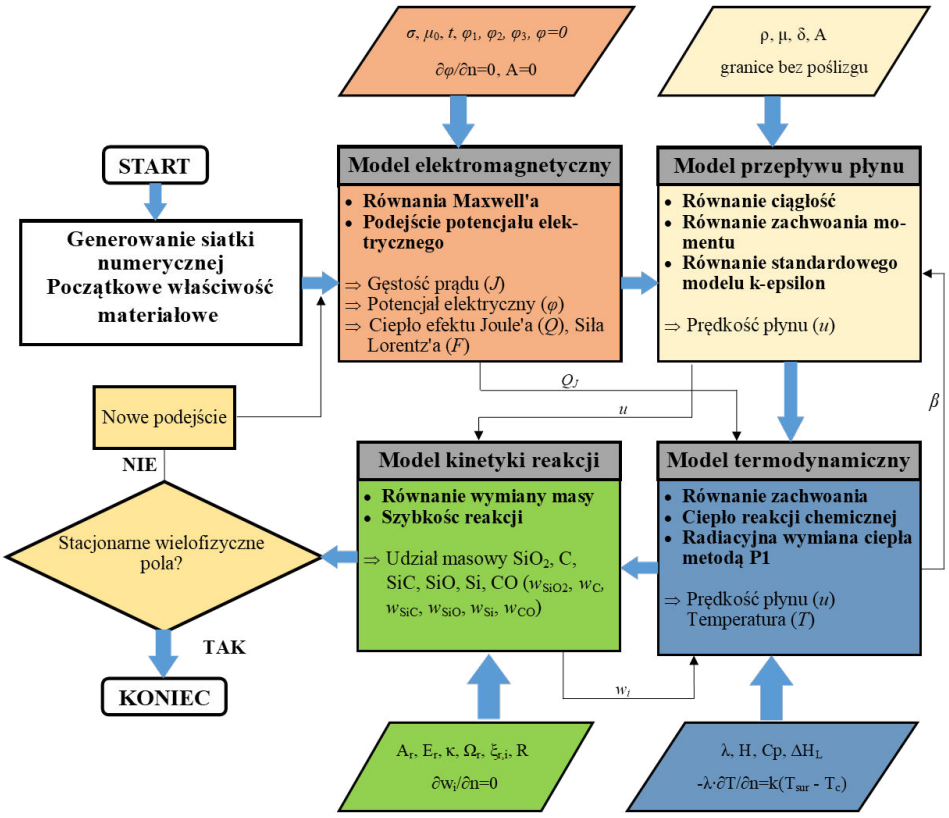
gdzie: a - ułamek objętościowy fazy ciekłej, u_s - prędkość zakrzepłego materiału, A_{mush} i ϵ - stałe opisujące poziom tłumienia.

Równanie zachowania energii wzbogacono o człon źródłowy definiujący ilość ciepła generowanego w wyniku działania efektu Joule'a-Lenza. Uwzględnili również radiacyjną wymianę ciepła. Autorzy przeprowadzili obliczenia w stanie ustalonym dla stałego napięcia ± 380 V, przyłożonego do górnej powierzchni elektrod. W przestrzeni nad strefą powietrza narzucili warunek zerowego normalnego gradientu potencjału elektrycznego. Na powierzchniach ograniczających objętość żużla (z wyłączeniem granicy żużel–powietrze) założyli warunek braku poślizgu $u = v = 0$. Natomiast na granicy żużel–powietrze przyjęli warunek poślizgu $v = 0$. Przeprowadzone analizy wykazały, że ilość ciepła wydzielanego na skutek efektu Joule'a rośnie wraz ze wzrostem przyłożonego napięcia oraz przewodności elektrycznej żużla. Autorzy wskazali również, że żużel o wysokiej przewodności, rzędu 3 S/m, umożliwia wytworzenie wymaganej ilości ciepła przy relatywnie niskim potencjale elektrycznym. Dodatkowo wykazali, że wysoka przewodność żużla w połączeniu z dużym zanurzeniem elektrod sprzyja przebiegowi procesu topienia.

Hong-Xuan Liu i in. w pracy [66] przedstawili wyniki badań poświęconych przewidywaniu temperatur w piecu typu SAF do produkcji niklu, w których połączono tradycyjne obliczenia numeryczne z metodami uczenia maszynowego. Model pola elektrycznego oparto na równaniach Maxwella w stanie ustalonym. Wyznaczenie gęstości prądu oraz rozkładu potencjału umożliwiło identyfikację głównego źródła ciepła będącego mocą cieplną Joule'a wydzielaną w żużlu. Podmodel hydrodynamiczny zakładał laminarny przepływ nieściśliwej cieczy. Równania pędu uwzględniały wpływ ciśnienia, dynamicznego współczynnika lepkości oraz sił wyporu. W równaniu zachowania energii uwzględniono przewodność cieplną oraz źródło ciepła w postaci ciepła generowanego na skutek efektu Joule'a. Procedura obliczeniowa zakładała sprzężenie trzech podmodeli. W pierwszym kroku rozwiązywano równania prądu, w celu wyznaczenia rozkładu źródeł ciepła Joule'a. Następnie rozwiązywano równania ciągłości energii, masy i pędu, aby określić rozkład temperatury oraz wynikające z niego zmiany właściwości materiałowych. Zaktualizowane dane materiałowe przekazywano następnie do modelu elektrycznego i powtarzano cykl do momentu uzyskania zbieżności. Walidację modelu autorzy przeprowadzili na bazie danych procesowych dostępnych w literaturze. Autorzy wykazali, że uzyskane wyniki odbiegają od danych referencyjnych o mniej niż 1,5%. W pracy wykazano, że zwiększanie napięcia na elektrodach skutecznie poprawia ilość energii dostarczanej do pieca co przyspiesza wymianę masy, ciepła i skraca czas topienia. Dodatkowo przygotowana przez badaczy sieć neuronowa wykazuje bardzo wysoką dokładność predykcji rozkładu temperaturowego na poziomie 99,76%.

X. Tang i in. w artykule [67] przedstawili analizy numeryczne procesu wytapiania krzemu metalicznego w elektrycznym piecu oporowo-łukowym z trzema elektrodami, zasilanym trójfazowym prądem przemiennym. Wytop krzemu polega na redukcji wsadu, co wskazuje na pewne podobieństwa do procesów odzysku metali z żużli (np. w metalurgii

miedzi). Analizy numeryczne przeprowadzono przy założeniu pełnego kontaktu elektrod ze wsadem, jednorodności składników oraz że ciepło właściwe składników jest funkcją temperatury, natomiast pozostałe właściwości są stałe. Pole elektromagnetyczne opisano z wykorzystaniem równań Maxwella, na bazie których wyznaczono rozkład mocy wydzielanej w wyniku efektu Joule'a oraz sił Lorentza. Przepływ turbulentny modelowano z wykorzystaniem standardowego modelu $k-\epsilon$, uzupełnionego o standardowe funkcje przyścienne. Równania bilansu energii zostały uzupełnione o człon źródłowy odpowiadający mocy efektu Joule'a oraz o wkład cieplny związany z występowaniem łuku elektrycznego. Strumień ciepła od łuku opisano za pomocą źródła ciepła o wirującej powierzchni typu Gaussa. Dodatkowo model uwzględniał transport masy wynikający z reakcji chemicznych zachodzących podczas przetopu. Elektromagnetyczne warunki brzegowe zadano na dolnych powierzchniach trzech elektrod w postaci trójfazowego, przemiennego potencjału elektrycznego. Natomiast pozostałe powierzchnie zdefiniowano jako nieprzewodzące. Na granicach domeny płynnej przyjęto warunek braku poślizgu. Dane pomiędzy modelem elektromagnetycznym a hydrodynamicznym zintegrowano z wykorzystaniem funkcji użytkownika. Do sprzężenia ciśnienia i prędkości zastosowano schemat SIMPLE, natomiast radiacyjną wymianę ciepła modelowano z wykorzystaniem modelu $P-1$. Schemat blokowy modelu zaproponowanego przez autorów przedstawiono na rys. 3.1. Przedstawiony wielofizyczny model, uwzględniający wieloetapowe reakcje chemiczne, wykazał, że pola temperatur i przepływu w piecu zależą bezpośrednio od pola elektromagnetycznego co powoduje nierównomierny rozkład składników. Wskutek tego składniki pośrednie gromadzą się wokół stref wysokiej temperatury przy elektrodach. Metaliczny krzem gromadzi się na dnie pieca. Zwiększenie potencjału elektrycznego polepsza wymianę masy i poprawia wydajność procesu. Analiza głębokości zanurzenia elektrod wykazała, że płytkie zanurzenie powoduje lepszy transport ciepła. Zwiększanie głębokości zanurzenia nie powoduje zwiększania wydajności procesu.



Rys. 3.1: Schemat blokowy: wielofizyczny model sprzężonego pola elektromagnetycznego, przepływu, temperatury i transportu składników zastosowany w analizach (na podstawie [67])

3.3.2 Modelowanie układów wielofazowych i kinetyki reakcji w piecach SAF

W artykułach [68, 69] autorzy przedstawili prace dotyczące modelowania CFD trójelektrodowego pieca oporowo-łukowego z elektrodami grafitowymi, wykorzystywanego do produkcji fosforu. Opisany proces wykazuje pewne podobieństwa do przetopów redukcyjnych żużli miedziowych. Ponadto w przypadku fosforu materiał wsadowy ma postać stałą (ruda fosforowa), a nie ciekłego żużla jak w procesach odzysku metalu z żużla. Produkcja fosforu stanowi w istocie przetop redukcyjny rud fosforonośnych. Badacze przedstawili trójwymiarowy model rzeczywistego pieca na podstawie danych z instalacji przemysłowej. W modelu uwzględniono generację gazów wewnątrz pieca w wyniku reakcji Wöhlera, bilans energii związany z reakcjami chemicznymi, ogrzewaniem, topieniem oraz przemianami fazowymi, a także wymianę ciepła poprzez promieniowanie. Istotnym uproszczeniem przedstawionego podejścia było pominięcie pełnego opisu zjawisk elektromagnetycznych, tj. braku bezpośredniego rozwiązania równań Maxwella oraz szczegółowego modelowania wydzielania ciepła na skutek efektu Joule'a. Autorzy uzasadnili brak pełnego modelowania zjawisk elektrycznych wcześniejszymi badaniami powołując się na [70], w których

zaproponowano tzw. model łuku kanałowego. W tym ujęciu łuk oraz obszary pod elektrodami mogą być przybliżone jako cylindryczne strefy, natomiast moc doprowadzana przez łuk jest reprezentowana jako objętościowe źródło ciepła zdefiniowane w tych regionach. Do realizacji obliczeń wykorzystano oprogramowanie ANSYS Fluent. Przepływ płynów analizowano z zastosowaniem modelu turbulencji $k-\epsilon$. Autorzy wskazali, że zastosowanie tego modelu pozwoliło na skuteczne odwzorowanie turbulencji, a bardziej złożone modele nie przynosiły znaczących korzyści. W obliczeniach wymiany ciepła uwzględniono problem promieniowania, rozwiązując je z wykorzystaniem modelu $P-1$. Stałą postać złoża modelowano przy użyciu podejścia ośrodka porowatego, w którym fazę stałą stanowiły kawałki apatytu, koksu i krzemionki. Dodatkowo, aby lepiej odwzorować specyfikę analizowanego procesu, badacze przygotowali podmodel sprzężony z bazowym środowiskiem Fluent. Obejmował on:

- model reakcji chemicznych, uwzględniający bilans energii, kinetykę reakcji oraz zachowanie produktów reakcji,
- model promieniowania cząstka-cząstka oraz efektywnej przewodności cieplnej, służący doprecyzowaniu opisu wymiany ciepła w złożu porowatym.

W pracy wspomniano także o uwzględnieniu zjawisk związanych z przepływem prądu elektrycznego i generacją mocy cieplnej (efekt Joule'a), jednak sposób wyznaczania mocy objętościowej w żużlu nie został opisany na tyle szczegółowo, aby jednoznacznie odtworzyć przyjętą metodykę.

J.J. Bezuidenhout i in. w artykule [71] opisali analizy numeryczne wykonane trójelektrodowego pieca oporowo-łukowego zasilanego trójfazowym prądem przemiennym, przeznaczonego do produkcji metali z grupy platynowców (PGM). Model obejmował pełną geometrię 3D analizowanego pieca. W celu optymalizacji rozmiaru modelu autorzy ograniczyli domenę obliczeniową do fazy ciekłej zakończonej warstwą stałego materiału reakcyjnego. Ostatecznie opracowano geometrię na podstawie rzeczywistego urządzenia, uwzględniając geometrię wyłożenia ogniotrwałego, fazy ciekłych siarczków metali, ciekłego żużla, stałego koncentratu oraz elektrod grafitowych. Właściwości materiałowe przyjęto na podstawie danych literaturowych. Obliczenia prowadzono w stanie nieustalonym do momentu osiągnięcia warunków quasi-ustalonych. W tym celu zastosowano solver oparty na ciśnieniu. Zjawiska elektryczne zamodelowano z pomocą modułu MHD, określając rozkład gęstości mocy Joule'a na podstawie pola elektrycznego i gęstości prądu, wyznaczanych zgodnie z prawem Ohma. Źródło ciepła wynikające z przepływu prądu elektrycznego sprzężono z równaniem energii. W analizach pominięto zjawiska indukcji elektromagnetycznej, co uzasadniono niskimi wartościami magnetycznej liczby Reynoldsa dla kamienia i żużla, tj. poniżej kryterium istotności konwekcji pola magnetycznego. Badacze porównali także prędkości przepływu napędzanego wyłącznie konwekcją naturalną oraz dla przypadku uwzględniającego dodatkowo siły Lorentza. Wykazano, że dominującym mechanizmem

napędowym ruchu płynów jest konwekcja naturalna. Układ dwóch faz ciekłych modelowano z wykorzystaniem metody Volume of Fluid (VOF), umożliwiającej śledzenie granicy międzyfazowej. Dodatkowo, stosując model fazy dyskretnej, autorzy uwzględnili przepływ pęcherzyków gazu przez warstwy topu, powstających w wyniku reakcji redukcji. Bilans sił działających na cząstki fazy dyskretnej obejmował siłę wyporu oraz siłę oporu ośrodka. Dane wejściowe do obliczeń przepływu prądu zdefiniowano za pomocą procedur UDF w postaci funkcji zdeklarowanych przez autorów. Przebieg sinusoidalny prądu przemiennego przypisano objętościom elektrod. W celu ograniczenia wymagań mocy obliczeniowej obniżono częstotliwość prądu z 50 Hz do 0,0167 Hz, co umożliwiło zamknięcie jednego cyklu mocy w jednej minucie. Badacze wykazali istnienie wąskiej strefy redukcji fazy gazowej i stałej, w której wytwarzana jest przeważająca część fosforu. Górna granica tej strefy zależy głównie od składu chemicznego peletów oraz przewodności i przepuszczalności złoża, podczas gdy dolna granica jest uwarunkowana właściwościami strukturalnymi i porowatością wsadu. Badania wykazują, że etapem limitującym cały proces nie jest sama szybkość reakcji, lecz dyfuzja uwolnionego gazu do powierzchni węgla na koksie. Analiza wykazała również, że większość wymiany ciepła między nowymi peletami a gorącym gazem zachodzi w górnej warstwie złoża o grubości 0,5 metra. Udana walidacja modelu z rzeczywistym procesem wykazała brak wad numerycznych.

3.3.3 Modelowanie zjawisk plazmowych i łuku elektrycznego w piecach EAF

Rozszerzeniem niniejszych rozważań jest analiza pieców łukowych EAF, stanowiących konstrukcje pokrewne do wcześniej omówionych urządzeń. Poniżej przedstawiono opisy przypadków symulacyjnych uwzględniających specyfikę występowania łuku elektrycznego w tego typu piecach.

W pracy [72] autorzy opracowali model numeryczny elektrycznego pieca łukowego przeznaczonego do produkcji elektrokorundu (korundu brązowego). W badaniach skoncentrowano się na możliwie wiernym odwzorowaniu zjawisk związanych z występowaniem łuku elektrycznego. W celu uproszczenia analiz numerycznych zastosowano konfigurację jednoelektrodową, gdzie domenę obliczeniową stanowił ciekły top i elektroda grafitowa. Takie założenie umożliwiło przeprowadzenie obliczeń w układzie 2D, ponieważ rozpatrywana geometria ma charakter osiowo symetryczny. Na potrzeby modelu przyjęto następujące założenia:

- podczas wytopu nie powstaje żużel,
- całe ciepło generowane w układzie pochodzi od łuku elektrycznego,
- pominięto generację mocy cieplnej w wyniku efektu Joule'a,
- w piecu nie występuje odchylenie łuku,

- interfejs elektroda–wsad jest płaski,
- ciekły materiał porusza się ruchem laminarnym.

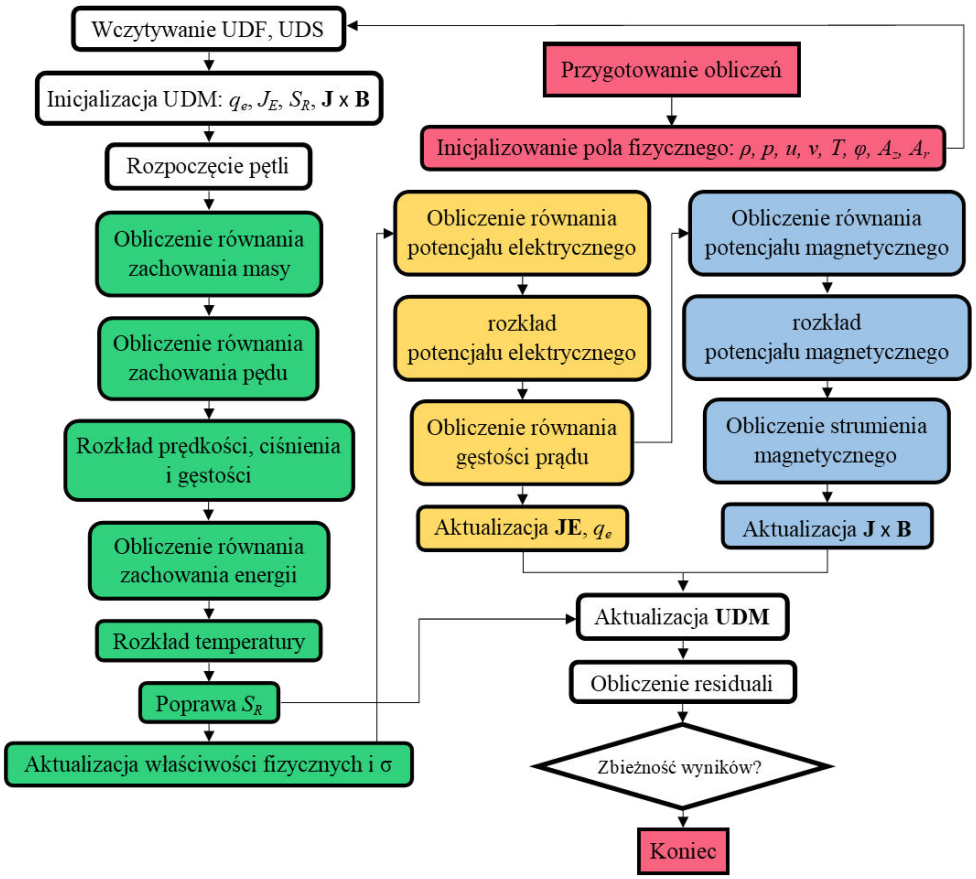
Do modelowania łuku elektrycznego zastosowano rotacyjny model objętościowego źródła ciepła Gaussa (Rotary-Gauss Body Heat Source Model). Model hydrodynamiczno – cieplny uwzględniał konwekcję naturalną występującą w ciekłym topie, opisywaną z wykorzystaniem przybliżonego modelu Boussinesq. Bilans energii uwzględniał wymianę ciepła przez promieniowanie, modelowaną przy użyciu przybliżenia Rosselanda. Badania wykazały, że zjawisko lokalnego przegrzewania wsadu na szczycie elektrody utrudnia dyfuzję ciepła, co prowadzi do niepotrzebnych strat energii i spadku prędkości topnienia. Z kolei zwiększenie napięcia elektrod znacząco skraca czas topnienia, jednak proces ten odbywa się kosztem większego zużycia prądu i obniżenia ogólnej efektywności energetycznej. Stwierdzono również, że zmniejszenie stosunku wysokości do średnicy pieca oraz głębsze zanurzenie elektrod pozytywnie wpływają na równomierność temperatury i wydajność topienia, mimo ryzyka nieco większych strat ciepła do gazów.

Artykuł [73] przedstawia opis modelu plazmy wodorowej powstającej w wyniku oddziaływania łuku elektrycznego w łukowym piecu elektrycznym. W celu ograniczenia wymaganej mocy obliczeniowej badacze ograniczyli domenę obliczeniową do fragmentu elektrody oraz jeziorka ciekłego metalu znajdującego się bezpośrednio pod nią. W symulacji przyjęto dodatkowo, że plazma jest płynem newtonowskim w stanie lokalnej równowagi termodynamicznej, przepływ plazmy i ciekłej stali ma charakter laminarny, ciekła stal jest płynem nieściśliwym o stałych właściwościach fizycznych, a rozszerzalność cieplną uwzględniono przy użyciu aproksymacji Boussinesq'a. Powierzchnię jeziorka metalu traktowano jako płaską granicę. Transport masy, pędu i energii opisano równaniami Naviera–Stokesa. Łuk elektryczny modelowano jako naładowany płyn przewodzący podlegający opisowi magnetohydrodynamicznemu (MHD). Przyjęto założenie o jego ciągłości, co umożliwia zastosowanie klasycznych równań dynamiki płynów rozszerzonych o człony elektromagnetyczne. Bilans cieplny łuku obejmuje kilka mechanizmów generacji i strat energii: nagrzewanie Joule'a, efekt Thomsona związany z migracją elektronów oraz straty radiacyjne do otoczenia. Problem pola elektromagnetycznego w obszarze łuku rozwiązano stosując metodę potencjału elektrycznego oraz magnetycznego potencjału wektorowego. Gęstość prądu w kierunku osiowym i promieniowym wyznaczono z prawa Ohma. Natężenie pola magnetycznego obliczono z wykorzystaniem magnetycznego potencjału wektorowego, natomiast osiową składową pola magnetycznego wyznaczono na podstawie prawa Ampère'a. Turbulentny przepływ łuku plazmy autorzy modelowali z wykorzystaniem modelu $k - \epsilon$ RNG. Oddziaływanie łuku plazmowego z ciekłym metalem modelowano jako problem dwufazowy z wykorzystaniem metody VOF (Volume of Fluid), ponieważ fazy te są niemieszające się. Kluczowym parametrem w analizie oddziaływań międzyfazowych jest napięcie powierzchniowe metalu; w tym celu do modelu VOF włączono model si-

ły powierzchniowej ciągłej CSF (Continuum Surface Force). Autorzy wykazali, że rdzeń temperaturowy plazmy wodorowej ma bardziej skoncentrowany, przypominający pocisk kształt w pobliżu elektrody. Charakteryzuje się on również znacznie wyższymi parametrami, osiągając maksymalną temperaturę na poziomie 29 624 K oraz prędkość rzędu 1 946 m/s, co wyraźnie przewyższa osiągi tradycyjnego łuku powietrznego. Dzięki temu plazma wodorowa silniej oddziałuje na stopiony materiał. Ponadto, strumień ten generuje wir o znacznie większym zasięgu, co radykalnie poprawia efekt mieszania oraz przyspiesza transfer energii i pędu w całej objętości pieca. Te ulepszone właściwości termodynamiczne mogą w praktyce przyczynić się do znacznego skrócenia czasu wytopu i obniżenia całkowitego zużycia energii. Aby zminimalizować ryzyko wybuchu związane z użyciem czystego wodoru, badacze zaproponowali bezpieczniejsze rozwiązanie polegające na podawaniu jego mieszanki z argonem przez wydrążoną elektrodę grafitową.

Autorzy artykułu [74] przedstawili opis symulacji numerycznych pieca łukowego prądu przemiennego z jedną elektrodą, przeznaczonego do produkcji stali. Domena obliczeniowa składała się ze strefy wylotu/zasypu, strefy łuku oraz kąpieli ciekłej stali. W celu przeprowadzenia analiz autorzy przyjęli następujące założenia:

- plazma łuku znajduje się stanie lokalnej równowagi termodynamicznej,
- plazma jest ośrodkiem optycznie cienkim, dlatego transport ciepła przez promieniowanie uwzględniono jako objętościową stratę energii promieniowania,
- plazma modelowana jest w stanie ustalonym,
- pominięto zjawisko odparowywania ciekłej stali oraz deformacje jej powierzchni swobodnej,
- obliczenia wykonano dla osiowo symetrycznego modelu dwuwymiarowego (2D).



Rys. 3.2: Schemat blokowy metody obliczeniowej sprzężonych pól fizycznych [74]

Na tej podstawie opracowano kompleksowy model procesu, obejmujący podmodele: elektromagnetyczny, termodynamiczny oraz hydrodynamiczny. Równania zachowania pędu rozszerzono o model turbulencji $k-\epsilon$ oraz człon źródłowy odpowiadający sile Lorentza. Ponieważ w analizowanym układzie dominującym mechanizmem wpływającym na ruch jest dyfuzja pola magnetycznego, w modelu uwzględniono równania Maxwella. Bilans cieplny w układzie składa się z konwekcyjnego transportu ciepła w plazmie, ciepła efektu Thomsona związanego z transportem elektronów, ciepła kondensacji elektronów osadzanych na granicach warstw, ciepła promieniowania plazmy. Wszystkie wymienione efekty zostały uwzględnione jako człony źródłowe w głównym równaniu zachowania energii. Schemat przyjętego przez autorów podejścia przedstawiono na rysunku 3.2. W warunkach brzegowych autorzy przyjęli na wszystkich ścianach płynu warunek braku poślizgu. Na zewnętrznych ścianach układu przyjęto konwekcyjną wymianę ciepła z otoczeniem. Obszar generacji łuku zlokalizowano w centralnej części elektrody, w obszarze plamki katodowej o temperaturze 4130 K. Dodatkowo przyjęto, że wszystkie zewnętrzne ściany układu są magnetycznie izolowane, dlatego zewnętrzny warunek brzegowy dla strumienia magnetycznego wynosił 0. Temperatura plazmy mieści się w zakresie od 3 000 do 25 000 K, zatem to właśnie temperatura stanowi dominujący parametr wpływający na właściwości termofizyczne gazu, co zostało uwzględnione w modelu poprzez zależność właściwości materia-

łowych od temperatury. Obliczenia przeprowadzono w komercyjnym środowisku opartym na metodzie objętości skończonych ANSYS Fluent, gdzie rozwiązywano część termiczną i hydrodynamiczną modelu. Zjawiska elektromagnetyczne implementowano w postaci skalarów zdefiniowanych przez użytkownika (UDS). Wymiana danych pomiędzy równaniami realizowana była z wykorzystaniem pamięci zdefiniowanej przez użytkownika (UDMI) oraz funkcji zdefiniowanych przez użytkownika (UDF). Wykazali, że dominującymi czynnikami kształtującymi przepływ i parametry cieplne są długość łuku oraz natężenie prądu, a ich zmiany bezpośrednio modyfikują gęstość prądu, strumień ciepła i oddziałującą na ciekły materiał siłę Lorentza. Na podstawie tych analiz ustalono, że optymalne warunki pracy pieca obejmują zastosowanie anody w konstrukcji CLECIM, długość łuku 45 cm oraz natężenie prądu na poziomie 60 kA. Taka konfiguracja pozwala na poprawę efektu synergii pól o 6,6% i wzrost efektywności przyrostu temperatury o 2,2% względem najsłabszego badanego wariantu z anodą ABB.

Rozdział 4

Optymalizacja, kierunki poprawy pracy pieców elektrodowych

Głównymi powodami, dla których coraz intensywniej badana jest optymalizacja procesów pirometalurgicznych w piecach oporowo-łukowych (SAF) są zaostrzające się normy środowiskowe, rosnące koszty energii oraz potrzeba zwiększenia efektywności produkcji. W ciągu ostatnich dekad opublikowanych zostało wiele prac dotyczących tematyki pieców elektrycznych stosowanych w procesach redukcji żużli metalurgicznych. Badania te dotyczyły zarówno dogłębnego zrozumienia kinetyki, jak i termodynamiki procesu redukcji, ale również określenia wpływu budowy i parametrów eksploatacyjnych pieców na ich wydajność. Dodatkowo możliwości prowadzenia przemysłowych eksperymentów w piecach do przerobu żużli metalurgicznych są poważnie ograniczone ze względu na wysokie koszty operacyjne oraz możliwości pomiaru poszczególnych parametrów. Z tego powodu komputerowe symulacje numeryczne stają się alternatywną i skuteczną metodą badania oraz optymalizacji procesów redukcji żużli metalurgicznych, a także projektowania pieców elektrycznych.

Optymalizacja pracy pieców SAF w procesie redukcji żużli miedziowych napotyka szereg wyzwań:

- **złożoność chemiczna żużla** – żużle miedziowe mają zmienny skład, co wpływa na ich właściwości fizyczne i chemiczne, a tym samym na efektywność procesu redukcji [75],
- **ograniczony dostęp do pomiarów** – ze względu na wysokie temperatury i konstrukcję pieców bezpośrednie pomiary temperatury i składu faz są praktycznie niemożliwe [76],
- **ochrona wymurówki** – ochrona wymurówki przed nadmierną erozją wywołaną zmianami temperatury lub warunkami chemicznymi jest kluczowa dla utrzymania długiej żywotności pieca, a tym samym redukcji kosztów operacyjnych [77].

Niniejszy rozdział ma na celu przedstawienie różnych strategii i technologii, które mogą przyczynić się do poprawy wydajności pieców elektrodowych, ze szczególnym uwzględnieniem procesu redukcji żużli miedziowych.

4.1 Rodzaje optymalizacji pracy pieców elektrycznych

4.1.1 Optymalizacja konstrukcji pieców elektrodowych

Podstawowym krokiem w optymalizacji elektrycznych pieców pirometalurgicznych jest modyfikacja ich konstrukcji, w tym pozycjonowania elektrod oraz doboru materiałów konstrukcyjnych. W literaturze przedmiotu można znaleźć wiele prac poświęconych modyfikacjom geometrii wanien piecowych, optymalizacji systemów chłodzenia, a także analizie wpływu głębokości zanurzenia i kształtu końcówek elektrod na generowanie ciepła.

Aby móc obiektywnie rozpatrywać zmiany konstrukcyjne układu, niezbędne jest zrozumienie wpływu parametrów geometrycznych na ilość wydzielanego ciepła Joule'a-Lenza. Współczynnik geometryczny zależy w głównej mierze od: średnicy elektrod, głębokości ich zanurzenia w żużlu, rozstawu osiowego oraz całkowitej wysokości warstwy żużla. Znaczenie tych parametrów dla przepływu prądu zostało szczegółowo zbadane przez Q. Jiao i N.J. Themelisa [78], którzy przeprowadzili serię eksperymentów na modelu laboratoryjnym symulującym pracę pieca przemysłowego (wykorzystując elektrody grafitowe zanurzone w roztworze soli oraz rtęć imitującą fazę metaliczną). Badania te wykazały, że determinujący wpływ na współczynnik geometryczny ma efektywna powierzchnia styku elektrody z żużlem. Ponadto współczynnik ten wykazuje liniową zależność od odwrotności głębokości zanurzenia elektrody. Zaobserwowano również, że wraz ze zwiększaniem zanurzenia maleje wpływ rozstawu elektrod, podczas gdy całkowita wysokość kąpieli żużlowej ma w tym kontekście znaczenie pomijalne.

Rozkład pól fizycznych w układzie jest również silnie uzależniony od orientacji przestrzennej elektrod, co ma szczególne znaczenie w piecach oporowo-łukowych (SAF) wykorzystywanych do przetopu rud metali nieżelaznych. Jak wykazano w opracowaniu [62], zmiana kąta nachylenia elektrod może znacząco modyfikować objętość powstającego stopu. Zmniejszenie kąta nachylenia sprzyja bardziej równomiernemu rozkładowi temperatury; dla kąta 30° względem płaszczyzny poziomej uzyskuje się najwyższą jednorodność gęstości prądu i temperatury, jednak kosztem bardzo niskiej wydajności (objętość jeziorka cieczy stanowi zaledwie 6,6% objętości wsadu). Znaczne zwiększenie nachylenia (do 75° lub 90°) powiększa strefę stopioną (odpowiednio 29,4% i 18,7% objętości wsadu), ale prowadzi do niekorzystnego topienia materiału na powierzchni wsadu. Odsłonięcie jeziorka

skutkuje drastycznym wzrostem strat cieplnych. Ostatecznie stwierdzono, że optymalnym układem jest kąt 60°, który zapewnia satysfakcjonującą wydajność topienia (18,6% objętości wsadu) przy jednoczesnym braku topienia powierzchniowego i utrzymaniu akceptowalnej jednorodności pól fizycznych.

Wpływ ułożenia elektrod jest dostrzegalny także w procesach produkcji krzemu metalicznego w piecach SAF [67], gdzie kluczowym parametrem optymalizacyjnym jest głębokość zanurzenia elektrod w stopie. Zmniejszenie tej głębokości faworyzuje rozrost strefy reakcyjnej w górnej części wsadu i poprawia ogólną wydajność wymiany ciepła o 14%. Zjawisko to odbija się jednak negatywnie na transporcie masy i wydajności produkcji krzemu, sprzyjając odkładaniu się SiC na dnie pieca. Z kolei głębsze zanurzenie elektrod przesuwa strefę wysokich temperatur w głąb pieca, co znacznie poprawia warunki wymiany masy, wykazując jednak negatywny wpływ na wydajność cieplną układu.

Kolejnym obszarem optymalizacji topologii pieca, w którym z powodzeniem wykorzystuje się analizy numeryczne (CFD), jest kształt samych końcówek elektrod. W pracy [63] udowodniono, że ostre krawędzie elektrod prowadzą do silnej koncentracji linii sił pola elektrycznego. Zastosowanie końcówek o kształcie elipsoidalnym pozwala na uzyskanie bardziej jednorodnego rozkładu wydzielanej mocy cieplnej. Wskazano również, że w badanej kąpieli maksimum generowanego ciepła przypada na przewodność elektryczną żużla rzędu 3 S/m.

Symulacje numeryczne, bazujące na metodzie elementów skończonych (MES), znajdują szerokie zastosowanie także przy doborze i optymalizacji obudów elektrod Søderberga, umożliwiając jednoczesne monitorowanie pozycji izotermy spiekania [79]. Tradycyjnie do konstrukcji osłon stosuje się stal nierdzewną 304, charakteryzującą się wysoką odpornością termiczną i korozyjną. Autorzy zbadali jednak materiały alternatywne, w tym stop Chromanite (18% Cr, 1% Ni), stal 3CR12 (12% Cr, 3% Ni) oraz stal miękką. Wyniki analiz wskazują, że zastosowanie tańszego o około 22% chromanitu do budowy płaszcza i żeber chłodzących jest rozwiązaniem optymalnym. Materiał ten pozwala na prawidłowe utrzymanie strefy spiekania masy na poziomie kleszczy kontaktowych. Wykonane analizy wytrzymałościowe potwierdziły również jego dobrą odporność na naprężenia termomechaniczne. Najwyższe naprężenia zredukowane von Misesa (380 – 412 MPa) zlokalizowano u podstawy kleszczy na skutek silnego gradientu temperatur. Mimo że wartości te są bliskie granicy plastyczności materiału, uznano je za dopuszczalne, ponieważ zlokalizowane są w obszarze, w którym elektroda jest już w pełni spieczona.

Poza modyfikacjami układu elektrod, istotnym aspektem jest sama budowa pieców do przerobu żużli metalurgicznych oraz ich parametry eksploatacyjne. Wytyczne projektowe dla pieców prostokątnych oraz integrację systemów chłodzenia szczegółowo omówiono w pracy [39]. Wydajność redukcji żużla miedziowego jest silnie zależna od reologii układu, co przeanalizowano w publikacji [80]. Wykazano tam, że odpowiednie warunki mieszania

(w tym z wykorzystaniem pola magnetycznego) oraz dodatki obniżające lepkość stopu ułatwiają proces opadania kropel metalicznych. Po wstępnym oczyszczaniu w piecu SAF pozwala na obniżenie zawartości miedzi w żużlu do poziomu 0,5–1%. Innym podejściem do poprawy efektywności procesu odmiedziowania jest odpowiednie sterowanie zasilaniem elektrycznym. Próby redukcji żużla w piecach EAF [81] wykazały, że wykorzystanie prądu przemiennego w pierwszej fazie, a następnie prądu stałego (ciągłego lub pulsującego) w fazie końcowej, zapewnia bardzo równomierny rozkład pola elektrycznego. Skutkuje to nie tylko znacząco niższą zawartością miedzi metalicznej w żużlu, ale także skróceniem czasu operacji i zmniejszeniem kosztów procesu.

4.1.2 Optymalizacja energetyczna

Podstawową strategią optymalizacyjną procesu redukcji żużli miedziowych jest poprawa efektywności energetycznej odzysku metali z żużli. Z podstawowego bilansu energii dla pieca oporowo-łukowego o średnicy 13 m, wyposażonego w transformator 13,5 MVA, wynika, że prowadzenie procesu redukcji magnetytu z 16% do 8% i podgrzanie żużla o 30 °C wymaga teoretycznie 45 kWh/tonę żużla. Jednakże w praktyce, ze względu na straty ciepła i inne czynniki, rzeczywiste zapotrzebowanie na energię wzrasta wraz z czasem przebywania żużla w piecu. Autorzy pracy [58] przeprowadzili badania nad optymalizacją pieca SAF w hucie Codelco Norte. W wyniku prac wykazali, że poprawę efektywności energetycznej procesu może przynieść zwiększenie wydajności pieca z 800 do 2000 ton żużla na dobę, co pozwala obniżyć jednostkowe zużycie energii z 180 do 65 kWh/tonę. Było to związane z wcześniejszym przewymiarowaniem pieca, a tym samym ze zbyt długim czasem przebywania żużla. Dodatkowo wykazano pozytywny wpływ zwiększenia mocy dostarczanej do pieca. Zwiększa to prędkość mieszania kąpieli, jednak negatywnie wpływa na temperaturę żużla, która może przekroczyć bezpieczne dla wyłożenia ogniotrwałego 1300°C. Temu problemowi zapobieżono poprzez dodatek stałego materiału o niskiej zawartości miedzi, który odbiera ciepło w procesie topnienia.

Aby uzyskać wyższą opłacalność energetyczną procesów przetopu w piecach elektrycznych, można skupić się na kilku głównych strategiach optymalizacji:

- optymalizacja czasu przebywania żużla,
- projektowanie warstwy zamrożonego żużla chroniącej wyłożenie ogniotrwałe,
- projektowanie systemów chłodzenia ścian pieca.

Badacze w pracy [62], oprócz optymalizacji konstrukcyjnej opisanej wcześniej, przeanalizowali wpływ zmiany napięcia zasilania na proces topienia dla optymalnego kąta nachylenia elektrod (60°). Analizy prowadzono w zakresie od 134 V do 210 V. Na bazie symulacji komputerowych wykazano, że zastosowanie najniższej wartości napięcia (134 V) nie daje możliwości stopienia materiału, ponieważ osiągana temperatura 1770 K jest zbyt

niska. Podniesienie napięcia do 210 V powoduje zwiększenie objętości stopionego wsadu do 28,1% objętości materiału. Wywołuje to jednak także niekorzystne efekty wynikające ze zwiększonego, nierównomiernego rozkładu temperatur. Prowadzi to do zwiększenia różnicy temperatury pomiędzy zewnętrzną i wewnętrzną powierzchnią elektrody do 891 K (dla 210 V) w stosunku do 714 K (dla 134 V). Ostatecznie można wyciągnąć wniosek, że zwiększenie napięcia poprawia efektywność topienia, jednakże w związku ze wzrostem temperatury nie można przekraczać granicy 2873 K, która powoduje drastyczny spadek żywotności elektrod.

Piece SAF są stosowane m.in. w produkcji metalicznego krzemu. Proces ten może być optymalizowany poprzez analizę wpływu zmiany napięcia prądu. Takie analizy przedstawiono w pracy [67]. Badacze przeanalizowali wpływ zakresu napięcia od 78 do 130 V na proces wymiany ciepła i masy (standardowe napięcie wynosiło 104 V). Analizy wykazały, że zmniejszenie potencjału elektrycznego poprawia wymianę ciepła w piecu o 35%. Jednak niekorzystnie wpływa to na wydajność wymiany masy, co obniża wydajność produkcji. Najniższe analizowane napięcie (78 V) pozwala na uzyskanie temperatury około 1794 K, co nie umożliwia zajścia wieloetapowej reakcji powstawania metalicznego krzemu. Zwiększenie napięcia powoduje znaczący wzrost generowanego ciepła (efekt Joule'a-Lenza) i łuku elektrycznego. Skutkuje to obniżeniem wydajności wymiany ciepła o 23%. Jednakże takie warunki poprawiają wydajność wymiany masy, zwiększając produkcję krzemu o około 56%.

Ciekawe i złożone podejście do optymalizacji cieplnej przedstawili badacze w artykule [72]. Zaprezentowali oni optymalizację wielokryterialną, której celem było rozwiązanie problemów nierównomierności temperatury i lokalnych przegrzań w strefie przyelektrodowej podczas produkcji korundu brązowego (Al_2O_3). W uproszczeniu, badacze chcieli uzyskać minimalizację czasu wytopu i przegrzania przy jednoczesnej maksymalizacji sprawności energetycznej i równomierności rozkładu temperatury. Na początku przeanalizowano wpływ pojedynczych parametrów na proces topienia. Wykazano, że zastosowanie płytszego, ale szerszego wsadu poprawia rozkład temperatury. Zmniejszenie stosunku wysokości do średnicy wsadu spowodowało skrócenie czasu topnienia o 12,1%. Natomiast minimalna wartość tego parametru spowodowała zwiększenie sprawności energetycznej pieca o 14,5% oraz równomierności rozkładu temperatury o 3,1%. Analizując wpływ głębokości elektrod, wykazano, że ich głębsze zanurzenie ułatwia transfer energii i izoluje cieplnie strefę roboczą. Zwiększenie zanurzenia elektrod do 60% wysokości wsadu spowodowało spadek czasu przetopu o 13,3% i wzrost sprawności energetycznej o 12%. Zauważono jednak, że nadmierne obniżanie elektrody może doprowadzić do przepalenia dna pieca. Ostatecznie sprawdzono, jak na proces topienia wpływa napięcie dostarczane do elektrod. Wykazano, że podniesienie napięcia z 20% do 100% wartości nominalnej powoduje drastyczne przyspieszenie transferu ciepła i masy, skracając czas topienia o 36%. Skutkuje to jednak

znaczącym spadkiem efektywności pieca o 7,0% oraz nasileniem się zjawisk lokalnego przegrzewania stopu w strefie przyelektrodowej. W drugim etapie badań wykorzystano analizę ortogonalną, na bazie której potwierdzono zasadność stosowania płytkich, ale szerokich objętości roboczych w piecach EAF z maksymalnie zanurzonymi elektrodami (w granicach bezpieczeństwa). Dodatkowo udowodniono, że analizowane parametry operacyjne wykazują silne efekty synergiczne. Ostatecznie badacze stworzyli złożony model predykcyjny z zastosowaniem sieci neuronowych (BP). Sieć neuronowa, wyuczona na bazie wyników z analiz CFD, posłużyła jako model zastępczy dla algorytmu genetycznego (NSGA-II). To właśnie optymalizacja genetyczna pozwoliła na wyznaczenie parametrów gwarantujących poprawę głównych wskaźników technologicznych procesu. Możliwe stało się skrócenie czasu topienia o 6,2%, zmniejszenie wskaźnika przegrzania o 4,1%, wzrost sprawności energetycznej o 6,8% oraz poprawa jednorodności rozkładu temperatury o 1,0%.

Rozdział 5

Pomiary w procesach wysokotemperaturowych w piecach elektrycznych

Temperatura oraz prędkości mieszania płynnych materiałów w piecach SAF i EAF są kluczowymi parametrami pozwalającymi na optymalizację procesów metalurgicznych. Warunki panujące w tych urządzeniach należą do jednych z najbardziej ekstremalnych w przemyśle hutniczym. W piecach EAF, stosowanych do topienia stali, temperatura kąpieli metalowej wynosi 1500–1700 °C, natomiast w strefie plazmy łuku elektrycznego sięga ona 3500–4000 °C. W przypadku pieców SAF, wykorzystywanych w procesie odmiedziowania żużla, temperatura kąpieli żużlowej utrzymuje się w zakresie 1300–1550 °C. Tak ekstremalne obciążenia cieplne, w połączeniu z agresywnym środowiskiem chemicznym, silnymi polami elektromagnetycznymi, wysokim zapyleniem oraz obecnością ciekłych metali i żużli, narzucają poważne ograniczenia na stosowane techniki pomiarowe. Dobór odpowiedniej metody diagnostycznej wymaga uwzględnienia wielu czynników, w tym oczekiwanej dokładności, częstotliwości pomiarów, trwałości czujników oraz bezpieczeństwa obsługi. Niniejszy rozdział poświęcony jest opisowi metod pomiarowych stosowanych w piecach SAF i EAF.

5.1 Metody pomiaru temperatury w warunkach pracy pieców elektrodowych

Kluczowym elementem kontroli procesu przetopu jest pomiar temperatury żużla i metalu. Odpowiednia wartość tej wielkości fizycznej umożliwia między innymi zainicjowanie procesów redukcji tlenków metali, stopienie stałego wsadu, a także bezpośrednio wpływa

na właściwości reologiczne żużla. Zbyt niska temperatura skutkuje gwałtownym wzrostem jego lepkości, co utrudnia separację kropel metalu w procesie redukcji oraz późniejszy spust żużla z pieca. Z kolei przegrzanie układu niekorzystnie wpływa na bilans cieplny (prowadząc do nadmiernego zużycia energii), a ponadto stwarza ryzyko uszkodzenia wymurówki ogniotrwałej pieca [47].

5.1.1 Metody kontaktowego pomiaru temperatury

Jednorazowe termopary kontaktowe

Najprostszym rozwiązaniem pozwalającym na punktowy pomiar temperatury ciekłego metalu bezpośrednio w piecu jest jednorazowa termopara zanurzeniowa. Umożliwiaja ona okresową kontrolę cieplną płynnej kąpieli. Składa się z dwóch przewodów wykonanych z odpowiednich materiałów termoelektrycznych. W przemyśle najczęściej stosowane są termopary typu S (PtRh10-Pt), typu R (PtRh13-Pt) oraz typu B (PtRh30-PtRh6), umożliwiające pomiary w zakresie od 1100 do 1800 °C. Dla wyższych temperatur, sięgających 2000 °C, stosuje się termopary wolframowo-renowe (WRe3-WRe25). Przewody termoelementu są umieszczone w osłonie ogniotrwałej i odizolowane od siebie elektrycznie. Zewnętrzna tuleja nośna wykonana jest zazwyczaj z grubego, wielowarstwowego kartonu i zakończona ceramiczną, kwarcową lub stalową osłoną czujnika, dobieraną w zależności od temperatury mierzonego ośrodka. Termopary te montuje się na stalowych lub ceramicznych lancach pomiarowych w celu ich bezpiecznego wprowadzenia do płynnego metalu [82].

Istotnym ograniczeniem stosowania tego typu termopar jest punktowy i okresowy charakter wykonywanych pomiarów. Termopary zanurzeniowe działają na takiej samej zasadzie jak inne czujniki termoelektryczne, czyli do pomiaru wykorzystują zjawisko Seebecka. Dodatkowo, kolejne odczyty rzadko przeprowadzane są dokładnie w tym samym miejscu, co negatywnie wpływa na powtarzalność wyników. Innym źródłem błędów pomiarowych może być zbyt krótki czas ekspozycji lub zbyt płytkie zanurzenie czujnika w ciekłym metalu [82].

Optyczny system pomiaru temperatury topu z wykorzystaniem światłowodu

Ciekawą alternatywą dla termopar jednorazowych jest zastosowanie przewodów światłowodowych w osłonie stalowej, zanurzonych na stałe w ciekłym stopie. Temperatura wyznaczana jest na podstawie promieniowania podczerwonego transportowanego bezpośrednio do pirometru. Na końcu światłowodu, wewnątrz ciekłego stopu tworzą się warunki zbliżone do ciała doskonale czarnego. Promieniowanie to jest przetwarzane w pirometrze z wykorzystaniem prawa Plancka oraz przy założonej emisyjności. Metoda ta została za-

proponowana przez firmę Heraeus Electro-Nite, która deklaruje możliwość stosowania jej w zakresie temperatur 600–1850 °C z częstotliwością 50 pomiarów na sekundę [83].

Zaletą tej technologii jest możliwość wykonania pomiaru na żądanie, bez konieczności bezpośredniej obecności operatora przy piecu. Przeprowadzenie pomiaru nie wymaga otwierania pieca, dzięki czemu nie generuje on dodatkowych strat ciepła. Możliwość zwiększenia częstotliwości pomiarów poprawia kontrolę nad przebiegiem procesu (na przykład w fazie intensywnego stapiania wsadu). Pozwala to precyzyjniej określić moment zakończenia danego etapu, zapobiegać przegrzewaniu układu oraz redukować ryzyko krzepnięcia materiału w otworze spustowym [83].

5.1.2 Metody pośrednie

Termopary światłowodowe

Tradycyjne pomiary temperatury wyłożenia pieca opierają się na punktowych pomiarach z wykorzystaniem termopar zainstalowanych wewnątrz elementów ogniotrwałych na różnych głębokościach. Alternatywą dla tego podejścia jest zastosowanie światłowodowych czujników temperatury wykorzystujących technologię DTS (ang. *Distributed Temperature Sensing*). Technologia ta pozwala przekształcić standardowe włókno światłowodowe w ciągły czujnik pomiarowy działający na całej jego długości. Systemy DTS w zastosowaniach hutniczych opierają się na analizie nieliniowych zjawisk rozpraszania światła w ośrodku szklistym, w szczególności rozpraszania Brillouina oraz rozpraszania Ramana [84, 85].

W klasycznym rozwiązaniu do włókna światłowodowego wprowadza się krótkie impulsy laserowe, a następnie rejestruje sygnał światła wstecznie rozproszonego wzdłuż jego długości. Czas powrotu sygnału jest jednoznacznie powiązany z odległością od początku włókna (zgodnie z zasadą reflektometrii w dziedzinie czasu, ang. *Optical Time-Domain Reflectometry*, OTDR), co pozwala przypisać sygnał do konkretnego miejsca wzdłuż linii pomiarowej. Intensywność określonych składowych rozproszonego światła silnie zależy od lokalnej temperatury w wyniku zjawiska nieelastycznego rozpraszania Ramana. Dzięki temu, z analizy stosunku intensywności odpowiednich prążków widmowych (silnie zależnej od temperatury składowej anty-Stokesowskiej oraz składowej Stokesowskiej), możliwe jest wyznaczenie temperatury w każdym punkcie włókna [84, 85].

Technologia oparta na rozpraszaniu Brillouina (wykorzystująca zjawisko akustycznych drgań sieci krystalicznej – fononów) pozwala na pomiar temperatury poprzez detekcję przesunięcia częstotliwości fali rozproszonej (ang. *Brillouin frequency shift*, ν_B). Główna przewaga tej technologii nad punktowymi czujnikami temperatury (takimi jak czujniki rezystancyjne RTD czy termopary) polega na możliwości ciągłego, przestrzennego profilowania temperatury. Umożliwia to natychmiastowe wykrywanie powstawania lokalnych,

tzw. gorących punktów (ang. *hot spots*) na ścianach bocznych i na dnie reaktora, co pozwala skutecznie zapobiegać przepaleniu wymurówki i wyciekowi żużla [84, 85].

Metoda pomiaru polega na:

- okresowej generacji impulsów świetlnych oraz rejestracji widma i intensywności światła wstecznie rozproszonego,
- odtwarzaniu profilu temperatury wzdłuż włókna pomiarowego na podstawie czasu przelotu impulsu świetlnego i prędkości jego propagacji w światłowodzie,
- generowaniu przestrzennego (3D) rozkładu temperatury wewnątrz wyłożenia na podstawie znanej geometrii ułożenia światłowodu.

Pirometria radiacyjna

Pirometria podczerwona jest najszerzej stosowaną metodą pomiaru temperatury w metalurgii. Metoda ta opiera się na pomiarze natężenia promieniowania podczerwonego emitowanego przez obserwowaną powierzchnię w wybranym zakresie widmowym. Wyróżnia się główne typy tych urządzeń. Pirometry bliskiej podczerwieni (ang. *Near Infrared*, NIR: 0,7–1,4 μm) umożliwiają pomiar w zakresie 700–3600 °C. Taki dobór pasma pozwala zminimalizować wpływ absorpcji promieniowania przez gazy trzyatomowe (H_2O, CO_2) obecne w atmosferze pieca. Z kolei urządzenia działające w zakresie długofalowej podczerwieni (ang. *Long-Wave Infrared*, LWIR: 8–14 μm) stosowane są do pomiaru niższych temperatur. Temperatura badanej powierzchni jest następnie wyznaczana na podstawie prawa Plancka przy założonej wartości jej emisyjności. Zasadniczym wyzwaniem w stosowaniu pirometrii podczerwonej jest precyzyjne określenie emisyjności mierzonej powierzchni oraz uwzględnienie jej zmienności w funkcji temperatury. Rozwiązaniem tego problemu są pirometry dwubarwne (ilorazowe). Mierzą one stosunek natężeń promieniowania w dwóch wąskich pasmach widmowych. Pozwala to częściowo skompensować wpływ nieznanej emisyjności, pod warunkiem, że obserwowana powierzchnia zachowuje się jak ciało szare (jej emisyjność jest niezależna od długości fali). Dla powierzchni o bardziej złożonym charakterze spektralnym stosowane są pirometry wielowidmowe. Wykorzystują one pomiary w $n + 2$ pasmach widmowych do wyznaczenia rzeczywistej temperatury, zakładając wielomianową zależność emisyjności od długości fali stopnia n [82].

Dokładność pomiaru temperatury z wykorzystaniem pirometrii IR zależy w dużym stopniu od:

- przyjętej wartości lub modelu emisyjności oraz jej zmian w czasie,
- czystości i stabilności toru optycznego (eliminacja wpływu pyłu, dymu czy osadzania się cząstek na oknie ochronnym).

Naturalnym rozwinięciem punktowej pirometrii podczerwonej jest termowizja, czyli zastosowanie kamer termowizyjnych. Technologia ta pozwala na przejście od pomiaru

punktowego do tworzenia dwuwymiarowych map termicznych badanej powierzchni. Urządzenia te opierają się na matrycach mikrobolometrycznych (pracujących w paśmie LWIR) lub fotodetektorach z zakresu NIR/SWIR. Kolejnym krokiem w rozwoju tej technologii jest obrazowanie wielowidmowe. Umożliwia ono jednoczesny pomiar temperatury i emisyjności na podstawie analizy promieniowania w kilku pasmach widmowych. Systemy tego typu, wykorzystujące matryce CCD, CMOS lub niechłodzone fotodetektory PbSe w paśmie MWIR, pozwalają na ilościowe mapowanie temperatury na powierzchniach o przestrzennie zmiennej emisyjności.

Istotnym ograniczeniem optycznych metod pomiarowych wewnątrz pieca jest tłumienie promieniowania przez atmosferę gazową (m.in. CO, CO_2, pyły) oraz dymy metalurgiczne. Zjawisko to jest szczególnie problematyczne w paśmie LWIR, gdzie zmiany tłumienia atmosferycznego rzędu 10% mogą skutkować błędami w wyznaczaniu temperatury pozornej rzędu setek stopni. W paśmie NIR i SWIR wpływ zaburzeń toru optycznego na końcowy błąd pomiaru temperatury jest znacznie mniejszy (wynika to bezpośrednio z charakterystyki krzywej Plancka dla fal krótkich). Fakt ten silnie sprzyja stosowaniu tych właśnie pasm w zastosowaniach pirometrycznych w metalurgii [82].

Pirometria akustyczna

Piece EAF charakteryzują się dużym zapyleniem oraz intensywnym promieniowaniem cieplnym. Cechy te znacznie utrudniają zastosowanie tradycyjnej pirometrii podczerwonej do pomiaru temperatury stopu. Technologią pozwalającą na stosunkowo dokładny pomiar w tych trudnych warunkach jest pirometria akustyczna. Technika ta wykorzystuje gazy procesowe jako ośrodek pomiarowy. Opiera się ona na termodynamicznej zależności prędkości propagacji fali dźwiękowej od temperatury absolutnej medium gazowego [86].

Wczesne systemy zakładały prostoliniową propagację fali, co przy silnych gradientach temperatury prowadziło do błędów rekonstrukcji pola rzędu 20%. Pomiar w tej metodzie polega na generowaniu krótkich impulsów o znanym widmie częstotliwości, a następnie rejestrowaniu sygnału akustycznego przez odbiornik zlokalizowany po przeciwnej stronie pieca. Na podstawie analizy korelacji wzajemnej sygnału nadanego i odebranego wyznaczany jest dokładny czas przelotu fali. Znając odległość między przetwornikami (długość drogi propagacji), oblicza się średnią prędkość dźwięku, a następnie średnią temperaturę na ścieżce pomiarowej, przy założeniu stałego i znanego składu gazów.

Nowoczesne systemy opierają się na sieci przetworników rozmieszczonych obwodowo na płaszczu pieca, co pozwala na rekonstrukcję dwuwymiarowych map temperatury gazów w wybranym przekroju, a nie tylko wzdłuż pojedynczej linii. Algorytmy takich układów implementują zasadę Fermata i wykorzystują rozwiązania równań różniczkowych Eulera dla dwuwymiarowego pola temperatury. Pozwala to skutecznie kompensować ugięcie

(refrakcję) promienia akustycznego wędrującego ku cieplejszym obszarom. Układy nadajników i odbiorników najczęściej instalowane są bezpośrednio nad powierzchnią kąpieli, aby precyzyjnie odwzorować charakterystyczne pole temperatury wpływające na procesy topienia oraz spalania tlenku węgla (CO) [86].

Pomiar ten może posłużyć do [86, 87]:

- monitorowania temperatury gazów w strefie łuku i nad jeziorkiem ciekłej stali w piecu EAF, co umożliwia optymalizację rozkładu mocy łuków, kształtowanie piany żużlowej oraz ograniczanie lokalnych przegrzań sklepienia i ścian bocznych,
- detekcji asymetrii pola temperatury, co może wskazywać na problemy z pozycjonowaniem elektrod lub niesymetryczne ułożenie wsadu,
- kontroli obciążenia cieplnego wyłożenia ogniotrwałego oraz elementów konstrukcyjnych w górnej części pieca i w kanałach odciągowych.

Ze względu na fakt, że wynik pomiaru zależy wyłącznie od właściwości mechanicznych ośrodka gazowego, metoda ta jest całkowicie niewrażliwa na zakłócenia wprowadzane przez intensywne promieniowanie cieplne. Ponadto, pirometria akustyczna umożliwia skuteczne wykrywanie chłodniejszych stref wewnątrz pieca, co bezpośrednio przekłada się na możliwość bardziej precyzyjnego sterowania procesem [86].

Do głównych zalet tej metody pomiaru temperatury należy jej nieinwazyjność. Pomiar realizowany jest w objętości gazów, bez konieczności wprowadzania sondy do ciekłego stopu. Technika ta charakteryzuje się szerokim zakresem pomiarowym (od 0 do 1900 °C) i pozwala na uzyskanie wiarygodnych wyników nawet przy wysokim poziomie szumów akustycznych otoczenia [88].

Z drugiej strony jej zastosowanie wiąże się z pewnymi wyzwaniami. Metoda ta wymaga dokładnej znajomości składu gazów w obszarze pomiarowym. Konieczne jest również zastosowanie metody detekcji wysoce odpornej na zakłócenia akustyczne (takie jak silne tło od wentylatorów i urządzeń pracujących na hali czy dźwięki generowane przez łuk elektryczny). Ponadto poprawne działanie systemu opiera się na precyzyjnym odwzorowaniu geometrii ścieżek pomiarowych oraz implementacji zaawansowanych algorytmów rekonstrukcji fali i pola temperatury [87].

5.2 Metody pomiaru przepływu i kinetyki mieszania

Do weryfikacji wielofizycznych modeli numerycznych procesów metalurgicznych niezbędny jest również pomiar parametrów hydrodynamicznych analizowanej cieczy. Prowadzenie badań w takich układach jest jednak wysoce problematyczne, ponieważ środowisko procesów metalurgicznych charakteryzuje się obecnością agresywnych korozyjnie cieczy o bardzo wysokiej temperaturze. Co więcej, media te są nieprzezroczyste, a specyficzna

konstrukcja pieców znacznie utrudnia fizyczny dostęp do powierzchni kąpieli. Ponadto, w procesach przetopu realizowanych w piecach elektrycznych występują strefy przepływu prądu o bardzo wysokim natężeniu, któremu towarzyszą silne pola elektromagnetyczne. Czynniki te mogą negatywnie oddziaływać na pracę wielu typów czujników, prowadząc do znacznych zakłóceń sygnału pomiarowego.

Metoda ultradźwiękowa wykorzystująca efekt Dopplera

Technika ultradźwiękowego pomiaru prędkości (wykorzystująca zjawisko Dopplera) może posłużyć jako doskonałe narzędzie do weryfikacji wyników analiz numerycznych. Jest ona szeroko stosowana do pomiaru prędkości w cieczach nieprzezroczystych, takich jak stopione metale, a także do badania przepływów wymuszonych oddziaływaniem elektromagnetycznym. Metoda ta opiera się na emitowaniu impulsów ultradźwiękowych przez przetwornik, a następnie rejestracji powracającego echa za pomocą tego samego lub dodatkowego przetwornika. Analizowane echa powstają, gdy fala ultradźwiękowa odbija się od drobnych cząstek (znaczników) rozproszonych w płynie. Na podstawie dopplerowskiego przesunięcia częstotliwości echa możliwe jest określenie lokalnej prędkości cząstki w cieczy. Obecność wielu znaczników w ośrodku pozwala na wygenerowanie licznych odbić, co z kolei umożliwia wyznaczenie całego profilu prędkości wzdłuż linii propagacji fali [89].

Jedną z głównych trudności w pomiarach z wykorzystaniem tej metody jest konieczność obecności w płynie cząstek rozpraszających falę akustyczną. Aby cząstki te wiernie odwzorowywały pole prędkości, ich gęstość musi być zbliżona do gęstości badanego ośrodka. Ciekłe metale charakteryzują się jednak wysokim napięciem powierzchniowym, co utrudnia jednorodne wymieszanie wprowadzanych znaczników [90]. W literaturze można znaleźć różne podejścia do rozwiązania tego problemu. Badacze wskazują, że dobrymi znacznikami mogą być naturalnie występujące inkluzje tlenków metali [89, 91]. Jednakże autorzy ci nie przedstawili bezpośrednich dowodów potwierdzających tę hipotezę. Innym, bardziej przekonującym założeniem jest to, że efekt odbicia fali wynika z obecności zanieczyszczeń w metalu, mikropęcherzyków gazu lub zjawiska mikrosegregacji faz [92, 93].

Kolejną wadą tych układów jest ograniczony zakres temperatur, w którym można stosować standardowe przetworniki piezoelektryczne. Zazwyczaj dopuszczalna temperatura ich pracy nie przekracza 200 °C [90]. Sondy typu HT-UDV pozwalają na pracę w temperaturze do 300 °C [94]. W specyficznych przypadkach niektóre materiały piezoelektryczne ($GaPO_4$ lub $LiNbO_3$) umożliwiają pracę w temperaturach sięgających nawet 900 °C. Jednakże, w związku z bardzo niskim współczynnikiem sprzężenia elektromechanicznego (piezoelektrycznego), materiały te nie nadają się do realizacji pomiarów metodą UDV [95].

Zastosowanie tradycyjnych metod pomiarowych w cieczach o temperaturze przekra-

czającej 1000 °C jest wysoce problematyczne ze względu na trudności w doborze materiału piezoelektrycznego o odpowiednio wysokiej temperaturze Curie. W pracy [96] przedstawiono możliwość pomiaru prędkości metodą UDV zmodyfikowaną o zastosowanie ceramicznego pręta buforowego (ang. *buffer rod*). Technika ta umożliwia realizację pomiarów w zakresie temperatur 1000–1200 °C. Długi pręt pełni w tym układzie podwójną funkcję: akustycznego falowodu oraz bufora termicznego. Pozwala to na odsunięcie obszaru detekcji od strefy wysokich temperatur i zastosowanie standardowego przetwornika pracującego w temperaturze pokojowej, opcjonalnie wspomaganego dodatkowym systemem chłodzenia. Proces pomiarowy polega na wprowadzaniu fal ultradźwiękowych poprzez pręt bezpośrednio do gorącego ośrodka, a następnie na rejestracji powracających ech odbitych, które propagują przez ten sam element do przetwornika. Badania wykazały również, że silny gradient temperatury wzdłuż pręta pomiarowego nie wprowadza istotnych zakłóceń do rejestrowanego sygnału [96].

Metody wykorzystujące pole elektromagnetyczne i siły Lorentza

Podstawę wszystkich opisanych poniżej metod pomiarowych stanowi prawo Ohma dla ruchomego przewodnika. Zewnętrzne pole magnetyczne wchodzi w interakcję z przepływającym ciekłym metalem, indukując wtórne pole magnetyczne oraz powstawanie mierzalnych sił (np. siły Lorentza).

Pierwszym urządzeniem wykorzystującym to zjawisko jest czujnik przesunięcia fazowego. Układ ten składa się z cewki nadawczej, generującej zmienne pole magnetyczne, oraz dwóch symetrycznych cewek odbiorczych umieszczonych na zewnątrz rury. Przepływ ciekłego metalu odkształca linie pola magnetycznego zgodnie z kierunkiem swojego ruchu. Zjawisko to zaburza pierwotną symetrię pola i wywołuje mierzalne przesunięcie fazowe między sygnałami z cewek odbiorczych, które jest wprost proporcjonalne do średniej prędkości płynu [97].

Innym systemem pomiarowym jest przepływomierz wiroprądowy (ang. *Eddy Current Flow Meter*, ECFM). Jest to zanurzeniowa wersja czujnika przesunięcia fazowego, umieszczana w specjalnej osłonie ochronnej. Zmienne pole magnetyczne cewki nadawczej indukuje w otaczającym czujnik płynie (ciekłym metalu) prądy wirowe. Przepływ tego płynu zaburza ich pierwotny, symetryczny rozkład, wprowadzając wyraźną asymetrię. Zjawisko to indukuje z kolei mierzalne przesunięcie fazowe pomiędzy sygnałami z cewek odbiorczych, na podstawie którego wyznaczana jest prędkość medium [98].

Autorzy pracy [99] zaprezentowali przepływomierz oparty na przejściowych prądach wirowych (ang. *Transient Eddy Current Flow Meter*, TEC-FM). Działanie tego urządzenia polega na nagłym włączeniu lub wyłączeniu prądu stałego w cewkach nadawczych. Skutkuje to wyindukowaniem w ciekłym metalu pierścienia prądów wirowych (stanowiącego

obszar zerowego pola magnetycznego), który jest następnie unoszony przez nurt cieczy. Śledzenie ruchu tego wymuszonego zaburzenia za pomocą cewek odbiorczych pozwala wyznaczyć prędkość przepływu całkowicie niezależnie od przewodności elektrycznej płynu, dzięki czemu metoda ta nie wymaga przeprowadzania kalibracji.

Innymi konstrukcjami przepływomierzy wykorzystujących oddziaływanie pola magnetycznego są przepływomierze wirnikowe oraz urządzenia z magnetycznym kołem zamachowym. Rozwiązania te opierają się na magnesach stałych, swobodnie osadzonych (łożyskowanych) w bliskim sąsiedztwie rury z płynącym metalem. Siły elektrodynamiczne, powstające w wyniku ruchu przewodnika w polu magnetycznym, wprawiają te elementy w ruch obrotowy. Ustalona prędkość obrotowa takiego układu jest bezpośrednio uzależniona od prędkości przepływu cieczy [100].

Metodą pomiarową wykorzystującą siły powstające w wyniku oddziaływania pola magnetycznego na poruszający się przewodnik jest welocymetria siły Lorentza (ang. *Lorentz Force Velocimetry*, LFV). Czujnik w tym układzie składa się z silnych magnesów stałych obejmujących rurę z płynącym ciekłym metalem. Względny ruch cieczy w statycznym polu magnetycznym indukuje prądy wirowe, które oddziałując z tym polem, generują siłę Lorentza hamującą przepływ. Zgodnie z trzecią zasadą dynamiki Newtona, na układ magnesów działa siła reakcji o tej samej wartości, lecz o przeciwnym zwrocie. Pomiar tej mechanicznej siły umożliwia precyzyjne wyznaczenie prędkości płynu [98].

Zminiaturyzowaną wersją tego rozwiązania jest metoda lokalnej welocymetrii siły Lorentza (ang. *Local Lorentz Force Velocimetry*). Polega ona na umieszczeniu niewielkiego magnesu stałego w bliskim sąsiedztwie ścianki, za którą przepływa ciekły metal. Taka konstrukcja sprawia, że strefa pomiarowa ograniczona jest wyłącznie do niewielkiej objętości płynu w warstwie przyściennej. Pomiar realizowany jest za pomocą trzech precyzyjnych czujników, które mierzą jednocześnie trzy składowe siły oraz momentu obrotowego [98].

Alternatywną techniką pomiarową, bazującą na zbliżonych zjawiskach, jest CIFT (ang. *Contactless Inductive Flow Tomography*). Umożliwia ona rekonstrukcję uśrednionego, trójwymiarowego pola prędkości w całej objętości badanej cieczy. Podstawę fizyczną tej metody stanowią dwie fundamentalne zależności. Zgodnie z uogólnionym prawem Ohma dla ruchomego przewodnika, zewnętrzne pole magnetyczne oddziałujące na poruszający się płyn indukuje w nim prądy wirowe. Następnie, zgodnie z prawem Biota-Savarta, prądy te generują z kolei wtórne pole magnetyczne. Pole to jest rejestrowane przez matrycę czujników (np. wysoce czułych cewek gradiometrycznych) rozmieszczonych wokół zbiornika. Ponieważ generowane pole wtórne jest niezwykle słabe, jego pomiar jest wysoce wymagający technicznie. W celu poprawy stosunku sygnału do szumu układ często wzbudza się polem zmiennym o niskiej częstotliwości (rzędu 1 Hz). Zabieg ten pozwala na skuteczne oddzielenie użytecznego, zmiennego sygnału pomiarowego od statycznych zakłóceń magnetycznych tła [98, 101].

Pośredni pomiar prędkości poprzez moment obrotowy

Innym podejściem do wyznaczenia prędkości przepływu w ciekłych metalach jest wykorzystanie pomiaru momentu siły. W tym celu opracowano system RDM (ang. *Rod Deflection Method*). Pierwotnie metoda ta powstała na potrzeby pomiaru prędkości mieszania ciekłej stali w procesie odlewania ciągłego. Innowacyjność tej technologii polega na możliwości prowadzenia pomiarów w ekstremalnie wysokich temperaturach (ok. 1600 °C), w których (jak wykazano wcześniej) inne metody pomiarowe nie znajdują zastosowania. Pierwowzorem tej techniki był system NDM (ang. *Nail Dipping Method*). Jest ona jednak obarczona znacznym błędem pomiarowym, ponieważ na jej wynik silnie wpływa warstwa żużla (o znacząco wyższej lepkości) unosząca się na powierzchni metalu. System RDM eliminuje ten problem, pozwalając na precyzyjny pomiar bezpośrednio w warunkach przemysłowych [102, 103, 104, 105].

Pomiar prędkości z wykorzystaniem systemu RDM opiera się na analizie równowagi sił oddziałujących na sondę zanurzoną w płynie. Sonda ta poddawana jest działaniu trzech głównych sił: siły ciężkości, siły wyporu oraz siły naporu hydrodynamicznego. Równowaga tych sił skutkuje wychyleniem pręta o kąt θ względem osi obrotu. Ponieważ siła naporu hydrodynamicznego jest wprost proporcjonalna do kwadratu prędkości cieczy, pozwala to na sformułowanie i rozwiązanie układu równań, z którego wyznaczana jest lokalna prędkość przepływu [103, 104].

Konstrukcja układu pomiarowego RDM opiera się na odpornej na wysokie temperatury, niemagnetycznej sondzie w postaci pręta, zanurzanej w ciekłym metalu. Kąt odchylenia odczytywany jest ze wskaźnika zlokalizowanego w osi obrotu, w której umieszczono łożysko. Dodatkowo, w celu poprawy rozdzielczości pomiarowej urządzenia, zastosowano przeciwwagę. Przesuwa ona środek ciężkości układu bliżej osi obrotu, co znacząco zwiększa czułość i precyzję pomiaru [102].

Rozdział 6

Cel, teza i zakres pracy

Głównym celem pracy było opracowanie oraz eksperymentalna walidacja trójwymiarowego, wielofizycznego modelu numerycznego opisującego zachowanie stopionego żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym z dwiema elektrodami. Obecnie stosowane metody pomiarowe nie pozwalają na precyzyjne określenie zachowania stopionego żużla, którego temperatura może osiągać około 1400 °C. Wynika stąd dodatkowy cel pracy, którym było przygotowanie metodyki walidacji wyników uzyskanych z symulacji numerycznych, oraz jej skuteczności przed zastosowaniem do pomiarów na rzeczywistej instalacji.

Na podstawie aktualnego stanu wiedzy sformułowano następującą tezę badawczą: **Opracowanie wielofizycznego modelu numerycznego żużla, zwalidowanego eksperymentalnie pod względem jego reprezentatywności, umożliwia analizę zjawisk cieplnych i przepływowych zachodzących w żużlu w zakresie niedostępnym dla metod pomiarowych, a także efektywną optymalizację konstrukcji pieca w celu zwiększenia intensywności mieszania oraz ograniczenia obszarów stagnacji.**

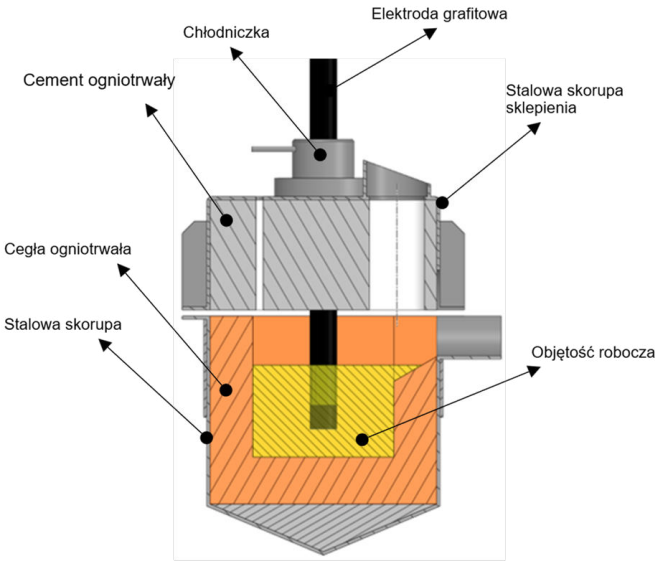
W ramach zealizacji założonych celów i weryfikacji przyjętej tezy zrealizowano następujący zakres pracy:

- przegląd literaturowy pozwalający na określenie problemu badawczego najsłabiej opisanego w literaturze;
- przygotowanie podmodeli zjawisk elektromagnetycznych oraz hydrodynamiczno-cieplnych;
- przygotowanie badań na instalacji pilotowej pieca oporowo-łukowego z dwiema elektrodami grafitowymi, w tym opracowanie systemu pomiarowego do prób przetopu żużla;
- porównanie wyników symulacji numerycznych z wynikami eksperymentalnymi i ich walidację;
- określenie metody optymalizacji pieca oporowo-łukowego;
- wykonanie analiz optymalizujących działanie pieca.

Rozdział 7

Obiekt badań – piec elektryczny

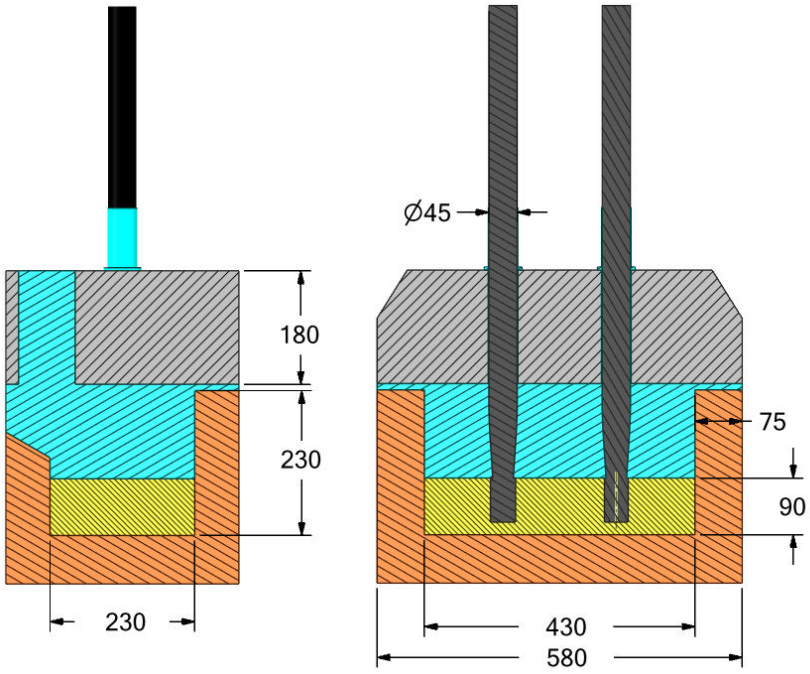
Przedmiotem badań jest laboratoryjny piec elektryczny na prąd zmienny (dwiema elektrodami grafitowymi) charakteryzujący się objętością roboczą 14,7 l oraz mocą znamionową 80 kVA. Urządzenie jest przeznaczone do prowadzenia wytopów materiałów o temperaturze topnienia nie wyższej niż 1500 °C. Na rys. 7.1 przedstawiono schemat przekroju pieca.



Rys. 7.1: Schemat przekroju pieca elektrycznego

Komora robocza pieca elektrycznego ma kształt prostopadłościenny o wymiarach 0,43 m × 0,23 m × 0,23 m. Wymiary te zostały przedstawione na schemacie pieca (rys. 7.2). Komora jest wyłożona ogniotrwałym materiałem ceramicznym (cegły magnezytowo – chromitowe Topkrom MCV produkowane przez zakłady Magnezytowe "Ropczyce" S.A.),którego głównym zadaniem jest akumulacja ciepła oraz ochrona stalowego pancerza (wykonanego ze stali żaroodpornej nr 1.4828 według normy PN-EN 10088-3 o grubości 5 mm) przed wysoką temperaturą topu. Wymurówka ma grubość 0,07 m i została dobrana tak, aby

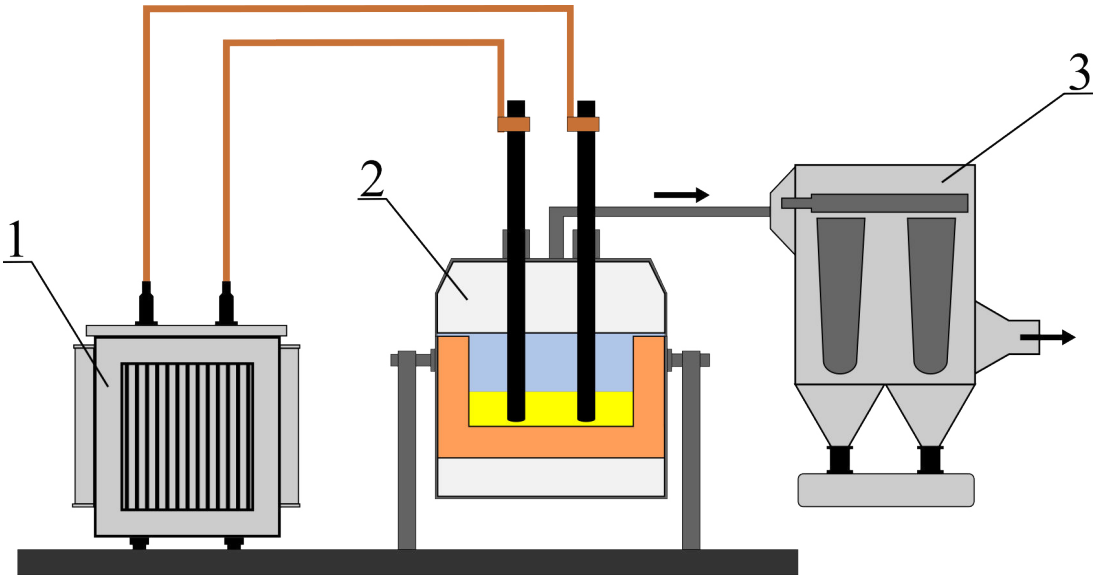
ograniczać straty ciepła oraz wykazywać się wysoką odpornością na stopiony żużel. Komora robocza od góry zamknięta jest pokrywą wykonaną z betonu żaroodpornego (BOK 160 produkowany przez Sieć Badawcza Łukasiewicz - Instytut Ceramiki i Materiałów Budowlanych)z dwoma otworami na elektrody. Beton osłonięty jest dodatkowo stalową skorupą chroniącą go przed uszkodzeniami. Gniazda elektrod wyposażone są w stalowe chłodnice wodne. Układ grzewczy pieca opiera się na dwóch elektrodach grafitowych, przez które przepływa prąd elektryczny.



Rys. 7.2: Schemat pieca elektrycznego z podstawowymi wymiarami (wartość wymiarów na rysunku w milimetrach).

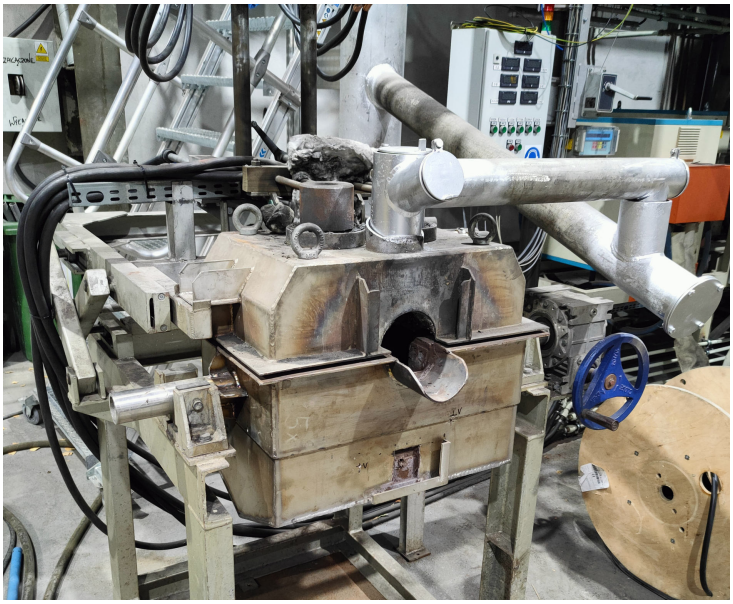
Prąd do elektrod dostarczany jest poprzez transformator jednofazowy firmy BREVE o nominalnej mocy 80 kVA i częstotliwości prądu wtórnego 50 Hz. Po stronie pierwotnej podawany jest prąd zmienny o napięciu 400 V i natężeniu 200 A. Urządzenie to ma możliwość transformowania napięcia sieciowego do poziomu napięcia od 25 do 100 V przy zapewnieniu wysokiej obciążalności prądowej (od 800 do 3200 A). Zastosowany transformator chłodzony jest powietrzem i posiada klasę izolacji H (180 °C).

Piec wyposażony jest w systemy pomocnicze, takie jak układ odciągu spalin wraz z filtrami workowymi, układ automatyczny pozwalający na zmianę napięcia prądu oraz ręczny system zmiany głębokości zanurzenia elektrod. Schemat instalacji pieca elektrycznego przedstawiono na rys. 7.3.



Rys. 7.3: Schemat instalacji pieca elektrycznego z dwoma elektrodami (1 – Transformator, 2 – Piec oporowo-łukowy, 3 – Filtr workowy)

Na rys. 7.4 zaprezentowano widok rzeczywistego stanowiska badawczego. Na fotografii widoczny jest piec elektryczny wraz z dwiema elektrodami grafitowymi oraz elementami instalacji odciągowej spalin.



Rys. 7.4: Instalacja laboratoryjnego pieca elektrycznego



Rys. 7.5: Zdjęcie wyłożenia ogniotrwałego znajdującego się w komorze roboczej pieca elektrycznego

Na rys. 7.5 przedstawiono wnętrze komory roboczej pieca. Można zauważyć lekką erozję cegieł wywołaną przeprowadzonymi testami walidującymi model numeryczny.

Rozdział 8

Metodyka pomiarów w analizowanym procesie

W celu walidacji systemu symulacji numerycznych pracy pieca elektrycznego, opracowanego w ramach rozprawy doktorskiej, przeprowadzono eksperyment na pilotowej instalacji dwuelektrodowego pieca zasilanego prądem przemiennym. Instalacja ta znajduje się w dyspozycji macierzystego instytutu autora [1]. Podstawowa konfiguracja stanowiska badawczego umożliwiała ciągły pomiar parametrów zasilania, rejestrując wartości chwilowe napięcia i natężenia prądu po stronie wtórnej transformatora. W celu eksperymentalnej walidacji wyników symulacji numerycznych konieczne było rozszerzenie układu pomiarowego o monitoring temperatury wewnątrz wyłożenia ogniotrwałego oraz w stopionym żużlu. Dotychczas stosowane metody pomiarowe (pirometr optyczny, lanca zanurzeniowa) mają charakter dyskretny, uniemożliwiając precyzyjny pomiar temperatury w identycznych punktach w czasie. To ograniczenie wykluczało ich wykorzystanie do wiarygodnej weryfikacji modelu numerycznego. Kolejnym istotnym wyzwaniem badawczym okazał się dobór odpowiedniej metodyki pomiaru prędkości przepływu żużla w piecu elektrycznym. W dotychczasowej działalności instytutu autora nie prowadzono prac mających na celu eksperymentalne wyznaczenie tego parametru. Wymusiło to opracowanie nowej metody pomiarowej, dostosowanej do specyficznych warunków wysokotemperaturowych panujących wewnątrz pieca.

[1] Sieć Badawcza Łukasiewicz – Instytut Metali Nieżelaznych w Gliwicach

8.1 Układ ciągłego pomiaru temperatury wyłożenia ogniotrwałego

W celu ciągłego pomiaru temperatury wewnątrz wyłożenia ogniotrwałego konieczna była instalacja termopar we wnętrzu cegieł. Do tego celu wykonano otwory pomiarowe, w których zainstalowano termoelementy typu K. Wykorzystane termopary charakteryzują się wysoką stabilnością pomiarową oraz szerokim zakresem pomiarowym obejmującym przedział temperatur od -200 °C do 1250 °C. Termoelementy te bazują na stopach NiCr i NiAl odpowiadających wymaganiom normy [106]:

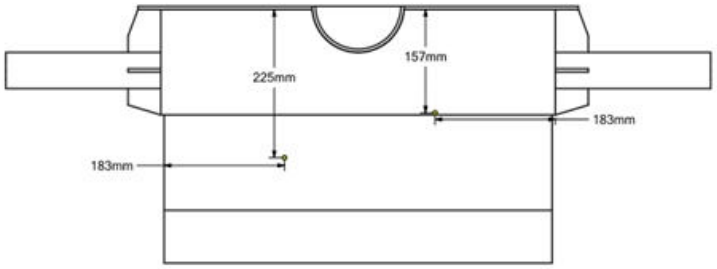
- przewód dodatni: stop NiCr (≈ 90% Ni, 10% Cr);
- przewód ujemny: stop NiAl (≈ 95% Ni, 5% Al z dodatkami manganu i krzemu).

Przykładową realizację termopary zainstalowanej w wymurówce przed wykonaniem spoiny przedstawiono na rys. 8.1. Druty termopary zabezpieczono ceramicznymi "koralikami" z Al_2O_3. Główną funkcją tych elementów jest izolacja drutów, zapobiegająca ich kontaktowi i minimalizująca ryzyko błędnych odczytów temperatury. Pomiar temperatury przy użyciu termopary jest metodą pośrednią opartą na zjawisku Seebecka, polegającym na generowaniu siły elektromotorycznej (SEM) w obwodzie składającym się z dwóch różnych przewodników, których złącza pomiarowe i odniesienia utrzymywane są w różnych temperaturach. Wartość SEM jest proporcjonalna do różnicy temperatur między złączami oraz właściwości materiałowych przewodników, a jej pomiar realizowany jest poprzez rejestrację napięcia. Z tego względu, zapewnienie kontaktu drutów termopary wyłącznie w miejscach określonych konstrukcyjnie ma kluczowe znaczenie.

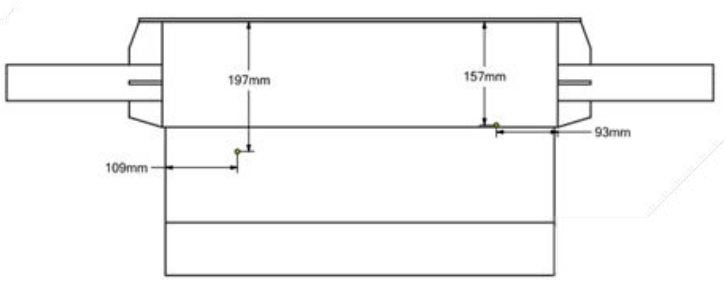


Rys. 8.1: Przygotowana termopara przed zamontowaniem w wymurówce

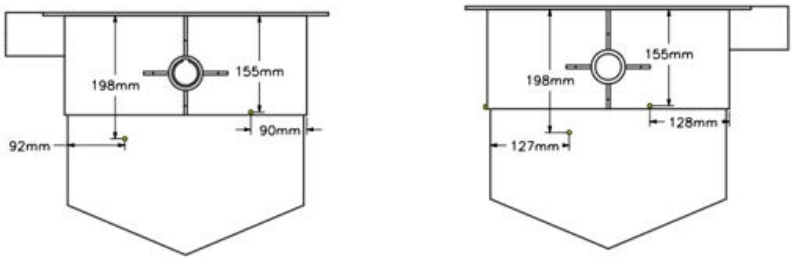
Pancerz pieca wyposażono w osiem otworów pomiarowych, rozmieszczonych po dwa na każdej ścianie. Schemat ich rozmieszczenia przedstawiono na rys. 8.2 – 8.5.



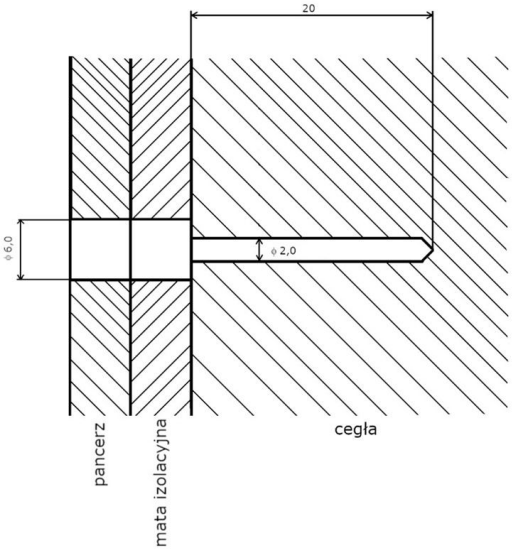
Rys. 8.2: Rozkład termopar na przedniej ścianie pieca



Rys. 8.3: Rozkład termopar na tylnej ścianie pieca

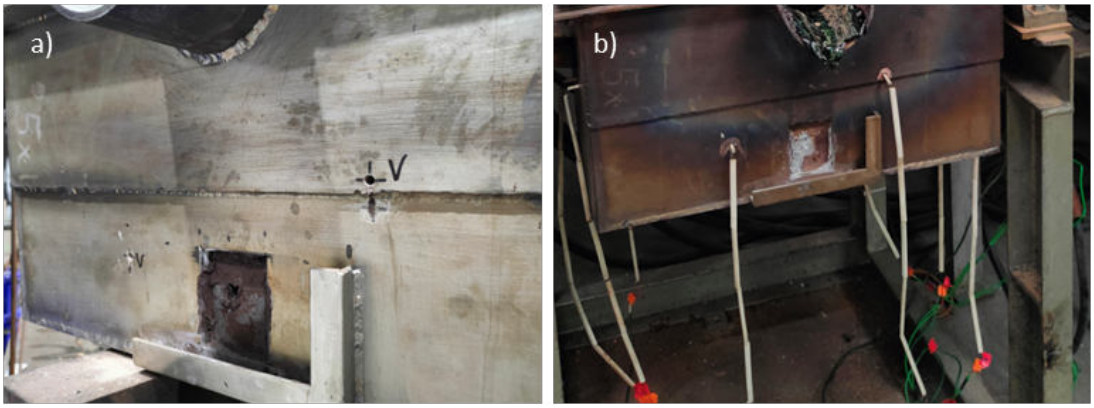


Rys. 8.4: Rozkład termopar na prawej i lewej ścianie pieca



Rys. 8.5: Schemat rozmieszczenia termopar

Zgodnie ze schematem rozmieszczenia termopar wykonano otwory w pancerzu i cegłach ogniotrwałych laboratoryjnej instalacji pieca elektrycznego. Na rys. 8.6 przedstawiono dwa przednie otwory pomiarowe (rys. 8.6a) oraz zainstalowane termopary (rys. 8.6b).



Rys. 8.6: Skorupa pieca przygotowana pod montaż termopar. a) skorupa z otworami; b) skorupa z zamontowanymi termoparami.

Zaletą zastosowania opisywanego układu pomiarowego jest szeroki zakres temperatur od -200 °C do 1260 °C, niski koszt oraz powszechna dostępność. Termopary charakteryzują się wysoką odpornością na utlenianie w atmosferze powietrza i dużą wytrzymałością mechaniczną. Dodatkowo wykazują szybki czas reakcji (ze względu na niewielkie wymiary złącza przewodów) oraz wysoką czułość ($\sim$ 41 µV/°C w zakresie temperatur do 0–1000 °C). Wadą termopary typu K jest dryf termoelektryczny, który może występować w wysokich temperaturach (powyżej 800 °C) na skutek utleniania przewodów. Zjawisko to prowadzi do wzrostu błędu pomiarowego podczas długotrwałej eksploatacji. Termopary te nie są zalecane do pomiarów w atmosferach silnie redukujących (np. w atmosferze wodoru) oraz przy wysokiej zawartości siarki w gazach. W zakresie temperatur od 200 °C do 500 °C termopara typu K może wykazywać zwiększony błąd pomiarowy, co wynika ze zmian właściwości stopu NiAl. Do prawidłowego funkcjonowania wymagają stosowania osłony ceramicznej, np. z Al_2O_3, co chroni przed wysoką temperaturą i agresywnym środowiskiem. Pomimo zidentyfikowanych wad, zastosowanie termopary typu K w pomiarach temperatury wymurówki jest uzasadnione. Czas trwania pomiaru wyłożenia wyniósł około 8 godzin, a temperatura w głównych punktach pomiarowych przekraczała wartość 600 °C. Dodatkowo, otoczenie termopary nie charakteryzowało się wysoką zawartością siarki ani występowaniem atmosfery redukującej, co minimalizuje ryzyko błędów wynikających z dryfu termoelektrycznego oraz wpływu środowiska na dokładność pomiaru.

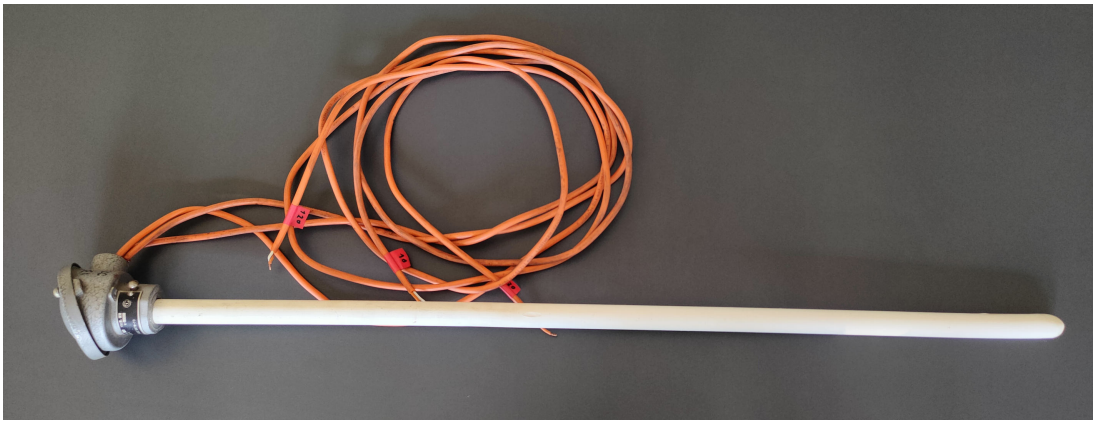
8.2 Układ pomiarowy ciągłej rejestracji temperatury żużla

W celu ciągłego monitorowania temperatury stopionego żużla w piecu elektrycznym wykorzystano termopary typu S, wyposażone w odpowiednie zabezpieczenia. Termopary te wykonane są z metali szlachetnych (platyny i rodu), a ich właściwości i parametry zostały określone w normie PL-EN 60584 [106]:

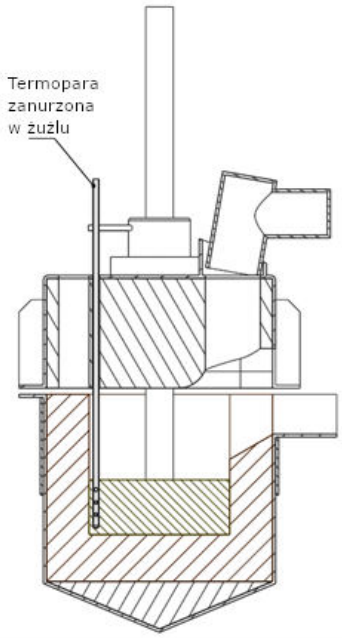
- przewód dodatni: stop Pt-Rh ($\approx$ 90% Pt, 10% Rh);
- przewód ujemny: czysta platyna (99,99% Pt).

Ze względu na wysoką stabilność metrologiczną, termopary typu S przez wiele lat stanowiły podstawę Międzynarodowej Skali Temperatury (IPTS-68) [107]. Zakres pomiarowy tych urządzeń obejmuje temperaturę od 0 °C do 1600 °C. Należy jednak zauważyć, że termopary typu S charakteryzują się stosunkowo niską i nieliniową czułością. Współczynnik Seebecka zwiększa się wraz ze wzrostem temperatury od około 0,6 µV/°C przy 0 °C do ok. 10–12 µV/°C przy 1600 °C, co implikuje konieczność wykorzystania nanowoltomierzy o wysokiej rozdzielczości i niskim poziomie szumów.

Układ pomiarowy temperatury żużla zbudowany z dwóch termopar typu S umieszczonych w osłonie alundowej, zainstalowanych na dwóch wysokościach (10 mm i 70 mm od dna osłony). Wygląd przygotowanej termopary w osłonie alundowej przedstawiono na rys. 8.7. Schematyczne ułożenie termopar w piecu i ciekłym topie ilustruje rys. 8.8.



Rys. 8.7: Termopary typu S w osłonie alundowej zastosowana do pomiaru temperatury żużla



Rys. 8.8: Schemat umiejscowienia termopary w żużlu

Kluczowym elementem systemu pomiarowego odpowiedzialnym za rejestrację wskazań termopar był szesnastokanałowy rejestrator Metronic MPI-CL-16-4 (rys. 8.9). Urządzenie umożliwia bezpośrednie podłączenie termopar typu K i S, a także współpracuje z czujnikami RTD Pt100, Pt1000, Ni100. Posiada przetwornik z wyjściem prądowym 0 - 20 mA / 4-20 mA oraz napięciowym w zakresie -0,8 V do 0,8 V lub rezystancyjnym 0 - 5 kΩ.



Rys. 8.9: Rejestrator temperatury zastosowany do zapisu danych

Zaletą stosowania termopar typu S jest możliwość pomiaru temperatur sięgających 1600 °C, co jest wymagane przy badaniach ciekłego żużla. Termopary te cechują się bardzo wysoką stabilnością i odpornością na dryf termoelektryczny w podwyższonych

temperaturach, co stanowi istotny atut dla planowanego zastosowania. Dodatkowo wykazują dużą odporność na utlenianie w atmosferze powietrza, wpływając pozytywnie na dokładność pomiaru w obecności gorących gazów. Wadą termopar typu S jest wysoka cena, jednakże ze względu na stosunkowo niewielką liczbę wykorzystywanych czujników ich zalety rekompensują ten koszt. Konieczne jest zastosowanie osłon ceramicznych, np. z Al_2O_3, co zostało uwzględnione podczas przygotowywania pomiarów. Powyższe zestawienie wskazuje na zasadność wyboru termopar typu S do pomiaru temperatury żużla w piecu elektrycznym.

8.3 Układ pośredniego pomiaru prędkości przepływu żużla

W badanym układzie pomiar prędkości cieczy musi być realizowany w temperaturze wynoszącej około 1400 °C oraz wewnątrz pieca o ograniczonym dostępie do powierzchni cieczy. Dodatkowo występują na niej zanieczyszczenia utrudniające wizyjną analizę prędkości powierzchniowej. Kolejnym wyzwaniem jest niska prędkość przepływu ciekłego żużla, przy czym jak wskazały symulacje, mieszanie topu wynika głównie z ruchów konwekcyjnych spowodowanych gradientem gęstości cieczy w zależności od temperatury.

W celu walidacji eksperymentalnej opracowano pośrednią metodę estymacji prędkości przepływu żużla, opartą na rejestracji momentu obrotowego generowanego w wyniku hydrodynamicznego oddziaływania kąpieli na sondę zanurzeniową. Realizacja pomiaru wymagała zastosowania miernika momentu obrotowego SAUTER DB 0.5-4 (rys. 8.10). Urządzenie to charakteryzuje się zakresem pomiarowym 0,0001–0,5 Nm z deklarowaną przez producenta dokładnością ±0,0025 Nm.

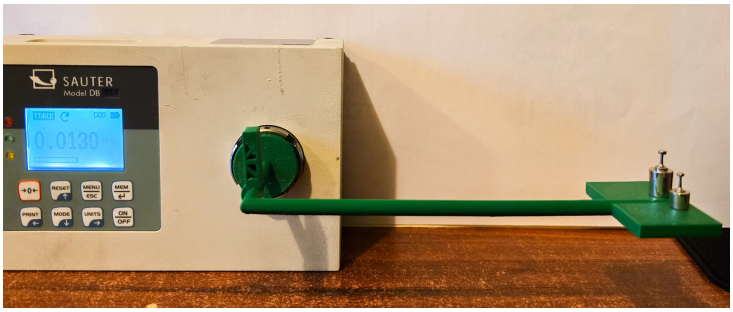


Rys. 8.10: Miernik momentu obrotowego SAUTER DB 0.5-4

Wyznaczenie rzeczywistej dokładności miernika momentu obrotowego

Dodatkowo przed wykonaniem wstępnych badań wykonano cechowanie miernika momentu obrotowego w celu potwierdzenia jego dokładności pomiarowej. Do kalibracji wykorzystano odważniki kalibracyjne o masach 1–10 g (z krokiem 1 g), wyprodukowane przez Zakłady Mechaniki Precyzyjnej.

Pomiar momentu obrotowego realizowano poprzez zamontowanie ramienia o długości 155 mm, na którego końcu umieszczono odważnik kalibracyjny. Jako punkt odniesienia dla pomiarów przyjęto wartość momentu obrotowego generowanego przez puste ramię pomiarowe. Układ pomiarowy przedstawiono na rys. 8.11.



Rys. 8.11: Układ cechowania miernika momentu obrotowego

Wyniki pomiarów zestawiono z wartościami teoretycznymi momentu obrotowego. Wartość momentu teoretycznego obliczono w oparciu o następujące równanie:

$$M = F \cdot d \cdot \sin(\alpha) \tag{8.1}$$

gdzie: F – wartość siły przyłożonej do końca ramienia, d – długość ramienia od osi momentometru do rzutu na ramię środka ciężkości masy wzorcowej, $sin(\alpha)$ – kąt pomiędzy kierunkiem ramienia a kierunkiem siły grawitacji (przyjęto 90°).

Wyniki pomiarów uzyskane na stanowisku badawczym porównano z wartościami wyznaczonymi teoretycznie (zależność 8.1). Błąd obliczono, wykorzystując wzór:

$$\Delta M = M_{zmi} - M_{obl} \tag{8.2}$$

gdzie: M_{zmi} – zmierzona wartość momentu obrotowego, M_{obl} – teoretyczna wartość momentu obrotowego.

Ponadto, w tabeli 8.1 zestawiono wartości momentu obrotowego po odjęciu składowej stałej błędu (rów. 8.4), wyznaczone na podstawie zależności 8.3.

$$M_{kor} = M_{zmi} - \left(\frac{(\sum_{i=1}^{n} \Delta M_i)}{n} \right) \tag{8.3}$$

gdzie n – to liczba pomiarów.

$$\Delta M_{kor} = M_{kor} - M_{obl} \tag{8.4}$$

Tabela 8.1: Wyniki cechowania miernika momentu obrotowego

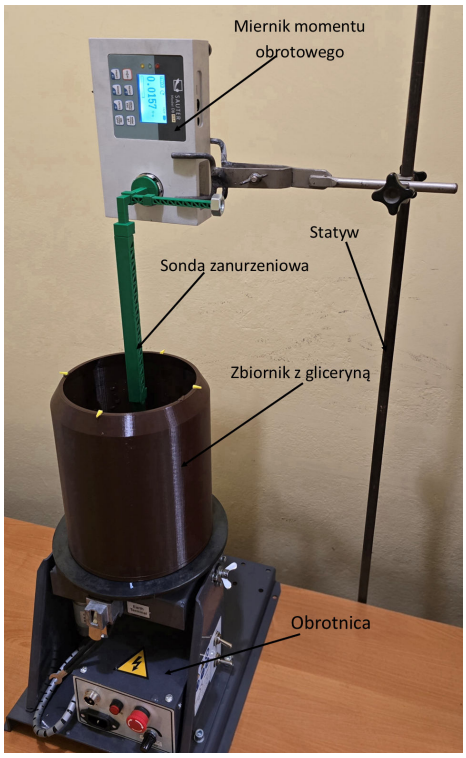
Masa odważnika [g]	**Obliczony moment obrotowy** M_{obl} [mNm]	**Zmierzony moment obrotowy** M_{zmi} [mNm]	**Błąd** ΔM_i [mNm]	**Skorygowany moment obrotowy** M_{kor} [mNm]	**Błąd** ΔM_{kor} [mNm]
1	1,52	1,48	-0,04	1,73	-0,21
2	3,05	2,88	-0,16	3,14	-0,09
3	4,57	4,34	-0,23	4,60	-0,0
4	6,10	5,86	-0,24	6,11	-0,01
5	7,62	7,49	-0,13	7,74	-0,12
6	9,15	8,87	-0,28	9,12	0,03
7	10,67	10,50	-0,17	10,75	-0,08
8	12,20	11,80	-0,40	12,05	0,15
9	13,72	13,45	-0,27	13,70	0,02
10	15,24	14,65	-0,59	14,91	0,34

Na podstawie danych zestawionych w tabeli 8.1 dokonano oceny dokładności pomiarowej miernika momentu obrotowego. Maksymalny wyznaczony błąd wyniósł -0,59 mNm, podczas gdy producent deklaruje błąd graniczny na poziomie ±2,5 mNm. Uzyskany wynik jest istotnie mniejszy od wartości deklarowanej, co wskazuje na możliwość osiągnięcia wyższej precyzji pomiarów, szczególnie w dolnym zakresie pracy urządzenia.

Analiza wykazała również występowanie stałej, ujemnej odchyłki, co pozwala zaklasyfikować ją jako błąd stały możliwy do skompensowania. Potencjalnym źródłem tego błędu może być niedokładne wypoziomowanie ramienia (odchylenie kąta α od 90° w zależności 8.1). Po uwzględnieniu poprawki (skorygowaniu o średni błąd), maksymalna odchyłka zmniejszyła się do poziomu maksymalnego 0,34 mNm (średnia ±0,11 mNm).

8.3.1 Badania wstępne weryfikujące metodę pomiaru momentu obrotowego za pomocą sondy zanurzeniowej

W celu weryfikacji założeń metody pomiarowej przygotowano stanowisko testowe (rys. 8.12).



Rys. 8.12: Instalacja testowa do weryfikacji metody pomiarowej momentu obrotowego

Stanowisko składało się z obrotnicy umożliwiającej regulację prędkości obrotowej zbiornika zawierającego ciecz o lepkości zbliżonej do ciekłego żużla. Zbiornik wypełniono gliceryną, wybraną ze względu na jej powszechną dostępność oraz charakterystykę reologiczną odpowiadającą badanemu żużlowi. W temperaturze 20°C lepkość dynamiczna gliceryny wynosi ok. 1,158 Pa · s. Wysokość cieczy podczas pomiarów utrzymywano na poziomie 152 mm. Zbiornik wyposażono dodatkowo w znaczniki umożliwiające określanie prędkości obrotowej metodą wizyjną. Sondę zanurzeniową wykonano metodą druku 3D z tworzywa sztucznego (PLA) rys. 8.13, a następnie zamontowano ją na mierniku. Sondę umieszczono w taki sposób, aby główna powierzchnia łopatki była prostopadła do kierunku przepływu cieczy, co miało zapewnić maksymalizację generowanego momentu obrotowego. Miernik momentu obrotowego został ustawiony nad zbiornikiem z pomocą statywu laboratoryjnego (rys. 8.12).



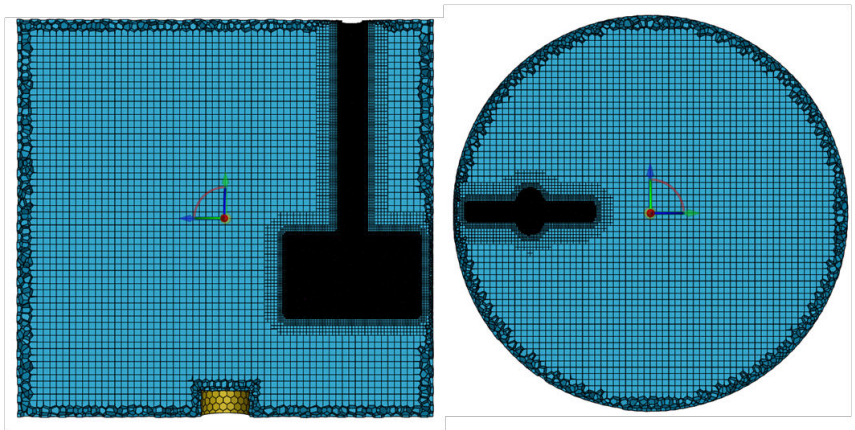
Rys. 8.13: Przygotowana metodą FDM sonda zanurzeniowa wykorzystana w testach weryfikacyjnych

Celem testu było potwierdzenie możliwości walidacji wyników symulacji przy pomocy zaprojektowanego układu pomiarowego. Eksperyment obejmował realizację dwóch serii pomiarowych, uwzględniających zmienną głębokość zanurzenia sondy oraz cztery prędkości obrotowe w przedziale 1 – 3 obr./min:

- wariant 1 – zanurzenie sondy 113 mm,
- wariant 2 – zanurzenie sondy 82 mm.

Ciągłą rejestrację momentu i prędkości obrotowej zrealizowano z wykorzystaniem metody wizyjnej. Procedura obejmowała wideo-rejestrację wyświetlacza miernika momentu oraz znacznika na krawędzi naczynia. Uzyskany materiał poddano cyfrowej analizie obrazu z wykorzystaniem biblioteki OpenCV [108]. Pozwoliło to na precyzyjne wyznaczenie rzeczywistej prędkości obrotowej zbiornika oraz uśrednionego momentu obrotowego działającego na sondę podczas pomiaru.

W celu porównania zgodności wyników eksperymentalnych z symulacjami opracowano model numeryczny układu w oprogramowaniu ANSYS Fluent 22R2. Geometrię modelu wykonano w oprogramowaniu ANSYS SpaceClaim 2022 R2, a siatkę obliczeniową utworzono z wykorzystaniem oprogramowania ANSYS Fluent Meshing 2022 R2 (rys. 8.14).



Rys. 8.14: Siatka numeryczna zastosowana w obliczeniach modelu porównawczego pomiaru momentu obrotowego

Tabela 8.2: Parametry siatki obliczeniowej modelu porównawczego obrotnicy

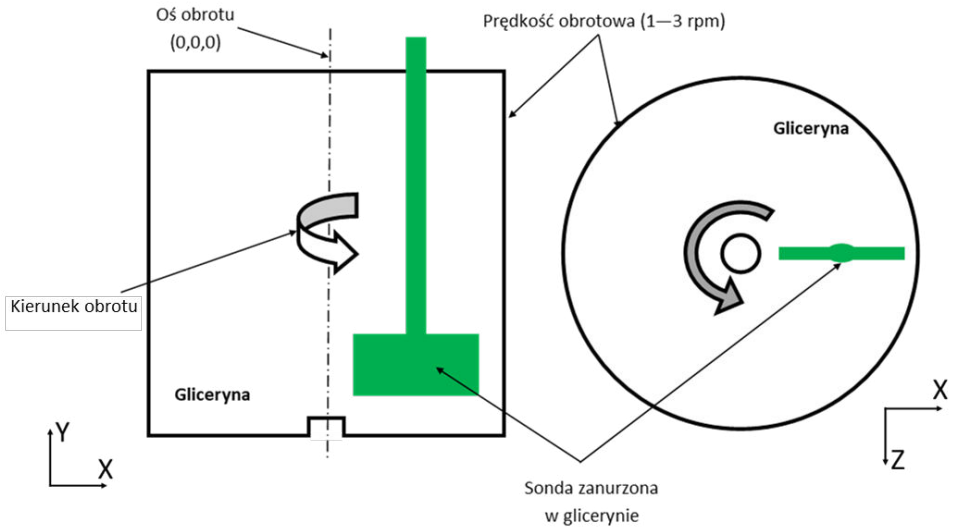
Parametr	**Wariant 1**	**Wariant 2**
Liczba elementów [-]	2 184 015	1 830 912
Liczba węzłów [-]	1 136 587	958 121
Typ elementów [-]	Hexcore + Polyhedral	Hexcore + Polyhedral
Minimalny rozmiar elementu [mm]	0,00016	0,00016
Maksymalny rozmiar elementu [mm]	0,00250	0,00250
Współczynnik skośności (skewness) [-]	0,29 (maksimum)	0,32
Jakość ortogonalna (Orthogonal Quality) [-]	0,21 (minimalna)	0,20

W oprogramowaniu ANSYS Fluent zostały zdefiniowane właściwości materiałowe gliceryny zgodnie z tab. 8.3.

Tabela 8.3: Właściwości fizyczne gliceryny w temp. 20°C

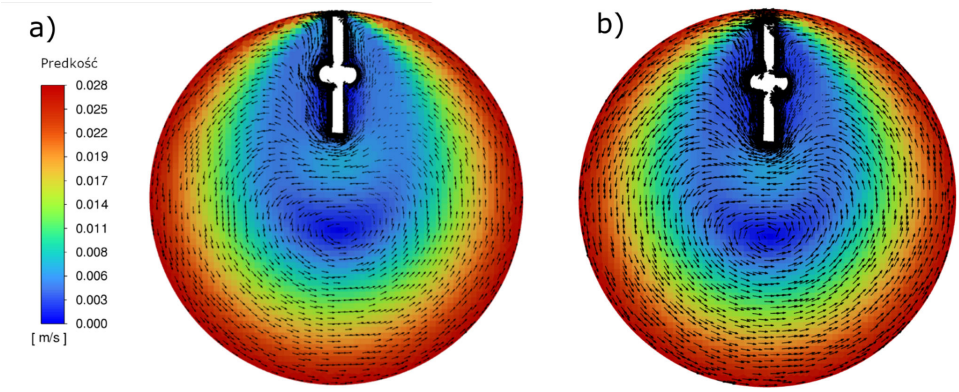
Gęstość [$\mathrm{kg \cdot m^{-3}}$]	1259,9
Dynamiczny współczynnik lepkości [$\mathrm{Pa \cdot s}$]	1,158

Prędkość obrotową wyznaczono w opisanym wcześniej eksperymencie. Warunek zdefiniowano w formie warunku brzegowego typu "Ruchoma Ściana" (ang. Moving Wall) na zewnętrznej ściance zbiornika oraz jego dnie względem osi centralnej, w zakresie wyznaczonym podczas eksperymentu, co pokazano na rys. 8.15.



Rys. 8.15: Warunki brzegowe zastosowane do wykonania symulacji

Tak przygotowana symulacja umożliwiła uzyskanie rozkładów prędkości gliceryny wynikających z oddziaływania ścianek zbiornika na płyn. Rozkład prędkości przedstawiono na rys. 8.16. Zaobserwowano, że największe prędkości występują w pobliżu ścianki zbiornika i maleją w kierunku środka. Na zamieszczonym rysunku widoczne jest również znaczne lokalne oddziaływanie zanurzonej sondy na płyn, objawiające się intensywnym obniżeniem prędkości w jej pobliżu.



Rys. 8.16: Rozkład prędkości w przekroju poprzecznym przez zbiornik. a) Wariant 1; b) Wariant 2

Uzyskane wartości prędkości przepływu płynu w zbiorniku umożliwiły obliczenie momentu obrotowego w punkcie przyłożenia sondy do miernika. W tym celu, na podstawie rzeczywistego stanowiska eksperymentalnego oraz modelu 3D, wyznaczono współrzędne punktu przyłożenia momentu, jak przedstawiono w tab. 8.4. Moment obrotowy był przyłożony w kierunku osi X.

W środowisku Ansys Fluent moment obrotowy wyznaczany jest na podstawie zależności:

$$M_{ans} = \left(\sum_{m=1}^{N} (\mathbf{r}^{(m)} - \mathbf{r}_{ref}) \times \mathbf{F}^{(m)} \right) \cdot \hat{\mathbf{e}} \tag{8.5}$$

gdzie N jest całkowitą liczbą ścian na powierzchni, $\mathbf{r}^{(m)}$ jest wektorem położenia środka ciężkości m-tej ściany, $\mathbf{r}_{ref}$ jest wektorem położenia środka momentu obrotowego, $\mathbf{F}^{(m)}$ jest całkowitym wektorem siły działającej na m-tą ścianę, $\hat{\mathbf{e}}$ jest wektorem jednostkowym osi momentu obrotowego.

Wektor siły $\mathbf{F}^{(m)}$ na każdej ścianie jest sumą sił ciśnienia $\mathbf{F}_p^{(m)}$ i lepkości $\mathbf{F}_v^{(m)}$ płynu działającego na tą ścianę zgodnie z równaniem:

$$\mathbf{F}^{(m)} = \mathbf{F}_p^{(m)} + \mathbf{F}_v^{(m)} = (-p^{(m)}\hat{\mathbf{n}}^{(m)} + \tau_{ij}^{(m)}\hat{n}_j^{(m)})A^{(m)} \tag{8.6}$$

gdzie $p^{(m)}$ jest ciśnieniem statycznym na m-tej ścianie, $\hat{\mathbf{n}}^{(m)}$ jest zewnętrznym wektorem jednostkowym normalnym do ściany, $\tau_{ij}^{(m)}$ jest tensorem naprężeń lepkościowych działającym na m-tą ścianę, a $A^{(m)}$ jest polem powierzchni m-tej ściany.

Tabela 8.4: Współrzędne punktu przyłożenia obliczanej wartości momentu obrotowego

	X [mm]	**Y** [mm]	**Z** [mm]
Wariant 1	48,88	402,46	0,66
Wariant 2	52,66	435,46	0,66

Tabela 8.5: Zestawienie porównawcze wyników wartości momentu obrotowego uzyskanego eksperymentalnie z wartościami uzyskanymi numerycznie w wariancie 1

Prędkość obrotowa [obr./min]	**Wartość zmierzona** [mNm]	**Wartość obliczona** [mNm]	**Błąd** [mNm]	**Skorygowany moment obrotowy** [mNm]	**Błąd** [mNm]
1,62	5,84	5,37	-0,47	5,93	0,08
2,14	7,63	7,09	-0,54	7,65	0,02
2,50	9,02	8,29	-0,73	8,85	-0,17
3,00	10,45	9,95	-0,50	10,51	0,06

W tab. 8.5 przedstawiono porównanie wartości momentu obrotowego uzyskanego eksperymentalnie z wynikami symulacji numerycznych dla wariantu 1. Analiza danych wykazała występowanie stałej, ujemnej odchyłki o maksymalnej wartości -0,73 mNm (średni błąd wynosi -0,56 mNm), co sugeruje obecność błędu stałego. Jego przyczyną są niedokładności w odwzorowaniu rzeczywistej geometrii układu pomiarowego w modelu numerycznym. Po uwzględnieniu stałej odchyłki, której średnia wartość wynosiła -0,56 mNm, wartość błędu spadła do maksymalnie -0,17 mNm (średnia 0,09).

Tabela 8.6: Zestawienie porównawcze wyników wartości momentu obrotowego uzyskanego eksperymentalnie z wartościami uzyskanymi numerycznie w wariancie 2

Prędkość obrotowa [obr./min]	**Wartość zmierzona** [mNm]	**Wartość obliczona** [mNm]	**Błąd** [mNm]	**Skorygowany moment obrotowy** [mNm]	**Błąd** [mNm]
1,63	7,92	7,93	0,01	7,55	-0,42
2,14	8,04	8,25	0,21	7,82	-0,22
2,50	9,25	9,76	0,50	9,33	0,07
3,00	10,72	11,91	1,19	11,48	0,76

W tab. 8.6 przedstawiono porównanie wartości momentu obrotowego wyznaczonych eksperymentalnie oraz obliczonych numerycznie dla wariantu 2. Zestawienie zawiera wyniki pomiarów i symulacji dla prędkości obrotowych wynoszących odpowiednio 1,63; 2,14; 2,50 oraz 3,00 obr $\cdot$ /min$\cdot$ Analiza danych wskazuje na ogólną zgodność pomiędzy wynikami eksperymentalnymi a numerycznymi, jednakże obserwuje się wzrost błędu wraz ze zwiększaniem prędkości obrotowej - od 0,01 mNm dla 1,63 obr./min do 1,19 mNm dla 3,00 obr./min (patrz tab. 8.6). Tak samo jak w poprzednim przypadku wskazuje to na błąd stały, którego przyczyną są niedokładności w odwzorowaniu rzeczywistej geometrii układu pomiarowego. Po uwzględnieniu średniej odchyłki wynoszącej 0,43 mNm, maksymalna wartość błędu spadła do poziomu 0,76 mNm (średnia 0,37 mNm).

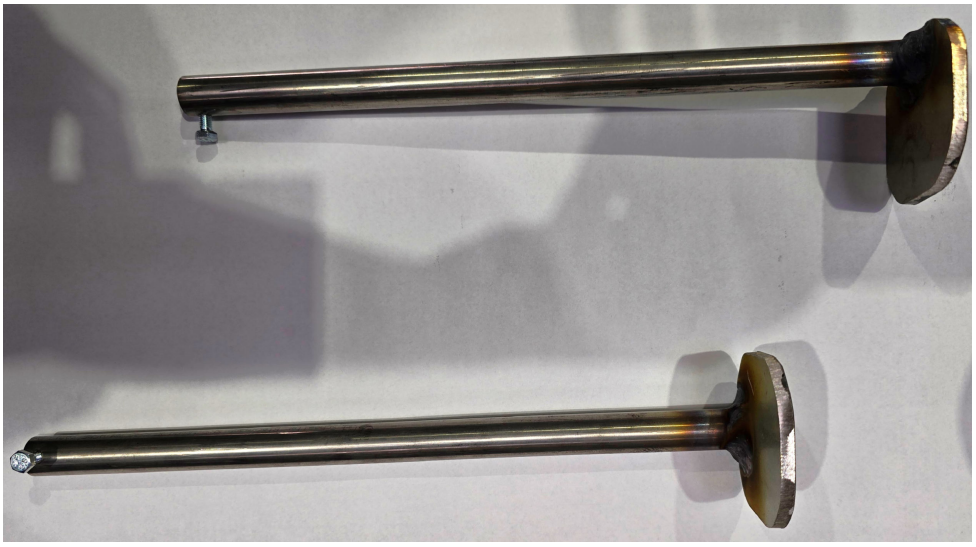
Zważywszy na brak alternatywnych metod pomiarowych dla cieczy wysokotemperaturowych oraz konieczność zastosowania sondy o zwiększonych gabarytach (gwarantujących odporność w ciekłym żużlu), uzyskany średni błąd pomiarowy wynoszący -0,56 mNm dla wariantu 1 oraz 0,43 mNm dla wariantu 2 można uznać za satysfakcjonujący.

Podczas przeprowadzanych pomiarów stwierdzono ograniczenie zakresu wskazań miernika do wartości poniżej 10 mNm. Ta właściwość urządzenia stanowiła utrudnienie w przygotowaniu procedury pomiarowej, ponieważ spodziewane wartości momentu obrotowego mieściły się poniżej tej granicy. W związku z tym, konieczne było zastosowanie dodatkowego obciążnika generującego moment obrotowy o wartości powyżej 10 mNm przy zerowej prędkości przepływu płynu. Zarejestrowaną wartość momentu obrotowego pomniejszono o składową pochodzącą od obciążnika. Przeprowadzone badania eksperymentalne potwierdziły możliwość wykorzystania miernika momentu obrotowego do pośredniego określania przepływu cieczy o charakterystykach zbliżonych do żużla w badanym procesie. Pomimo zaobserwowanych rozbieżności między wynikami pomiarów a analizami numerycznymi, zaproponowana metodyka pomiarowa wydaje się perspektywiczna. Stwierdzone błędy są relatywnie niskie, a specyfika docelowego środowiska pomiarowego – charakteryzująca się wysoką temperaturą i agresywnym medium – ogranicza możliwość zastosowania alternatywnych metod pomiaru przepływu płynów. Należy podkreślić, że prezentowany pomiar

nie stanowi bezpośredniej oceny prędkości żużla, lecz oferuje efektywną walidację modelu przepływowego obszaru żużlowego.

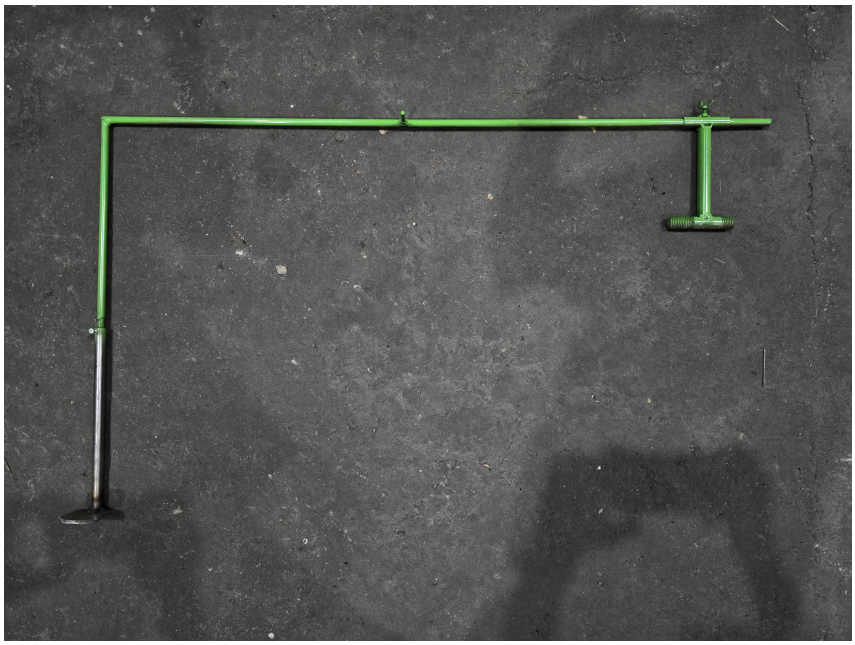
8.3.2 Budowa docelowego stanowiska pomiarowego na instalacji pieca elektrycznego

Aby umożliwić pomiar siły oporu gorącego żużla, konieczne było opracowanie i wykonanie sondy odpornej na temperaturę około 1200°C oraz zdolnej do generowania momentu obrotowego w osi miernika pod wpływem oddziaływania płynu przepływającego z dołu ku górze w przestrzeni roboczej pieca. W tym celu zaprojektowano i wykonano zanurzeniową sondę ze stali żaroodpornej, którą przedstawiono na rys. 8.17. Jak ilustruje rysunek, głównym obszarem oddziaływania żużla na sondę jest płaska powierzchnia łopatki umieszczona prostopadle do kierunku przepływu płynu.



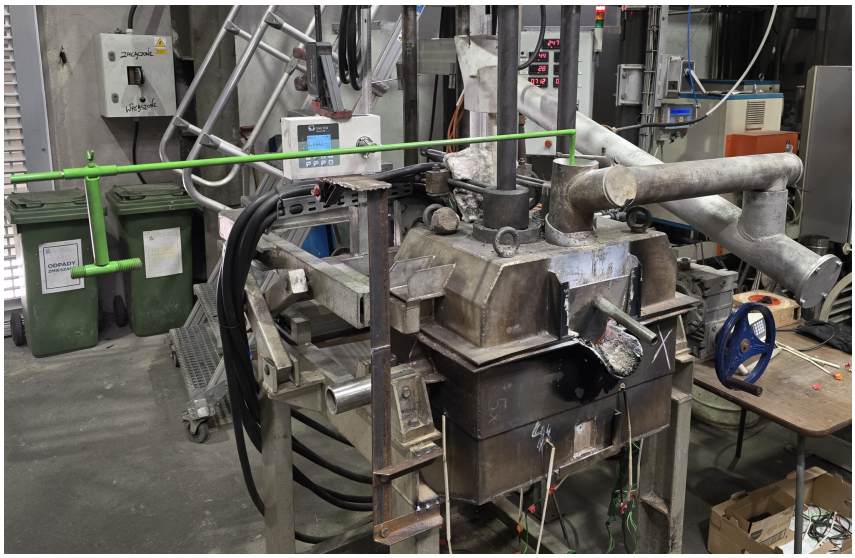
Rys. 8.17: Sonda zanurzeniowa do pomiaru momentu obrotowego wygenerowanego przez siłę oporu żużla

Sonda została zamontowana na ramieniu wykonanym ze stali żaroodpornej identycznej z materiałem sondy. W celu ochrony miernika przed nadmiernym nagrzewaniem spowodowanym gorącymi gazami, przewodzeniem ciepła oraz promieniowaniem cieplnym topu zastosowano ramię o długości 477 mm, które umożliwiało umieszczenie miernika w bezpiecznej odległości od pieca elektrycznego (rys. 8.18).



Rys. 8.18: Ramię mocujące sondę z miernikiem momentu obrotowego w instalacji pieca elektrycznego

Rys. 8.18 przedstawia wykonane ramię zakończone odważnikiem, umożliwiającym wygenerowanie niewielkiego momentu obrotowego bez udziału przepływu płynu oraz zrównoważenie wagi ramienia z sondą zanurzeniową. Zarejestrowana wartość stanowiła punkt zerowy i została wykorzystana w dalszej analizie do określenia momentu obrotowego generowanego przez konwekcyjny ruch żużla.



Rys. 8.19: Docelowa instalacja pomiarowa momentu obrotowego w piecu elektrycznym. Zielony element to sonda zanurzeniowa zainstalowana na mierniku momentu obrotowego

Rys. 8.19 ilustruje docelowy układ pomiaru momentu obrotowego. Element oznaczony kolorem zielonym przedstawia ramię pomiarowe z obciążnikiem, połączone z momentome-

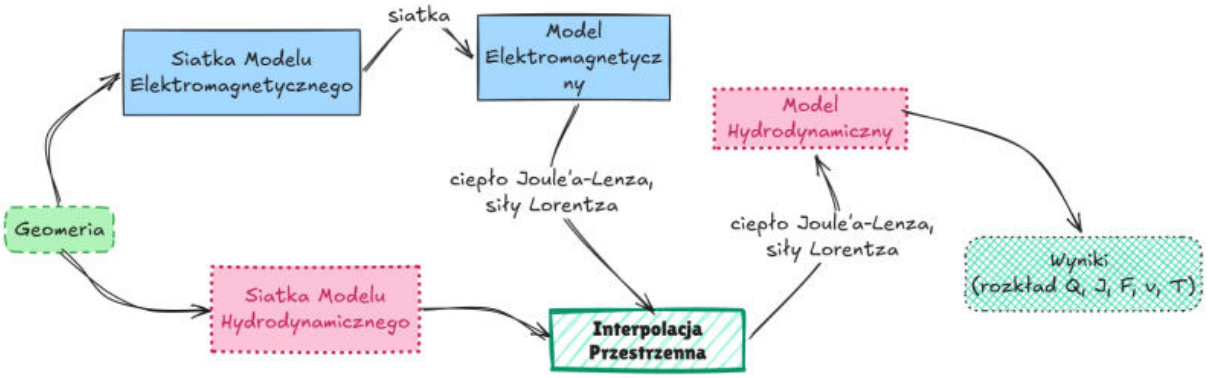
trem. Miernik momentu obrotowego zainstalowano na wsporniku ramy pieca w bezpiecznej odległości, aby zapobiec uszkodzeniu termicznemu urządzenia.

Jak wykazano w badaniach wstępnych zastosowany miernik momentu obrotowego charakteryzuje się wysoką dokładnością pomiarową, co stanowi istotny atut dla realizacji zaplanowanych pomiarów. Jak zostanie pokazane w dalszej części pracy, wykorzystanie pośredniej metody pomiaru prędkości mieszania żużla w piecu elektrycznym z wykorzystaniem sondy zanurzeniowej umożliwiła dodatkową walidację modelu hydrodynamicznego opracowanego w ramach niniejszej rozprawy doktorskiej. Ograniczeniem tej metody jest konieczność zastosowania wytrzymałej sondy zanurzeniowej, odpornej na temperatury rzędu 1200°C. Niemniej jednak, stanowi ona jedyną dostępną technikę pomiarową umożliwiającą określenie prędkości przepływu żużla w jego objętości.

Rozdział 9

Metodyka modelowania procesu

Przeprowadzenie symulacji numerycznych rozkładu temperatury i pola prędkości żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym z dwiema elektrodami grafitowymi wymaga opracowania modelu wielofizycznego, sprzęgającego zjawiska elektromagnetyczne, hydrodynamiczne oraz cieplne. Schemat opracowanego modelu przedstawiono na rys. 9.1.



Rys. 9.1: Schemat struktury wielofizycznego modelu pieca elektrycznego. Q_{JH} – wydajność objętościowa źródeł ciepła Joule'a-Lenza; F_{Lor} – gęstość objętościowa siły Lorentza; V – pole prędkości; T – rozkład temperatury.

9.1 Model elektromagnetyczny

Rozkład gęstości prądu **J** oraz indukcji magnetycznej **B** można wyznaczyć z wykorzystaniem analizy harmonicznej w oparciu o metodę elementów skończonych. W typowych zastosowaniach inżynierskich wymiar charakterystyczny układu L rzadko przekracza kilkaset metrów. Z tego względu dla prądu o częstotliwości 50 Hz spełniony jest warunek $L \ll \lambda$ (gdzie λ – długość fali elektromagnetycznej), a tym samym zjawiska propagacji fal można uznać za pomijalne. Spełnienie tego warunku pozwala na zastosowanie przybliżenia quasi-statycznego [109, 110, 111]. Dodatkowo w analizowanym układzie pomijalny jest

wpływ prądów przesunięcia. Warunek ten zachodzi, gdy przewodność elektryczna ośrodka jest znacznie większa od iloczynu pulsacji i przenikalności dielektrycznej ($\sigma \gg \omega_e \varepsilon$). Ponieważ przewodność elektryczna żużla wynosi 80 S/m, stosunek $\frac{\sigma}{\omega_e \varepsilon}$ jest rzędu 10^9.

W takim przypadku wektor potencjału magnetycznego $\mathbf{A}$ można opisać równaniem:

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} \right) + \mathrm{j}\omega_e \sigma \mathbf{A} = \mathbf{J}_s \tag{9.1}$$

gdzie: μ – przenikalność magnetyczna ośrodka, σ – przewodność elektryczna ośrodka, ω – częstotliwość kątowa, $\mathbf{J}_s$ – wektor źródłowej gęstości prądu.

Znając przestrzenny rozkład magnetycznego potencjału wektorowego $\mathbf{A}$, można wyznaczyć zarówno wektor indukcji magnetycznej $\mathbf{B}$, jak i całkowitą gęstość prądu $\mathbf{J}$ [109, 112]:

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \tag{9.2}$$

$$\mathbf{J} = -\mathrm{j}\omega_e \sigma \mathbf{A} \tag{9.3}$$

Objętościowym źródłem ciepła w analizowanym układzie jest moc wydzielana w żużlu na skutek efektu Joule'a-Lenza (Q_{JH}). Znając gęstość prądu, wyznaczoną na podstawie równania (9.3), wydajność objętościową tego źródła można obliczyć z następującej zależności:

$$Q_{JH} = \frac{1}{2} \frac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma} \tag{9.4}$$

Ciepło generowane w wyniku efektu Joule'a-Lenza stanowi kluczowy czynnik determinujący charakter mieszania żużla. Jak wykazują badania [109, 112], wartość objętościowego źródła ciepła Joule'a-Lenza (Q_{JH}) nie rozkłada się równomiernie w całej objętości kąpieli, lecz skupia się głównie w strefach przewężeń linii prądu, takich jak obszary pod biegunami elektrod, a także w strefach o podwyższonej rezystywności. Prowadzi to do powstawania znacznych, lokalnych gradientów temperatury, które stanowią bezpośrednią siłę napędową konwekcji naturalnej, wymuszającej cyrkulację płynnego żużla.

Dodatkowo model uwzględnia wpływ uśrednionej w czasie gęstości objętościowej siły Lorentza na przepływ stopionego żużla. Siła ta ($\mathbf{F}_{\mathrm{Lor}}$), stanowiąca pędowy człon źródłowy w równaniach Naviera-Stokesa, wynika z wektorowego oddziaływania gęstości prądu $\mathbf{J}$ oraz indukcji magnetycznej $\mathbf{B}$. Dla wymuszeń harmonicznych jej wartość wyznacza się z następującej zależności:

$$\mathbf{F}_{\mathrm{Lor}} = \frac{1}{2} \mathrm{Re} \left(\mathbf{J} \times \mathbf{B}^* \right) \tag{9.5}$$

gdzie: $\mathbf{B}^*$ oznacza sprzężenie zespolone wektora indukcji magnetycznej.

Makroskopowym efektem działania siły Lorentza w ciągłym ośrodku przewodzącym, jakim jest płynny żużel, jest powstawanie sił elektrodynamicznych. Występują one w objętości płynu jako siły masowe, wywołując efekt tzw. mieszania magnetohydrodynamicznego (MHD). Wartość składowej siły w danym punkcie zależy bezpośrednio od lokalnych modułów wektorów $\mathbf{J}$ i $\mathbf{B}$ oraz kąta między nimi, osiągając maksimum, gdy kierunki przepływu prądu i linii pola magnetycznego są do siebie prostopadłe.

9.2 Model hydrodynamiczny i cieplny

Przestrzenne rozkłady wydajności objętościowych źródeł ciepła Joule'a-Lenza oraz gęstości siły Lorentza stanowią podstawę budowy modelu hydrodynamicznego i analizy zjawisk wymiany ciepła. W ramach tej części modelu rozwiązywane są równania zachowania masy, pędu oraz energii. Metodykę rozwiązywania poszczególnych układów równań opisano w poniższych podrozdziałach.

Bilans zachowania pędu

Matematyczny opis ruchu płynnego żużla opiera się na równaniach Naviera-Stokesa, uzupełnionych o dodatkowe człony źródłowe pochodzące od sił masowych: siły Lorentza oraz siły wyporu termicznego (uwzględnianej zgodnie z przybliżeniem Boussinesqa). Dla płynu nieściśliwego, w stanie ustalonym oraz przy założeniu przepływu laminarnego, równanie zachowania pędu przyjmuje postać [109, 112]

$$\rho\nabla\cdot(\mathbf{vv}) = -\nabla p + \eta\nabla^2\mathbf{v} + \rho_0\mathbf{g} + \mathbf{F}_{\mathrm{Lor}} + \mathbf{F}_{\mathrm{Buoy}} \tag{9.6}$$

gdzie: ρ – gęstość płynu, ρ_0 – gęstość odniesienia (referencyjna), $\mathbf{v}$ – wektor prędkości płynu, p – ciśnienie, η – lepkość dynamiczna płynu, $\mathbf{g}$ – wektor przyspieszenia ziemskiego, $\mathbf{F}_{\mathrm{Lor}}$ – gęstość objętościowa siły Lorentza, $\mathbf{F}_{\mathrm{Buoy}}$ – gęstość objętościowa siły wyporu termicznego. Uwzględnienie konwekcji naturalnej w modelu numerycznym można zrealizować zasadniczo na dwa sposoby. Jeżeli znana jest funkcyjna zależność gęstości płynu od temperatury, można ją zaimplementować bezpośrednio w układzie równań. W przypadkach, gdy zmiany gęstości w stosunku do gęstości odniesienia są niewielkie, powszechnie stosuje się przybliżenie Boussinesqa, wprowadzając do równania pędu człon źródłowy reprezentujący siłę wyporu termicznego. Zależność tę można wyrazić równaniem:

$$\mathbf{F}_{Buoy} = \rho_0\mathbf{g}\beta(T - T_{ref}) \tag{9.7}$$

gdzie: β – współczynnik rozszerzalności cieplnej płynu, T – temperatura lokalna, T_{ref} – temperatura odniesienia.

Gęstość objętościowa siły Lorentza, wprowadzona do równania pędu (9.6) jako dodatkowy człon źródłowy, obliczana jest na podstawie zależności (9.5).

W dalszej części pracy przeprowadzono weryfikację zasadności przyjęcia założenia o laminarnym charakterze przepływu. W celu uzyskania wyższej precyzji w obszarach, w których charakter przepływu może ulegać zmianie, wykonano dodatkowe obliczenia numeryczne z wykorzystaniem modeli dedykowanych zjawiskom przejściowym: Transition $k-k_L-\omega$ oraz Transition SST. Modele te pozwalają na identyfikację punktu przejścia laminarno-turbulencyjnego, co ma kluczowe znaczenie dla prawidłowego wyznaczenia współczynników wymiany ciepła oraz oporów tarcia.

Model Transition $k-k_L-\omega$ (zaproponowany przez Waltersa i Cokljata) jest modelem trójrównaniowym. Uwzględnia on transport kinetycznej energii turbulencji (k_T), kinetycznej energii fluktuacji w warstwie laminarnej (k_L, reprezentującej niskoczęstotliwościowe oscylacje) oraz specyficznej szybkości dysypacji (odwrotności turbulencyjnej skali czasu, ω). Równania transportu dla tego modelu przyjmują postać:

$$V_j\frac{\partial k_T}{\partial x_j} = P_{k_T} + R_{BP} + R_{NAT} - \omega k_T - D_T + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\alpha_T}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k_T}{\partial x_j}\right] \tag{9.8}$$

$$V_j\frac{\partial k_L}{\partial x_j} = P_{k_L} - R_{BP} - R_{NAT} - D_L + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\nu\frac{\partial k_L}{\partial x_j}\right] \tag{9.9}$$

$$\begin{aligned} V_j\frac{\partial \omega}{\partial x_j} = {} & C_{\omega 1}\frac{\omega}{k_T}P_{k_T} + \left(\frac{C_{\omega R}}{f_W} - 1\right)\frac{\omega}{k_T}\left(R_{BP} + R_{NAT}\right) - C_{\omega 2}\omega^2 \\ & + C_{\omega 3} f_\omega \alpha_T f_W^2 \frac{\sqrt{k_T}}{d^3} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\alpha_T}{\sigma_\omega}\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] \end{aligned} \tag{9.10}$$

Model Transition SST (znany również jako model γ lub $\gamma-\mathrm{Re}_\theta$) w swojej podstawowej formie opiera się na równaniu transportu przerywalności (intermitencji) γ. Parametr ten kontroluje produkcję kinetycznej energii turbulencji w modelu bazowym SST $k-\omega$, co umożliwia modelowanie strefy przejściowej. Równanie transportu intermitencji zdefiniowane jest jako:

$$\frac{\partial(\rho V_j \gamma)}{\partial x_j} = P_{\gamma 1} - E_{\gamma 1} + P_{\gamma 2} - E_{\gamma 2} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\eta + \frac{\eta_t}{\sigma_\gamma}\right)\frac{\partial \gamma}{\partial x_j}\right] \tag{9.11}$$

gdzie poszczególne człony źródłowe odpowiadają za aktywację przejścia oraz procesy relaksacji przepływu. Źródła przejściowe $P_{\gamma 1}$ oraz $E_{\gamma 1}$ definiuje się następująco:

$$P_{\gamma 1} = C_{a1} F_{\text{length}} \rho S \left(\gamma F_{\text{onset}}\right)^{C_\gamma 3}$$
$$E_{\gamma 1} = C_{e1} P_{\gamma 1} \gamma \tag{9.12}$$

W powyższych zależnościach S oznacza moduł tensora szybkości odkształcenia, natomiast F_{length} jest korelacją empiryczną określającą długość obszaru przejściowego. Stałe modelu C_{a1} oraz C_{e1} przyjmują zazwyczaj wartości odpowiednio 2 i 1.

Procesy degradacji lub odbudowy charakteru laminarnego przepływu opisywane są przez człony $P_{\gamma 2}$ oraz $E_{\gamma 2}$:

$$P_{\gamma 2} = C_{a2} \rho \Omega \gamma S F_{\text{turb}}$$
$$E_{\gamma 2} = C_{e2} P_{\gamma 2} \gamma \tag{9.13}$$

gdzie Ω to moduł tensora wirowości.

Mechanizm przejścia między przepływem laminarnym a burzliwym jest ściśle kontrolowany przez trzy funkcje krytyczne: F_{onset1}, F_{onset2} oraz F_{onset3}. Funkcje te determinują moment rozpoczęcia procesu przejścia na podstawie lokalnych parametrów przepływu, takich jak liczba Reynoldsa zdefiniowana dla grubości utraty pędu oraz intensywność turbulencji w strumieniu nabiegającym.

Porównując podstawowe równania zachowania 9.6 z układem trzech równań transportu 9.8–9.10 oraz ze złożonym aparatem matematycznym wymaganym do wyznaczenia charakteru przepływu w modelu Transition SST, można jednoznacznie stwierdzić, o ile mniej skomplikowane numerycznie jest rozwiązanie dla modelu czysto laminarnego. Podejście to nie wymaga rozwiązywania dodatkowych różniczkowych równań transportu wielkości turbulentnych ani wyznaczania lepkości burzliwej. Przekłada się to bezpośrednio na znaczną redukcję kosztów obliczeniowych oraz ułatwia osiągnięcie stabilności i zbieżności rozwiązania. Z tego względu, opierając się na wstępnej, teoretycznej analizie parametrów przepływu (takich jak np. niska wartość liczby Reynoldsa), uznano model laminarny za naturalny, pierwszy wybór na początkowym etapie badań.

Bilans energii

W analizowanym układzie równanie zachowania energii uwzględnia transport ciepła na drodze konwekcji i przewodzenia, a także obecność wewnętrznych, objętościowych źródeł ciepła. Dla stanu ustalonego równanie to przyjmuje postać:

$$\rho C_p \mathbf{v} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) + Q_{JH} + Q_{\text{rad}} \tag{9.14}$$

gdzie: k_{eff} – efektywny współczynnik przewodzenia ciepła ($k+k_t$), C_p – ciepło właściwe płynu, Q_{JH} – wydajność objętościowego źródła ciepła Joule'a-Lenza, Q_{rad} – objętościowe źródło ciepła pochodzące od promieniowania.

Wartość członu źródłowego Q_{JH}, reprezentującego moc cieplną wydzielaną w żużlu wskutek przepływu prądu elektrycznego, wyznaczana jest w modelu elektromagnetycznym na podstawie równania (9.4). Z kolei modelowanie radiacyjnej wymiany ciepła (Q_{rad}) stanowi zagadnienie o wysokim stopniu złożoności, dlatego metodyka jego wyznaczania została szczegółowo omówiona w odrębnym podrozdziale.

Radiacyjna wymiana ciepła

Istotnym zjawiskiem, które należy uwzględnić przy modelowaniu wymiany ciepła, jest promieniowanie termiczne. W procesach wysokotemperaturowych, zachodzących wewnątrz pieca elektrycznego, radiacja stanowi dominujący mechanizm transferu energii między poszczególnymi strefami i fazami. Przestrzenny rozkład objętościowego źródła ciepła pochodzącego od promieniowania (Q_{rad}) można wyznaczyć, stosując model P-1, będący najprostszym przypadkiem ogólnej metody P_N. Model ten wykorzystuje rozwinięcie w szereg sferycznych funkcji harmonicznych do aproksymacji przestrzennego rozkładu intensywności promieniowania [69, 113, 114]. Podejście to charakteryzuje się wysoką wydajnością obliczeniową oraz pozwala na rzetelne uwzględnienie radiacyjnej wymiany ciepła w ośrodkach uczestniczących (takich jak gazy czy środowiska zapylone) [69, 113].

Należy jednak pamiętać, że model P-1 stanowi pewne uproszczenie, a jego zastosowanie jest fizycznie i numerycznie uzasadnione w przypadku:

- **ośrodków optycznie grubych** – promieniowanie dyfunduje przez ośrodek, ulegając wielokrotnemu rozpraszaniu i absorpcji na bardzo krótkich dystansach. Grubość optyczna τ powinna być większa od 1 ($\tau > 1$), co oznacza, że ośrodek silnie absorbuje lub rozprasza promieniowanie cieplne;
- **pola promieniowania zbliżonego do izotropowego** – natężenie promieniowania jest w przybliżeniu jednakowe we wszystkich kierunkach. Model ten sprawdza się najlepiej, gdy promieniowanie pochodzi z rozproszonych źródeł i nie wykazuje silnej kierunkowości;
- **skomplikowanej geometrii układu** – model charakteryzuje się wysoką wydajnością obliczeniową nawet dla bardzo złożonych kształtów domeny. Wynika to z faktu, że pozwala on na zastąpienie skomplikowanego równania całkowo-różniczkowego transportu promieniowania standardowym równaniem różniczkowym cząstkowym drugiego rzędu.

Modelowanie radiacyjnej wymiany ciepła w ośrodkach emitujących, absorbujących i rozpraszających opiera się na ogólnym równaniu transportu promieniowania (RTE), które opisuje zmianę natężenia promieniowania I wzdłuż drogi propagacji s [109]. W przypadku modelu P-1 natężenie promieniowania $I(s, \boldsymbol{\omega})$ rozwijane jest w szereg sferycznych funkcji harmonicznych, który zostaje ograniczony do pierwszego rzędu:

$$I(s, \boldsymbol{\omega}) \approx \frac{1}{4\pi} G(s) + \frac{3}{4\pi} \mathbf{q}(s) \cdot \boldsymbol{\omega} \tag{9.15}$$

gdzie: G – incydencja promieniowania (całkowite natężenie promieniowania padającego), $\mathbf{q}$ – wektor gęstości strumienia ciepła promieniowania, $\boldsymbol{\omega}$ – wektor kierunku propagacji (w obrębie kąta bryłowego), s – współrzędna położenia (droga propagacji).

Zastosowanie aproksymacji P-1 prowadzi do uzyskania liniowego związku między wektorem gęstości strumienia ciepła promieniowania $\mathbf{q}$ a gradientem incydencji promieniowania G. Zależność tę, wykazującą bezpośrednią matematyczną analogię do prawa Fouriera dla przewodzenia ciepła, można przedstawić następująco [63, 113]:

$$\mathbf{q} = -\frac{1}{3(\alpha_a + \sigma_s)} \nabla G \tag{9.16}$$

gdzie: α_a – współczynnik absorpcji ośrodka, σ_s – współczynnik rozpraszania ośrodka (ang. *scattering coefficient*).

Suma współczynników absorpcji i rozpraszania ($\beta = \alpha_a + \sigma_s$) nosi nazwę współczynnika ekstynkcji (tłumienia), natomiast wyrażenie $\Gamma = \frac{1}{3(\alpha_a + \sigma_s)}$ definiuje się jako współczynnik dyfuzji promieniowania [113].

Podstawiając zależność na wektor gęstości strumienia ciepła $\mathbf{q}$ (9.16) do równania transportu promieniowania i zakładając, że rozpraszanie ma charakter izotropowy, można wyprowadzić równanie dyfuzji dla incydencji promieniowania G:

$$\nabla \cdot \left(\frac{1}{3(\alpha_a + \sigma_s)} \nabla G \right) - \alpha_a G = -4\alpha_a \sigma_{\mathrm{SB}} T^4 \tag{9.17}$$

gdzie wyrażenie $\alpha_a(G - 4\sigma_{\mathrm{SB}} T^4)$ określa objętościowy bilans wymiany ciepła przez promieniowanie i reprezentuje różnicę między energią zaabsorbowaną z otoczenia a wyemitowaną przez płyn.

Na tej podstawie człon źródłowy Q_{rad}, wprowadzany do głównego równania zachowania energii (9.14), przyjmuje następującą postać [113]

$$Q_{\mathrm{rad}} = -\nabla \cdot \mathbf{q} = \alpha_a \left(G - 4\sigma_{\mathrm{SB}} T^4 \right) \tag{9.18}$$

Rozdział 10

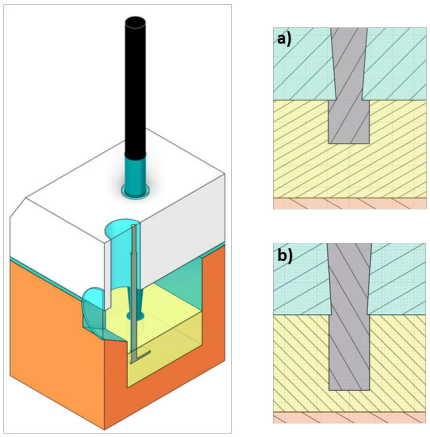
Implementacja modelu procesu

Opracowanie wielofizycznego modelu procesu przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym jest zadaniem skomplikowanym i wieloetapowym. Wymaga ono przygotowania geometrii 3D pieca, wygenerowania siatek numerycznych, zdefiniowania zjawisk fizycznych zachodzących w układzie, a także określenia warunków brzegowych i właściwości materiałowych poszczególnych domen. W niniejszym rozdziale przedstawiono kolejne etapy budowy tego modelu obliczeniowego.

10.1 Przygotowanie modelu 3D pieca elektrycznego

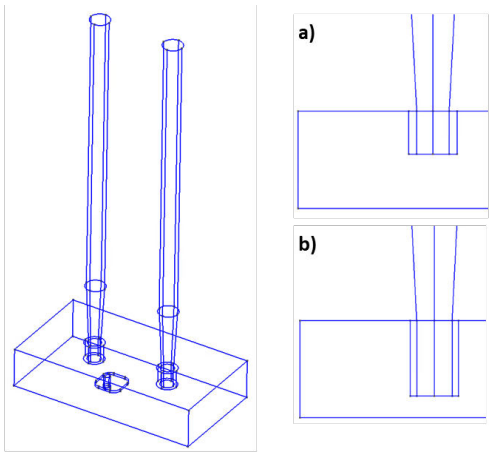
Opracowanie modelu procesu przetopu żużla wymagało przygotowania trójwymiarowej geometrii laboratoryjnego pieca elektrycznego. Model wykorzystany w obliczeniach powstał w oprogramowaniu SpaceClaim 2022 R2 na podstawie dokumentacji technicznej analizowanej instalacji. Narzędzie to umożliwia sprawne generowanie obiektów 3D przy użyciu bezpośredniego modelowania bryłowego, polegającego na tworzeniu i modyfikowaniu podstawowych prymitywów geometrycznych w celu uzyskania docelowego kształtu. Ze względu na planowane przeprowadzenie dwóch analiz numerycznych dla różnych konfiguracji układu zasilania, opracowano dwa warianty geometrii różniące się kształtem oraz zanurzeniem elektrod. W celu skrócenia czasu obliczeń oraz ograniczenia wymagań sprzętowych zdecydowano się na wykorzystanie symetrii układu i przygotowanie modeli obejmujących jedynie połowę objętości pieca. Przygotowaną geometrię przedstawiono na rys. 10.1. Rysunek a) prezentuje układ elektrod zastosowany w pierwszej symulacji z zanurzeniem do połowy wysokości żużla (wariant I), natomiast rysunek b) przedstawia konfigurację przyjętą w drugim etapie badań, gdzie elektrody znajdują się 2 cm nad dnem pieca (wariant II). Warto zaznaczyć, że elektrody nie zostały odwzorowane jako idealne walce (odpowiadające ich stanowi przed procesem), lecz zamodelowano je na podstawie

rzeczywistych kształtów elektrod wyjętych z pieca po zakończeniu wytopu w danym wariancie.



Rys. 10.1: Model 3D pieca elektrycznego. a) geometria elektrody dla wariantu I, b) geometria elektrod dla wariantu II

Opracowanie wielofizycznego modelu pieca elektrycznego wymagało przeprowadzenia obliczeń zjawisk elektromagnetycznych. Model ten przygotowano z wykorzystaniem otwartoźródłowego oprogramowania GetDP 3.5.0. Realizacja tego zadania wiązała się z koniecznością stworzenia dwóch dodatkowych geometrii trójwymiarowych, obejmujących wyłącznie kluczowe obszary: żużel, elektrody oraz sondę zanurzeniową. Geometrie te opracowano w programie Gmsh, wykorzystując wbudowany język skryptowy. Proces tworzenia modelu 3D w środowisku Gmsh jest bardziej skomplikowany niż w narzędziach typu SpaceClaim, ponieważ wymaga ścisłego zdefiniowania współrzędnych punktów bazowych. Na ich podstawie generowane są linie, powierzchnie, a w ostatnim etapie – objętości. W tym przypadku bazę dla skryptu stanowiła przygotowana wcześniej geometria, z której wyekstrahowano współrzędne punktów węzłowych.



Rys. 10.2: Model 3D domeny elektromagnetycznej pieca elektrycznego. a) geometria elektrody dla wariantu I, b) geometria elektrod dla wariantu II

10.2 Generowanie siatki numerycznej na przygotowanych modelach

Bezpośrednie rozwiązanie równań pola elektromagnetycznego oraz zachowania energii, masy i pędu na samej geometrii pieca nie jest możliwe. Proces ten wymaga wygenerowania siatki numerycznej, która pozwala na dyskretyzację równań różniczkowych cząstkowych opisujących zjawiska fizyczne zachodzące w układzie.

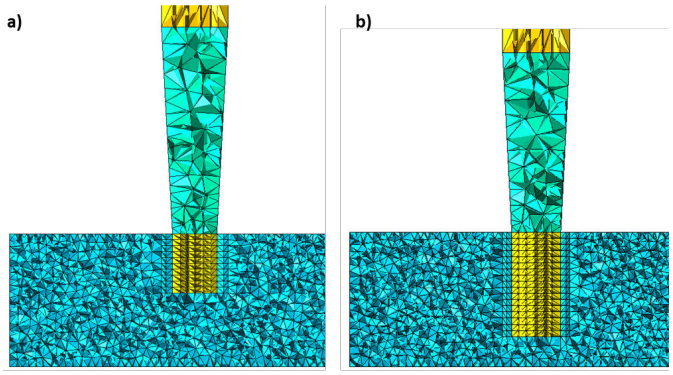
10.2.1 Generowanie siatki numerycznej dla modelu elektromagnetycznego

Dyskretyzację domeny przeprowadzono przy użyciu oprogramowania Gmsh 4.13.1. Proces ten wymagał zdefiniowania odpowiednich parametrów, takich jak lokalny rozmiar oraz typ elementów. W przypadku modelu elektromagnetycznego zdecydowano się na zastosowanie siatki tetrahedralnej (rys. 10.3). Zastosowano niestrukturalną siatkę tetrahedralną, ponieważ pozwala ona łatwo odwzorować skomplikowane geometrie, oraz cechuje się wysoką efektywnością zagęszczania. Problemy elektromagnetyczne często cechują się dużymi gradientami pola, gdzie wymagane jest zastosowanie gęstszej siatki. Z uwagi na duże głębokości wnikania dla pola 50 Hz (stal ok 0.08 m, żużel 8 m) jedynym wyznacznikiem doboru wielkości siatki dla podmodelu elektromagnetycznego była oczekiwana dokładność odwzorowania rozkładu gęstości prądu i sił Lorentza ograniczona akceptowalnym czasem obliczeń.

Tabela 10.1: Podsumowanie parametrów siatki numerycznej dla modelu elektromagnetycznego

Parametr	Wariant I	Wariant II
Liczba elementów	491 858	486 088
Jakość elementów (SICN)	12% poniżej 0,7	10% poniżej 0,7

Wygenerowane siatki tetraedryczne charakteryzowały się wysoką jakością; jedynie 10–12% elementów posiadało współczynnik $SICN$ poniżej 0,7. Parametr ten opisuje jakość elementów siatki, przy czym wartość 1 oznacza element idealny, natomiast 0 oznacza element o zerowej objętości. Na rys. 10.3 przedstawiono fragmenty siatek zastosowanych w obu wariantach obliczeniowych. Widoczny jest na nich rozkład elementów w objętości elektrody oraz żużla. Na rysunku pominięto siatkę objętościową wyznaczającą całą domenę obliczeniową.



Rys. 10.3: Widok ogólny siatki numerycznej modelu elektromagnetycznego dla domen elektrody i żużla, a) siatka dla wariantu I, b) siatka dla wariantu II

10.2.2 Generowanie siatki numerycznej dla modelu hydrodynamicznego i cieplnego

Siatki numeryczne wykorzystane do rozwiązania modelu cieplno-hydrodynamicznego przygotowano w oprogramowaniu Ansys Fluent Meshing 2022 R2. Opracowano dwie siatki pseudostrukturalne, składające się z elementów heksaedrycznych oraz polipryzmatycznych. Zastosowano taką siatkę ze względu na szybkość obliczeń. Siatki strukturalne pozwalają na szybszą zbieżność wyników i wymagają mniejszej ilości zasobów. Połączenie siatki strukturalnej z niestrukturalną ułatwia odwzorowanie skomplikowanych geometrii. Podczas wyboru lokalnych rozmiarów siatki kierowano się jak największym lecz opłacalnym obliczeniowo zagęszczeniem siatki w objętości żużla. Pozostałe objętości starano się tak zwymiarować, aby ograniczyć liczbę elementów siatki, ale uzyskać jak najdokładniejsze wyniki. Strukturę lokalnych zagęszczeń siatki zdefiniowano poprzez określenie lokalnych rozmiarów elementów dla poszczególnych domen. Szczegółowe zestawienie tych parametrów przedstawiono w tab. 10.2. Dodatkowo w obszarach objętości płynu utworzono warstwę przyścienną (inflację). Wysokość pierwszego elementu przy ściance ustalono na 0,2 mm, definiując łącznie 3 warstwy o współczynniku wzrostu równym 1,2.

Tabela 10.2: Zdefiniowany rozmiar elementów w domenach

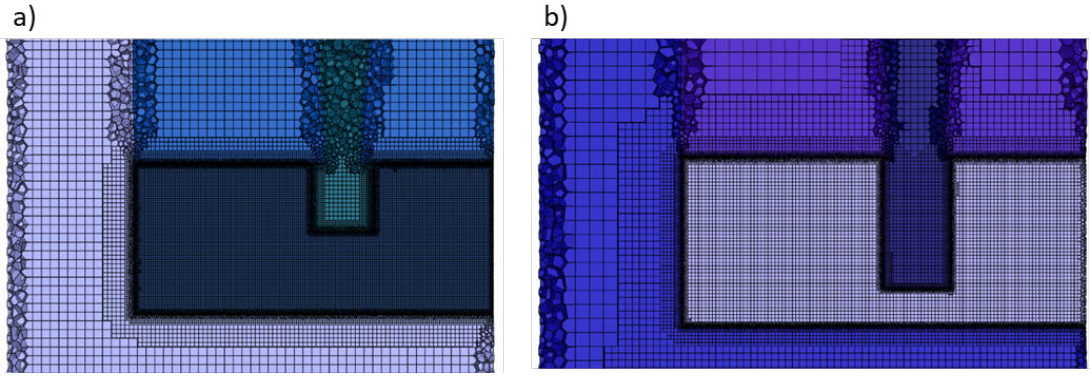
Domena	**Rozmiar elementu [mm]**
Żużel	2
Sonda zanurzeniowa	2
Gazy procesowe	5
Elektroda	5
Pręt sondy	4
Cegła	6
Beton	6

Zastosowanie lokalnych rozmiarów elementów zgodnie z wytycznymi zawartymi w tab. 10.2 pozwoliło na wygenerowanie siatek o bardzo dobrej jakości. Liczbę elementów oraz kluczowe parametry jakościowe uzyskanych dyskretnych domen obliczeniowych zestawiono w tab. 10.3.

Tabela 10.3: Jakość uzyskanych siatek

Miara jakości	**Wariant I**	**Wariant II**
Gęstość siatki	5 108 301	4 201 948
Orthogonal (min.)	0,20 (0,07% elementów)	0,20 (1,82% elementów)
Aspect Ratio (max.)	9,49 (0,07% elementów)	16,06 (0,56% elementów)

Na rys. 10.4 przedstawiono wygląd uzyskanych siatek pseudostrukturalnych, zastosowanych w zaplanowanych analizach numerycznych. Jak można zaobserwować, w obu wariantach siatka w domenie żużla została mocno zagęszczona. Zabieg ten miał na celu uzyskanie jak najdokładniejszego odwzorowania zjawisk fizycznych wynikających z przepływu płynu.



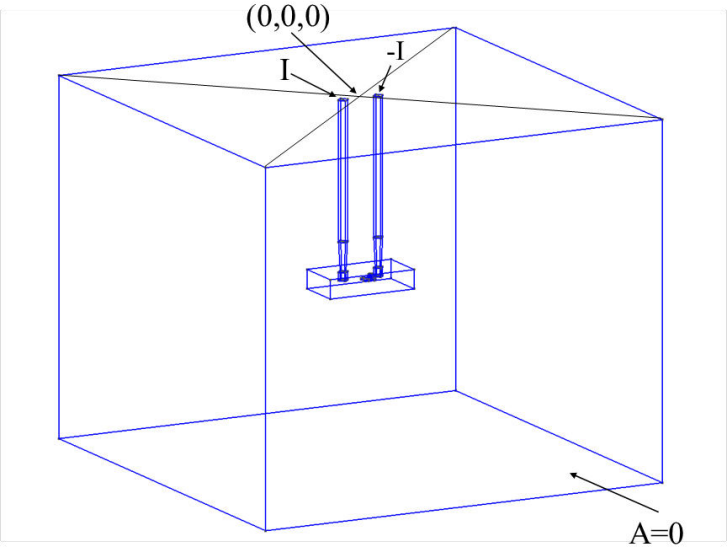
Rys. 10.4: Widok ogólny siatki numerycznej modelu hydrodynamicznego dla domen elektrody i żużla, a) siatka dla wariantu I, b) siatka dla wariantu II

10.3 Warunki brzegowe

Kolejnym etapem przygotowywania modeli obliczeniowych jest zdefiniowanie warunków brzegowych dla obu podmodeli.

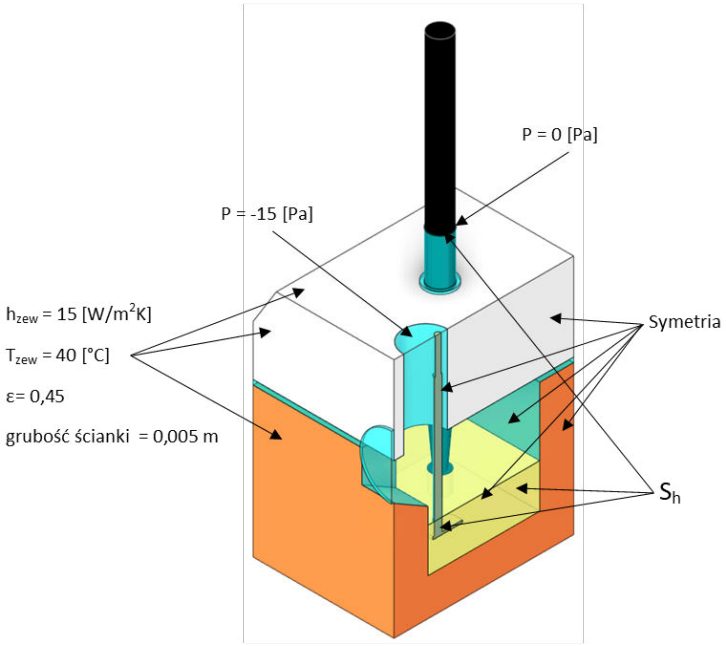
Na rys. 10.5 przedstawiono warunki brzegowe przyjęte w podmodelu elektromagnetycznym. Na zewnętrznych granicach obszaru obliczeniowego założono zerową wartość wektora potencjału magnetycznego $\mathbf{A}$. W celu wymuszenia przepływu prądu, zgodnie z metodyką oprogramowania GetDP, przyłożono całkę powierzchniową gęstości prądu

w postaci natężenia I. Jego wartość ustalono na podstawie skutecznych wartości natężenia zarejestrowanych podczas rzeczywistych procesów przetopu w instalacji laboratoryjnej.



Rys. 10.5: Warunki brzegowe przyjęte w podmodelu elektromagnetycznym

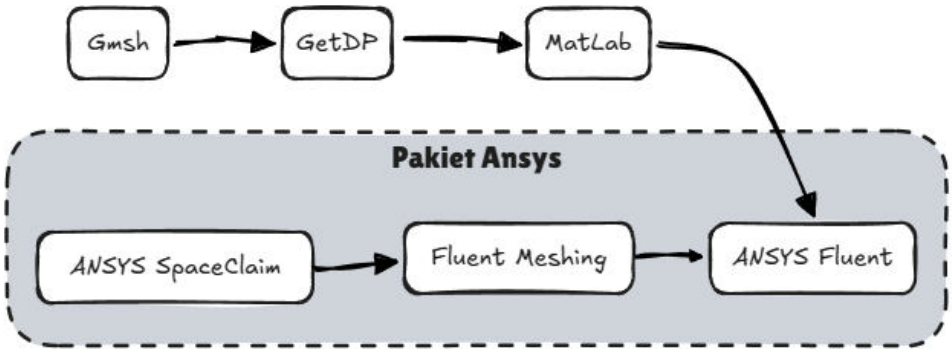
Na rys. 10.6 przedstawiono schemat domeny z zaznaczonymi warunkami brzegowymi. Dla wszystkich ścianek ograniczających objętość żużla (wanna pieca, powierzchnie elektrod) przyjęto warunek braku poślizgu (no-slip). Jedynie na granicy faz żużel–gaz zastosowano warunek braku naprężeń ścinających (specified shear o wartości 0 N/m^2). Na zewnętrznych ściankach układu zdefiniowano wymianę ciepła poprzez konwekcję i promieniowanie, uwzględniając grubość stalowego pancerza pieca. Wewnętrzne źródło ciepła zostało zaimplementowane poprzez funkcję użytkownika (UDF), która przekazuje wartości gęstości mocy obliczone w programie GetDP. Na płaszczyźnie symetrii zastosowano warunek Symmetry, narzucający zerowanie się gradientów normalnych wszystkich zmiennych transportowanych (prędkości, temperatury oraz ciśnienia).



Rys. 10.6: Warunki brzegowe przyjęte w podmodelu hydrodynamicznym

10.4 Interpolacja wyników i metodyka ich przesyłania

Przedstawione układy równań oraz zdefiniowanie warunków brzegowych dla poszczególnych podmodeli pozwala na wykonanie wielofizycznego modelu przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym z dwiema elektrodami grafitowymi. Na rys. 10.7 przedstawiono schemat przepływu informacji pomiędzy wykorzystywanymi oprogramowaniami.



Rys. 10.7: Schemat przepływu informacji między stosowanymi oprogramowaniami obliczeniowymi

W celu przeniesienia wyników obliczeń z siatki wygenerowanej w programie Gmsh na siatkę obliczeniową używaną w solverze Fluent zastosowano trójwymiarową interpolację rozproszonych danych w środowisku Matlab, z wykorzystaniem funkcji scatteredInterpo-

lant w dwóch wariantach: z metodą 'linear', dającą ciągłą (C^0) powierzchnię interpolacyjną, oraz metodą 'natural', opartą na interpolacji naturalnych sąsiadów i zapewniającej gładszą powierzchnię (C^1). Funkcja ta buduje interpolant $F(x)$ na podstawie zbioru punktów źródłowych o współrzędnych (x_i, y_i, z_i) oraz odpowiadających im wartości pola v_i (np. temperatura, prędkość), traktując je jako punkty próbkujące ciągłe pole w przestrzeni trójwymiarowej.

Utworzony interpolant jest następnie oceniany w punktach siatki docelowej (x_j', y_j', z_j'), co pozwala wyznaczyć wartości $v_j' = F(x_j', y_j', z_j')$ w węzłach lub centrach komórek siatki Fluenta, przy zachowaniu zgodności z danymi wejściowymi w punktach źródłowych.

Rozdział 11

Wyniki symulacji numerycznych oraz ich weryfikacja doświadczalna

W tym rozdziale przedstawiono wyniki symulacji przeprowadzonych zgodnie z modelem procesu opisanym w rozdziale 9. Symulacje wykonano dla różnych wariantów konfiguracji pieca, a następnie omówiono je i porównano z danymi eksperymentalnymi. Celem analizy była ocena reprezentatywności modelu oraz wyjaśnienie ewentualnych rozbieżności.

11.1 Właściwości materiałowe

Poniższe symulacje zostały wykonane z wykorzystaniem właściwości materiałowych poszczególnych materiałów, zestawionych w tabelach 11.1, 11.2 i 11.3. Wartości te zostały zaczerpnięte z literatury lub wyznaczone doświadczalnie.

Tabela 11.1: Właściwości materiałowe spalin zastosowane w analizach numerycznych

Gazy procesowe	
Gęstość [kg/m^3] [115]	0,24
Ciepło właściwe [J/(kg $\cdot$ K)] [115]	1306,43
Przewodnictwo cieplne [W/m $\cdot$ K] [116]	0,105
Lepkość [kg/m $\cdot$ s] [115]	$5{,}3 \cdot 10^{-5}$
Współczynnik absorbcji promieniowania [m^{-1}] [117]	15
Współczynnik rozszerzalności cieplnej [K^{-1}] [118]	0,0034

Tabela 11.2: Właściwości materiałowe żużla zastosowane w analizach numerycznych

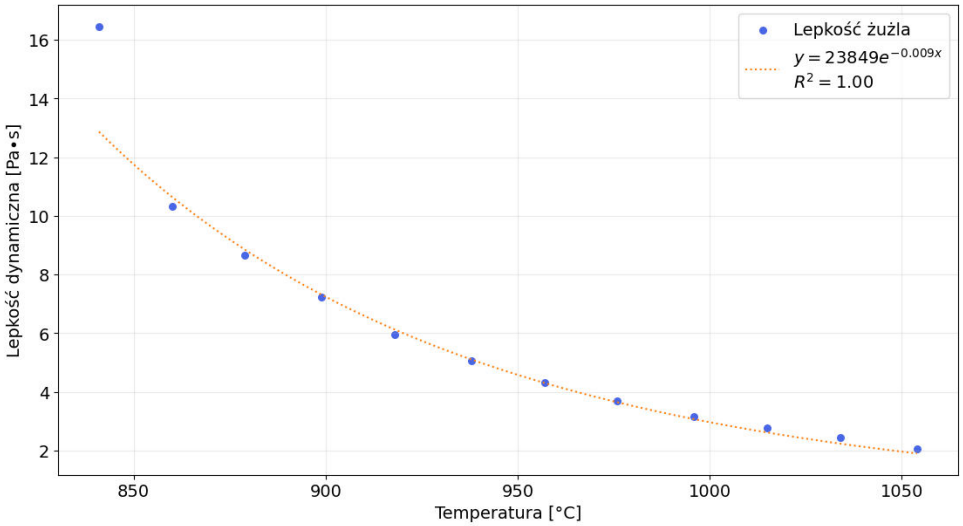
Żużel	
Gęstość [kg/m^3] [119]	3600
Ciepło właściwe [J/(kg · K)] [120]	2000
Przewodnictwo cieplne [W/m · K] [120]	0,25
Lepkość [Pa · s]	Wyznaczona metodą współosiowych cylindrów w funkcji temperatury zależność pokazana na rys. 11.1
Współczynnik absorbcji promieniowania [m^{-1}]	1000
Współczynnik rozszerzalności cieplnej [K^{-1}] [121]	$8{,}5 \cdot 10^{-5}$
Konduktywność elektryczna [$\Omega^{-1} \cdot$ m^{-1}] [119]	80

Tabela 11.3: Właściwości materiałowe elementów w domenie fazy stałej

Cegła magnezytowa [Topkrom MCV]	
Gęstość [kg/m^3] [122]	2830
Ciepło właściwe [J/(kg · K)] [122]	1050
Przewodnictwo cieplne [W/m · K] [122]	4,7
Beton żaroodporny [BOK 160]	
Gęstość [kg/m^3] [123]	2600
Ciepło właściwe [J/(kg · K)] [124]	871
Przewodnictwo cieplne [W/m · K] [124]	2,4
Elektroda grafitowa	
Gęstość [kg/m^3] [125]	1580
Ciepło właściwe [J/(kg · K)] [125]	871
Przewodnictwo cieplne [W/m · K] [126]	100
Konduktywność elektryczna [$\Omega^{-1} \cdot$ m^{-1}] [126]	125000
Stal (typu 1.4841)	
Gęstość [kg/m^3] [127]	7900
Ciepło właściwe [J/(kg · K)] [128]	500
Przewodnictwo cieplne [W/m · K] [127]	15
Konduktywność elektryczna [$\Omega^{-1} \cdot$ m^{-1}] [127]	784314

Pomiary lepkości badanego żużla wykonano metodą opartą na układzie współosiowych cylindrów. Wyniki pomiarów przedstawiono na rys. 11.1. Pomiary były wykonane w zakresie temperatur 841-1054 °C. Temperaturę początkową dobrano tak, aby uzyskać ciekłą postać żużla umożliwiającą pomiar. Z kolei górna granica temperatur wynikała

z możliwości pomiarowych posiadanego lepkościomierza. Zmiana lepkości materiałów wysokotopliwych w funkcji temperatury ma charakter wykładniczy. Z tego względu pierwszy punkt przedstawiony na wykresie znacznie odbiega od pozostałych punktów pomiarowych. Dane te zostały wykorzystane do wykonania symulacji numerycznych.

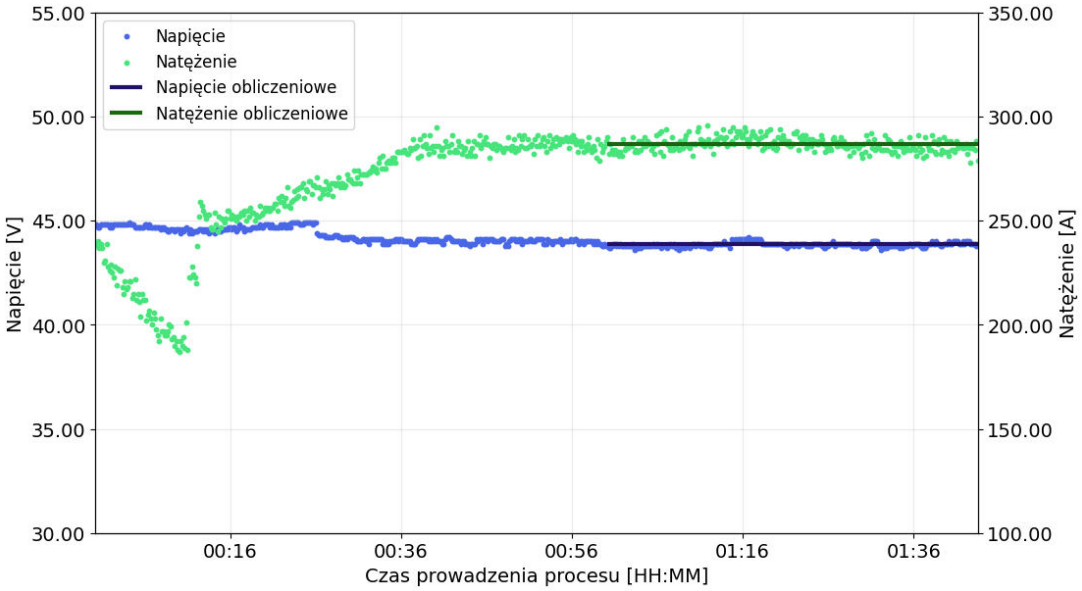


Rys. 11.1: Wykres zmiany lepkości dynamicznej żużla w funkcji temperatury

11.2 Wariant I – konfiguracja z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla

Pierwszy wariant pomiarowy obejmował analizę pieca w konfiguracji, w której elektrody były zanurzone symetrycznie do poziomu odpowiadającego połowie głębokości warstwy żużla.

Podczas przetopów prowadzono ciągłą rejestrację parametrów elektrycznych, tj. napięcia i natężenia prądu. Przebieg tych wielkości w funkcji czasu dla procesu realizowanego w elektrycznym piecu oporowo-łukowym zaprezentowano na rys. 11.2. Analiza wykresu wskazuje, że po trwającym około godziny okresie rozruchu proces uległ stabilizacji. Na podstawie 40-minutowego przedziału czasowego z fazy ustabilizowanej wyznaczono wartości średnie parametrów: 43,86 V dla napięcia oraz 286,79 A dla natężenia prądu (na wykresie oznaczono je linią ciągłą). Zmierzone wartości skuteczne natężenia prądu posłużyły jako dane wejściowe do symulacji numerycznych zrealizowanych w środowisku GetDP. Otrzymaną eksperymentalnie wartość napięcia zestawiono z wynikami obliczeń numerycznych, co pozwoliło zweryfikować poprawność przyjętych w modelu właściwości przewodzących materiałów.



Rys. 11.2: Wykres zmian wartości skutecznych napięcia i natężenia prądu elektrycznego w funkcji czasu podczas prowadzenia procesu przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo – łukowym

Na podstawie pomiarów prądu elektrycznego (rys. 11.2), rysunków technicznych instalacji laboratoryjnego pieca elektrycznego oraz właściwości materiałowych (tab. 11.1, 11.2, 11.3) wykonano analizy numeryczne zgodnie z metodyką opisaną we wcześniejszym rozdziale (roz. 9). Symulacje przeprowadzono dla stałej wartości natężenia prądu 286,79 A i częstotliwości 50 Hz. Na podstawie tych danych obliczono rozkład mocy cieplnej powstającej w wyniku efektu Joule'a-Lenza w objętości żużla. Rozkład ten został następnie wykorzystany jako źródło ciepła w analizie termicznej i hydrodynamicznej pieca.

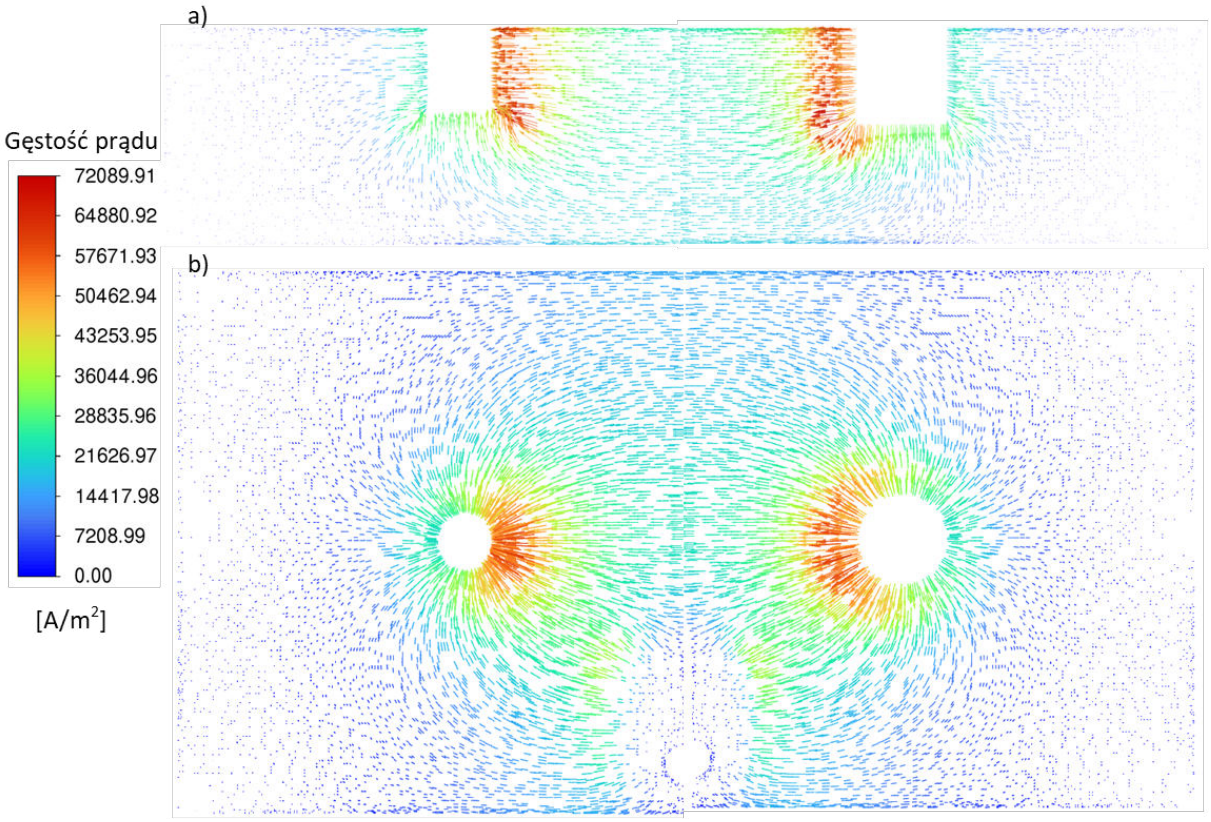
W tab. 11.4 przedstawiono porównanie wartości skutecznej napięcia elektrycznego uzyskanych z pomiarów podczas przetopów w piecu elektrycznym z wartością napięcia obliczoną w oprogramowaniu GetDP. Jak można zauważyć, błąd między tymi wartościami wynosi -0,23%, co wskazuje na prawidłowe zdefiniowanie właściwości przewodzących materiałów w piecu.

Tabela 11.4: Porównanie wartości skutecznej napięcia w okresie stabilizacji z wartością obliczoną w oprogramowaniu GetDP dla pieca elektrycznego

	Wartość zmierzona [V]	**Wartość obliczona** [V]	**Błąd** [%]
Napięcie	43,86	43,76	-0,23

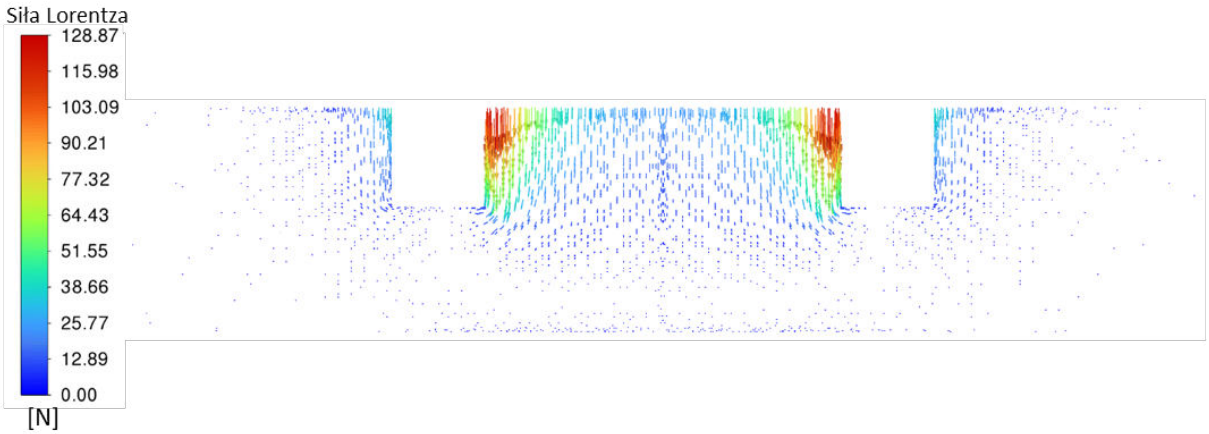
Na rys. 11.3 przedstawiono rozkład gęstości prądu elektrycznego w objętości żużla. Największa gęstość prądu występuje w bezpośrednim sąsiedztwie elektrod. W związku

z wysoką rezystancją elektryczną żużla, prąd elektryczny koncentruje się w obszarze bezpośrednio przylegającym do elektrod, minimalizując opór elektryczny. W miarę oddalania się od elektrod gęstość prądu stopniowo maleje. W obszarze styku faz grafit–żużel można zaobserwować lokalne zwiększenie gęstości prądu, co wynika z faktu, że w tym miejscu dochodzi do intensywnego przepływu prądu elektrycznego pomiędzy elektrodą a żużlem. Ten lokalny wzrost gęstości prądu jest kluczowy dla zrozumienia procesu nagrzewania żużla, ponieważ to właśnie w tych obszarach dochodzi do największego wydzielania ciepła w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza.



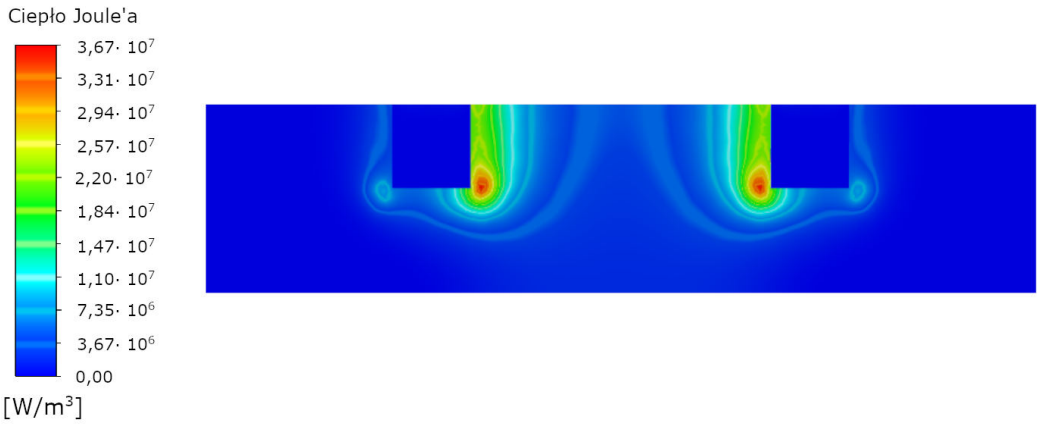
Rys. 11.3: Rozkład prądu płynącego pomiędzy elektrodami grafitowymi w objętości żużla w a) przekroju podłużnym w osi elektrod; b) w płaszczyźnie przechodzącej przez połowę zanurzonej części elektrody

Rysunek 11.4 przedstawia pole wektorowe gęstości siły Lorentza. Średnia wartość modułu siły Lorentza w objętości żużla wynosi 4,35 N/m^3. Największe jej wartości obserwuje się przy powierzchni elektrod, co wiąże się z obszarami o wysokiej gęstości prądu.



Rys. 11.4: Rozkład siły Lorentza w przekroju podłużnym w osi elektrod

Na rys. 11.5 przedstawiono rozkład gęstości mocy cieplnej generowanej wskutek efektu Joule'a-Lenza w obszarze styku elektrody grafitowej z żużlem. Skala barwna obrazu odzwierciedla wartości gęstości mocy, przy czym intensywny kolor czerwony wskazuje najwyższe wartości ($3{,}67 \cdot 10^7$ W/m^3), a niebieski najniższe (0 W/m^3). Najwyższe wartości gęstości mocy cieplnej występują w bezpośrednim sąsiedztwie elektrody, ze szczególną intensyfikacją w strefie kontaktu grafit–żużel. Obserwowana lokalna koncentracja wydzielania ciepła wynika z rozkładu gęstości prądu elektrycznego. W rejonie styku faz notuje się największą gęstość prądu, co bezpośrednio przekłada się na wzrost mocy wydzielanej w postaci ciepła. Ponieważ ilość ciepła generowanego w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza jest wprost proporcjonalna do kwadratu gęstości prądu elektrycznego, można stwierdzić, że uzyskany rozkład jest zgodny z teoretycznymi oczekiwaniami, co wstępnie potwierdza poprawność przyjętej metodyki modelowania.

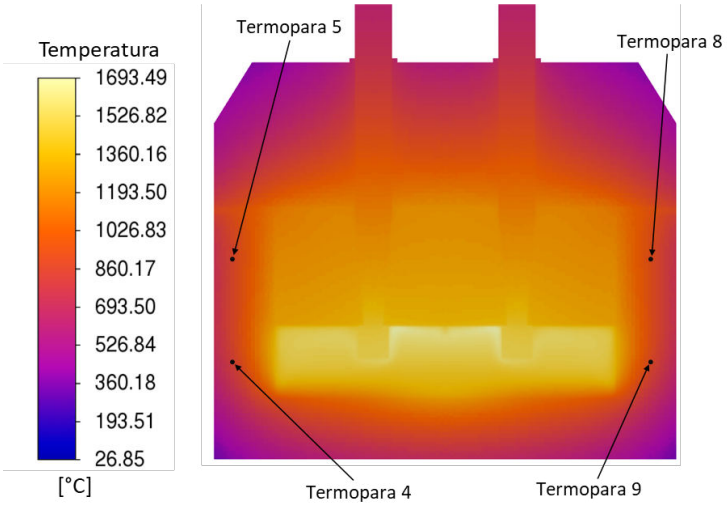


Rys. 11.5: Rozkład gęstości mocy cieplnej powstałej w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza w przekroju podłużnym w osi elektrod

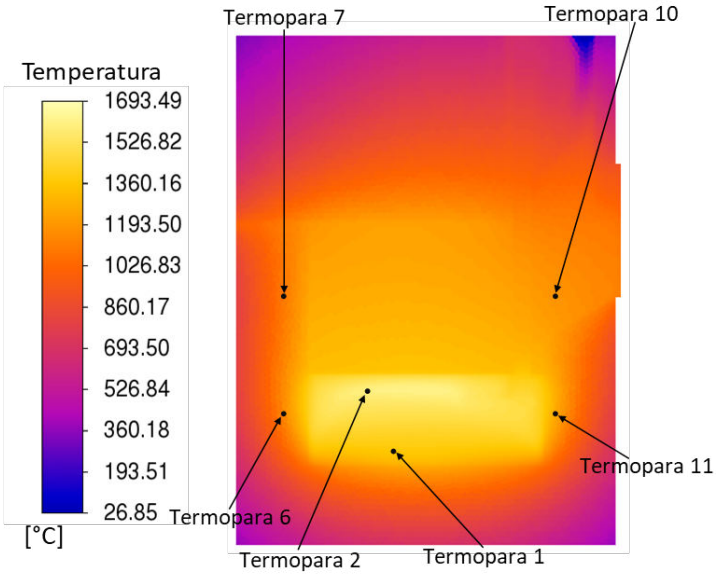
Wartości gęstości mocy cieplnej generowanej wskutek zjawiska Joule'a-Lenza wykorzystano w oprogramowaniu ANSYS Fluent, jako człon źródłowy w równaniu energii. Dodatkowo jako człon źródłowy momentu w równaniu pędu dodano wartość siły Lo-

rentza. Na podstawie przeanalizowanej literatury obliczenia wykonano z wykorzystaniem modelu laminarnego. Rysunek 11.6 przedstawia rozkład temperatury w piecu w przekroju podłużnym. Można zauważyć, że najwyższa temperatura występuje w pobliżu elektrod. Obszar ten pokrywa się z obszarem największej gęstości mocy cieplnej generowanej w żużlu. Rysunek prezentuje także gradient temperatury na wysokości żużla, który generuje konwekcyjny ruch żużla w piecu.

Na rys. 11.7 przedstawia rozkład temperatury w przekroju poprzecznym pieca. Widoczne są wyraźnie wyższe wartości temperatury na powierzchni żużla, a także charakterystyczny rozkład pola temperaturowego gazów w przestrzeni roboczej pieca oraz w kanale wylotowym spalin. Rysunek ten dobrze pokazuje, jak intensywnie nagrzewa się wymurówka pieca.



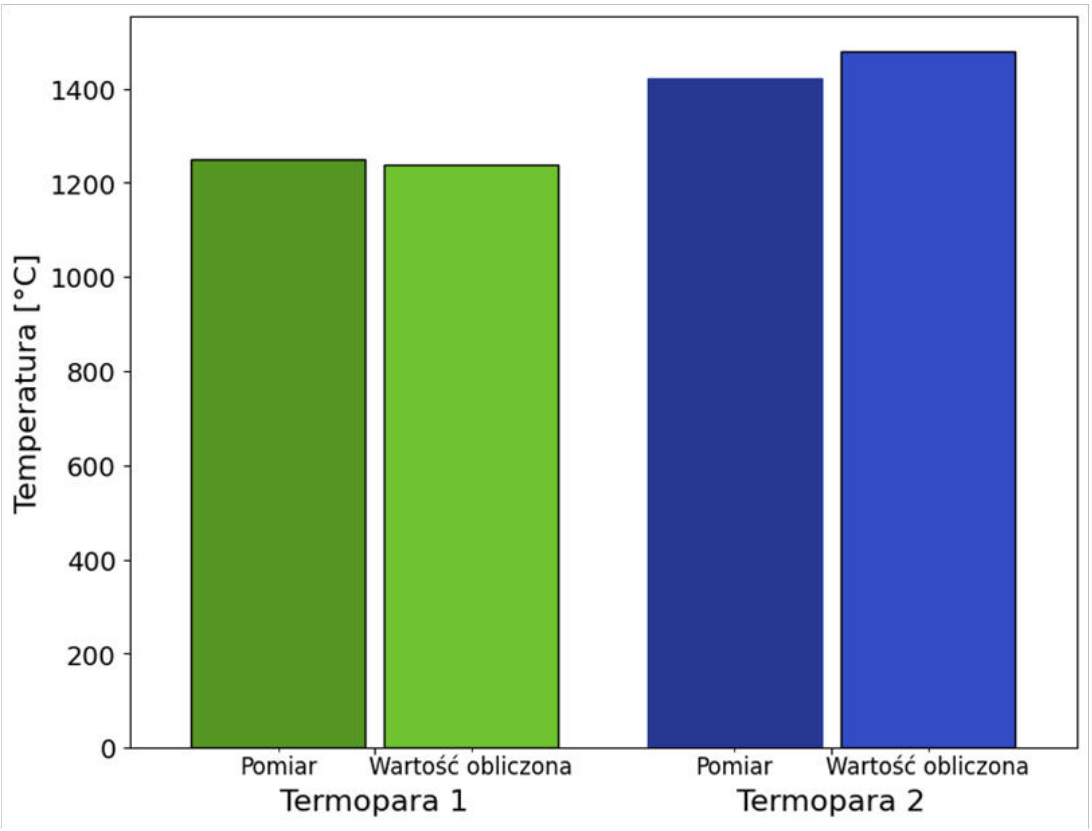
Rys. 11.6: Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla, w przekroju podłużnym w osi elektrod



Rys. 11.7: Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla w przekroju poprzecznym stanowiącym powierzchnię symetrii układu

Dodatkowo na rys. 11.6 i 11.7 zaznaczono lokalizacje poszczególnych termopar, z których pobierano wartości temperatury do porównania wyników symulacji z danymi eksperymentalnymi.

Układ pomiarowy pieca pozwolił na ciągłą rejestrację zmian temperatury żużla w czasie prowadzonego przetopu. Ponieważ symulacje numeryczne zostały wykonane w stanie ustalonym, do walidacji wyników obliczeń uwzględniono średnie wartości temperatury po okresie ustabilizowania się parametrów termicznych pieca. Na rys. 11.8 przedstawiono wykres słupkowy porównujący średnią wartość zmierzoną w okresie stabilnych warunków prądowych z wynikami pochodzącymi z symulacji numerycznych. Temperatura żużla stabilizuje się po około godzinie od rozpoczęcia procesu i wynosi średnio 1243,87 °C dla termopary 1 oraz 1446,94 °C dla termopary 2.



Rys. 11.8: Porównanie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla

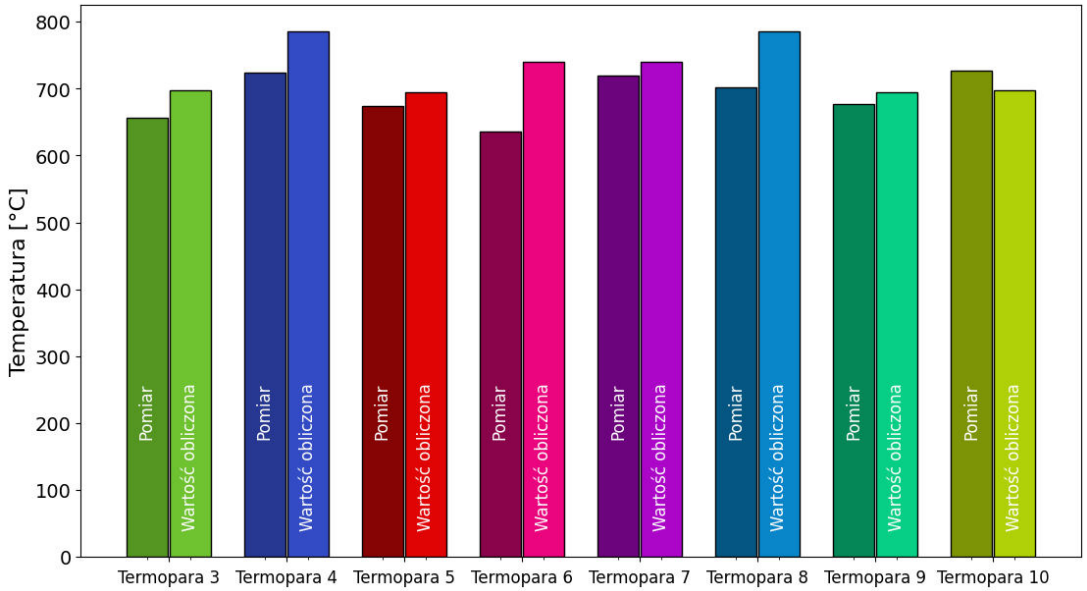
W tab. 11.5 zestawiono wartości temperatury żużla uzyskane w pomiarach oraz w obliczeniach. Porównanie wyników symulacji numerycznych z danymi eksperymentalnymi wskazuje na niewielkie rozbieżności, przy czym maksymalny błąd wynosi 2,42%. Oznacza to, że przeprowadzone symulacje bardzo dobrze odzwierciedlają rzeczywisty przebieg procesu w zakresie termiki żużla.

Tabela 11.5: Zestawienie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla

Nr termopary	**Wartość zmierzona** [°C]	**Wartość obliczona** [°C]	**Błąd** [%]
1	1243,87	1239,16	0,21
2	1446,94	1478,82	2,42

Na rys. 11.9 przedstawiono porównanie średnich wartości temperatury wymurówki, odczytanych z poszczególnych termopar z wartościami uzyskanymi w wyniku obliczeń numerycznych. Średnie wartości temperatur mieszczą się w przedziale 609,80-701,30 °C. Można zauważyć różnice pomiędzy wartościami obliczonymi a średnimi wartościami zmie-

rzonymi. Jak pokazano w tab. 11.6, porównanie to wskazuje na istotne rozbieżności pomiędzy odczytami z poszczególnych termopar a wynikami symulacji. Dla termopar 3, 5, 7, 9 oraz 10 błąd mieści się w zakresie od -2,13 do 7,83%, natomiast dla pozostałych termopar przekracza on 10%. W przypadku termopary 6 błąd ten wynosi aż 18,68%. Tak duże różnice mogą wynikać z niepełnej stabilizacji temperatury wymurówki w chwili pomiaru. Podczas eksperymentu proces prowadzono do momentu osiągnięcia stabilizacji cieplnej stopionego żużla, co nie oznaczało jednoczesnego ustalenia się pola temperatury w całym wyłożeniu ogniotrwałym. Tym samym pomiary wykonano przed pełną stabilizacją cieplną wymurówki



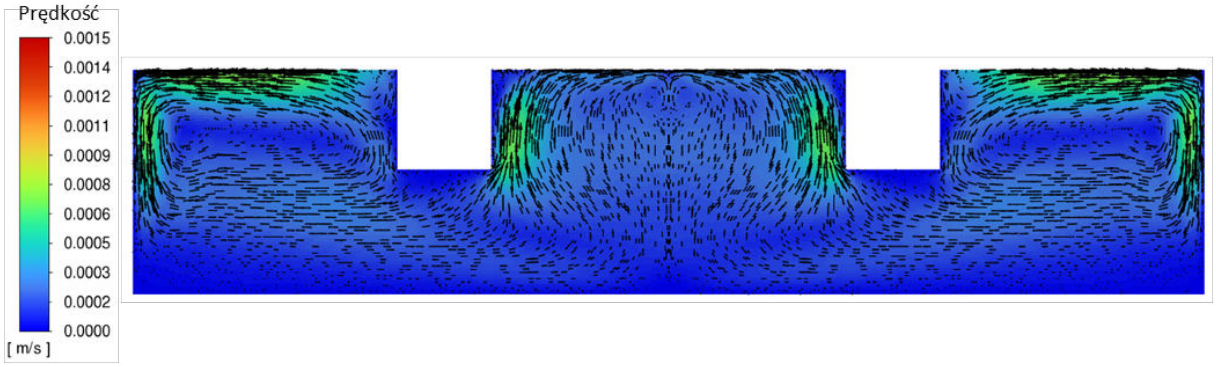
Rys. 11.9: Porównanie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla

Tabela 11.6: Zestawienie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla

Nr termopary	**Wartość zmierzona** [°C]	**Wartość obliczona** [°C]	**Błąd** [%]
3	646,44	697,07	7,83
4	710,17	785,56	12,04
5	658,04	694,70	5,57
6	623,20	739,63	18,68
7	705,04	739,63	4,85
8	683,39	785,56	14,95
9	659,00	694,70	5,42
10	712,20	697,07	-2,13

Zróżnicowanie pola temperatury w objętości pieca generuje siły wyporu, które obok siły Lorentza stanowią główny czynnik wymuszający ruch cieczy. Obliczenia hydrodynamiczne pozwalające na wyznaczenie pola prędkości i intensywności mieszania żużla zrealizowano przy założeniu przepływu laminarnego, co uzasadniono w oparciu o dostępną literaturę przedmiotu. W równaniu zachowania pędu zaimplementowano odpowiedni człon źródłowy reprezentujący działanie sił Lorentza.

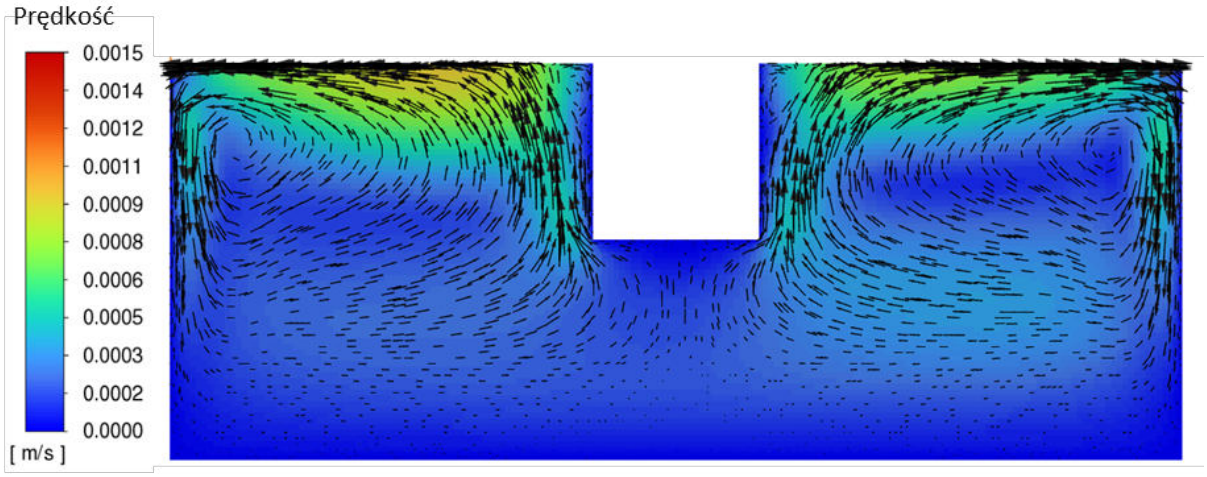
Na rys. 11.10 można zauważyć dwa obszary wysokiej prędkości przepływu w żużlu. Pierwszy z nich występuje w strefie intensywnego nagrzewania żużla, będącego skutkiem generacji ciepła ze zjawiska Joule'a-Lenza w sąsiedztwie elektrod. W tym obszarze dochodzi do szybkiej zmiany gęstości żużla, który następnie intensywnie unosi się ku powierzchni kąpieli. Następnie nagrzana ciecz przemieszcza się w kierunku ścian pieca, oddając ciepło do wymurówki. Towarzyszące temu ochłodzenie skutkuje ponownym wzrostem gęstości i opadaniem strug wzdłuż bocznych ograniczeń komory. Zestawienie wartości średnich i maksymalnych prędkości żużla zamieszczono w tabeli 11.7. Opisany mechanizm odpowiada za rozwój konwekcji swobodnej, determinującej układ prądów cyrkulacyjnych w fazie ciekłej. Należy jednak zaznaczyć, że pomimo znacznych prędkości w bezpośrednim sąsiedztwie elektrod, w strefie międzyelektrodowej występuje rozległy obszar stagnacji (znikomej prędkości przepływu), oznaczony na mapie konturowej kolorem niebieskim. Wynika to z malejących gradientów temperatury wraz z odległością od źródła ciepła, a tym samym z zaniku sił wyporu napędzających ruch płynu. Podobną strefę obniżonej prędkości zaobserwowano również w rejonie dna komory roboczej.



Rys. 11.10: Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentza w przekroju wzdłużnym pieca przechodzącym przez osie elektrod

Na rys. 11.11 przedstawiono kierunek przepływu żużla w płaszczyźnie prostopadłej do przedstawionego na rys. 11.10. Można zauważyć, że przy ścianach pieca powstają strefy recyrkulacji. Wektory prędkości wskazują na powstawanie dużych wirów konwekcyjnych w tym obszarze. Geometria układu oraz mechanizmy konwekcji naturalnej występujące w piecu prowadzą do stratyfikacji kinematycznej układu. Oznacza to, że obserwuje się intensywny ruch żużla w górnej części kąpieli oraz strefie przyściennej, podczas gdy dolna

część objętości pozostaje w spoczynku.



Rys. 11.11: Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentza w przekroju poprzecznym przechodzącym przez oś elektrody

Tabela 11.7: Wartość średnia i maksymalna prędkości żużla dla modelu laminarnego z uwzględnieniem sił Lorentza

Maksymalna prędkość [m/s]	**Średnia prędkość** [m/s]
$1{,}17 \cdot 10^{-3}$	$2{,}32 \cdot 10^{-4}$

Metodą pośrednio weryfikującą rozkład prędkości żużla był pomiar momentu obrotowego, generowanego przez oddziaływanie płynu na zanurzoną sondę. Pomiar ten został wykonany po osiągnięciu stabilnej temperatury kąpieli. Wartość momentu rosła po zanurzeniu sondy, aż do uzyskania stabilizacji na średnim poziomie 38,01 mNm. Po około 120 sekundach rejestracji danych sondę wyjęto z pieca (nie uległa ona znaczącym uszkodzeniom pod wpływem kontaktu z gorącym żużlem).

Wykonane analizy numeryczne, uwzględniające geometrię oraz lokalizację sondy zanurzeniowej, pozwoliły na obliczenie wartości momentu obrotowego generowanego w tym układzie. Porównanie wyników przedstawiono w tab. 11.8. Jak można zauważyć, zastosowanie danych literaturowych dotyczących współczynnika rozszerzalności cieplnej badanego żużla pozwoliło na uzyskanie wyników obarczonych błędem wynoszącym -14,47%. Różnica ta jest dopuszczalna, ponieważ obliczenia konwekcji naturalnej są wrażliwe na warunki brzegowe i właściwości termofizyczne układu. Jednym ze źródeł błędu może być zastosowane w obliczeniach przybliżenie Boussinesqa i ewentualny brak precyzji w doborze rozszerzalności cieplnej żużla. Najbardziej prawdopodobną przyczyną jest jednak niewielki błąd pozycjonowania sondy pomiarowej w warunkach eksperymentu, w trakcie którego sonda osadzona na długim ramieniu była wprowadzana do żużla o temperaturze

ok. 1400 °C. Biorąc pod uwagę trudności ze znalezieniem danych na temat zmienności gęstości żużla w funkcji temperatury oraz skomplikowany charakter pomiarów, wspomniana różnica jest w pełni akceptowalna.

Tabela 11.8: Zestawienie średniej wartości momentu obrotowego uzyskanego w okresie stabilizacji pomiaru z wartością obliczoną w modelu stacjonarnym procesu

Moment zmierzony [mNm]	**Moment obliczony** [mNm]	**Błąd** [%]
38,01	43,50	-14,47

11.2.1 Weryfikacja założeń projektowych: dobór modelu turbulentnego

Jednym z założeń wstępnych przyjętych podczas budowy modelu był laminarny charakter przepływu żużla. W celu weryfikacji tego założenia przeprowadzono dodatkowe symulacje z zastosowaniem przejściowych modeli turbulencji uwzględniających zjawisko przejścia: Transition $k-k_L-\omega$ oraz Transition SST, implementując również człon źródłowy sił Lorentza. Wybrane modele zostały zaprojektowane tak, aby uwzględniały przejście laminarno - turbulentne przepływu. Prezentują one różne podejścia do modelowania tak złożonych problemów przepływowych. Model Transition $k-k_L-\omega$ charakteryzuje się płynnym przejściem między przepływem laminarnym a turbulentnym poprzez uwzględnienie, obok właściwej energii kinetycznej turbulencji (k_T), dodatkowego równania na energię kinetyczną przedprzejściowych fluktuacji laminarnych (k_L). Model stale rozwiązuje równania dla obu tych wielkości, a samo przejście w turbulencję jest odwzorowane poprzez człon transferowy. Gdy kryteria przejścia zostaną osiągnięte w warstwie przyściennej, energia kinetyczna z fluktuacji laminarnych (k_L) jest płynnie przekazywana do k_T, powodując gwałtowny rozwój zjawisk turbulentnych [129]. Z kolei model Transition SST opiera się na standardowym modelu $k-\omega$ SST, zmodyfikowanym o dwa dodatkowe równania transportu: dla przerywalności (ang. intermittency, γ) oraz dla liczby Reynoldsa opartej na grubości utraty pędu Re_θ (ang. Momentum Thickness Reynolds Number) [130].

W tab. 11.9 przedstawiono maksymalną wartość współczynnika y^+ uzyskaną dla poszczególnych modeli. Aby poprawnie zastosować oba modele turbulencji, konieczne jest wygenerowanie siatek numerycznych o bardzo niskiej wartości parametru y^+ [131]. Jak można zauważyć, zastosowana siatka charakteryzuje się odpowiednio niską wartością tego współczynnika. Dla obszaru żużla jest on znacząco mniejszy od 1, natomiast dla strefy powietrza jego maksymalna wartość nieznacznie przekracza tę granicę.

Tabela 11.9: Wartości maksymalne wskaźnika y^+ dla obszaru styku płynu z ciałem stałym w zależności od zastosowanego modelu turbulentnego

Domena	**Parametr** y^+	
	Transition $k-k_L-\omega$	Transition SST
Powietrze	1,21	1,68
Żużle	$2{,}49 \cdot 10^{-3}$	$3{,}70 \cdot 10^{-3}$

Ze względu na fundamentalne różnice w aparacie matematycznym obu modeli opisującym zjawisko przejścia, potwierdzenie laminarnego charakteru przepływu wymaga niezależnej analizy wyników uzyskanych dla każdego wariantu obliczeniowego.

Dla modelu Transition $k-k_L-\omega$ wskaźnikiem laminarnego charakteru przepływu jest niska (bliska zeru) wartość energii kinetycznej turbulencji (k_T). Dla domeny żużla uzyskano maksymalną wartość tej energii na poziomie $1 \cdot 10^{-14}$. Maksymalna wartość energii kinetycznej fluktuacji laminarnych (k_L) wynosiła także $1 \cdot 10^{-14}$. Oznacza to, że obie wartości są na poziomie zera numerycznego. Wartości te jednoznacznie wskazują, że w domenie żużla nie dochodzi do powstawania wirów turbulentnych, a tym samym mamy do czynienia z przepływem o charakterze w pełni laminarnym.

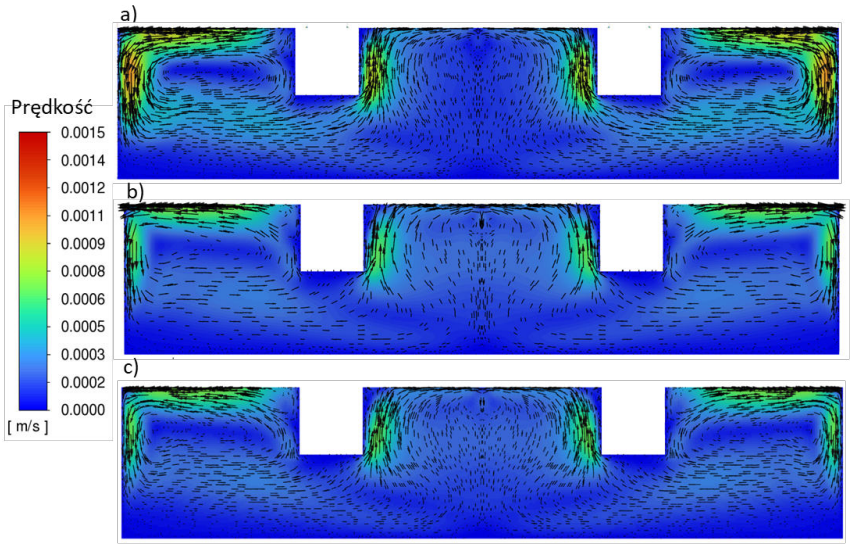
Dla modelu Transition SST wskaźnikiem laminarnego charakteru przepływu jest wartość przerywalności (γ) bliska zeru. Zmienna ta definiuje lokalne prawdopodobieństwo wystąpienia turbulencji, gdzie wartość 1 odpowiada przepływowi w pełni turbulentnemu, natomiast 0 oznacza przepływ ściśle laminarny. Dla analizowanego modelu w strefie żużla maksymalna wartość γ wynosi 0,18. Wynik ten potwierdza brak rozwiniętej struktury turbulentnej, jednoznacznie wskazując na zachowanie laminarnego charakteru przepływu w badanej objętości cieczy.

Tabela 11.10: Porównanie wartości średnich i maksymalnych prędkości żużla w zależności od zastosowanego modelu przepływu

Przepływ Laminarny		**Przepływ turbulentny Transition** $k-k_L-\omega$		**Przepływ turbulentny Transition SST**	
Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]	Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]	Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]
$1{,}17 \cdot 10^{-3}$	$2{,}32 \cdot 10^{-4}$	$1{,}19 \cdot 10^{-3}$	$2{,}36 \cdot 10^{-4}$	$1{,}16 \cdot 10^{-3}$	$2{,}30 \cdot 10^{-4}$

Na rys. 11.12 przedstawiono porównanie rozkładów prędkości w przekroju prostokątnym poprowadzonym przez oś elektrody. Można zauważyć, że rozkłady prędkości dla wszystkich zastosowanych modeli są do siebie bardzo zbliżone. W tab. 11.10 zaprezentowano zestawienie uzyskanych prędkości maksymalnych oraz średnich dla objętości żużla w zależności od przyjętego modelu turbulencji. Na podstawie analizy tych wartości można stwierdzić, że wpływ wyboru modelu turbulencji na wyniki jest niewielki. Średnie

wartości prędkości uzyskane dla modeli przejścia różnią się zaledwie o -1,72% (Transition $k - k_L - \omega$) oraz o 0,86% (Transition SST) w stosunku do prędkości obliczonej z wykorzystaniem modelu laminarnego. Stanowi to ostateczne potwierdzenie poprawności i zasadności zastosowania modelu czysto laminarnego w analizowanym przypadku.

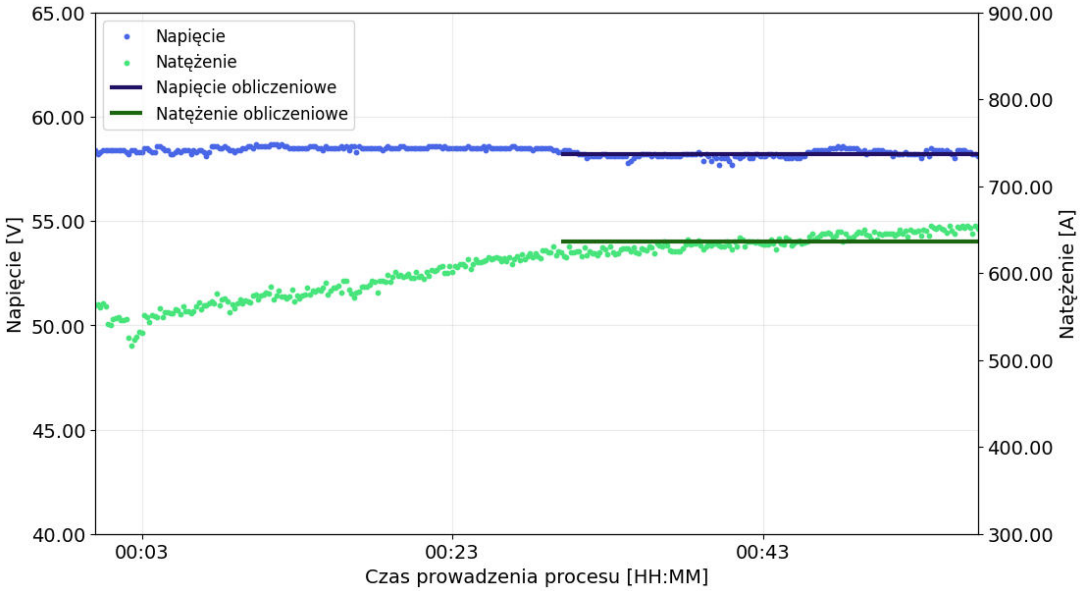


Rys. 11.12: Porównanie rozkładu prędkości w przekroju wzdłużnym w osi elektrod dla obliczeń a) model laminarny uwzględniający siłę Lorentza; b) model turbulentny Transition $k - k_L - \omega$; c) model turbulentny Transition SST

11.3 Wariant II – konfiguracja z elektrodami zanurzonymi 2 cm nad dnem żużla

Drugi wariant pomiarowy obejmował analizę pracy pieca w konfiguracji, w której elektrody zanurzono symetrycznie, w odległości 2 cm od jego dna. Model do symulacji przygotowano w sposób identyczny jak w poprzednim wariancie, przyjmując te same właściwości materiałowe oraz warunki brzegowe.

Podobnie jak w poprzednim wariancie, podczas tej części przetopów w sposób ciągły rejestrowano zmiany parametrów elektrycznych (napięcia i natężenia prądu). Na rys. 11.13 przedstawiono przebieg zmian tych parametrów w funkcji czasu podczas przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym. Średnie wartości napięcia oraz natężenia prądu wyznaczono dla okresu stabilizacji układu (tj. po 30-minutowym okresie pracy pieca). Wartość skuteczna napięcia wyniosła 58,26 V, natomiast natężenia prądu – 632,78 A. Na wspomnianym wykresie (rys. 11.13) linią ciągłą zaznaczono wartości skuteczne od momentu ustabilizowania się warunków. Zgodnie z metodologią przyjętą w wariancie 1, uzyskane wartości wykorzystano do przeprowadzenia symulacji w oprogramowaniu GetDP



Rys. 11.13: Przebieg zmian wartości skutecznych napięcia i natężenia prądu w funkcji czasu podczas przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym

W wariancie 2 zastosowano taką samą metodykę jak w wariancie 1. Symulacje przeprowadzono dla stałej wartości natężenia prądu wynoszącej 632,78 A oraz częstotliwości 50 Hz. Na podstawie tych parametrów obliczono rozkład mocy cieplnej wydzielanej w objętości żużla w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza. Rozkład ten wykorzystano następnie jako źródło ciepła w analizie termicznej i hydrodynamicznej pieca.

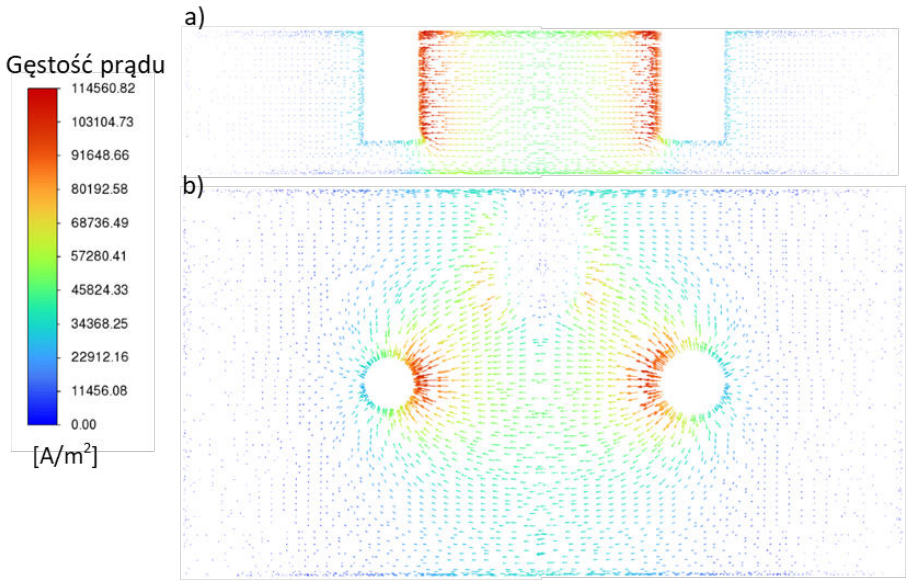
Dodatkowo, w związku ze zmianą parametrów zasilania, ponownie zweryfikowano

zgodność napięcia zmierzonego z obliczonym numerycznie. Pozwoliło to potwierdzić poprawność przyjętych właściwości elektrycznych materiałów. W tab. 11.11 przedstawiono porównanie wartości skutecznej napięcia uzyskanej z pomiarów podczas przetopu z wartością obliczoną w oprogramowaniu GetDP. Jak można zauważyć, błąd względny między tymi wynikami wynosi -0,16%, co dowodzi, że przewodność elektryczna materiałów w modelu pieca została zdefiniowana prawidłowo.

Tabela 11.11: Porównanie zmierzonej wartości skutecznej napięcia w okresie stabilizacji pracy pieca z wartością obliczoną numerycznie w programie GetDP

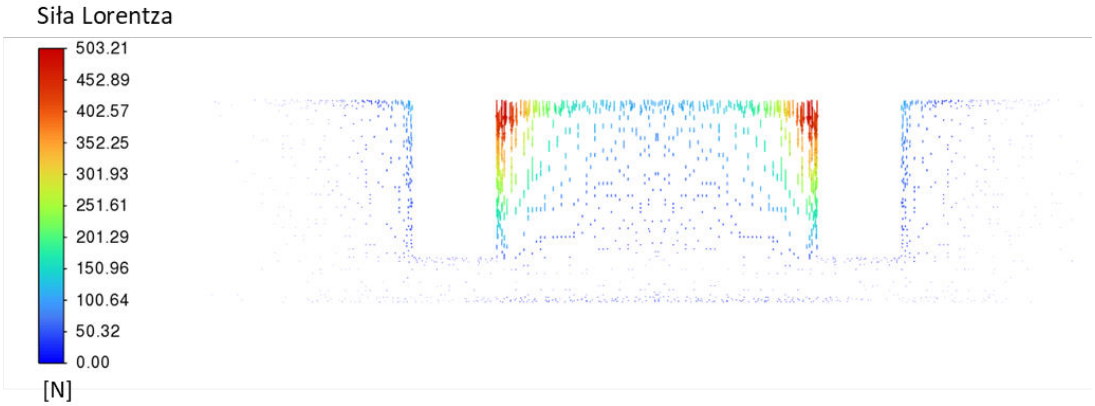
	Wartość zmierzona [V]	**Wartość Obliczona** [V]	**Błąd** [%]
Napięcie	58,26	58,36	-0,16

Na rys. 11.14 przedstawiono przestrzenny rozkład gęstości prądu w objętości żużla. Najwyższe wartości tego parametru odnotowano w bezpośrednim sąsiedztwie elektrod. Ze względu na ich głębsze zanurzenie w kąpieli, strefa podwyższonej gęstości prądu jest wyraźnie obszerniejsza w porównaniu z wariantem 1. Podobnie jak w poprzednim wariancie, mimo pozornie symetrycznej konfiguracji elektrod, rozkład gęstości prądu nie zachowuje pełnej symetrii względem osi układu. Wynika to z obecności sondy pomiarowej momentu obrotowego (niewidocznej na rysunku), która wprowadza lokalne zaburzenia, naruszając symetrię przepływu. Warto również zwrócić uwagę na lokalny wzrost gęstości prądu na granicy faz grafit–żużel. Jest on bezpośrednim skutkiem intensywnej wymiany ładunku pomiędzy elektrodą a żużlem w strefie kontaktu.



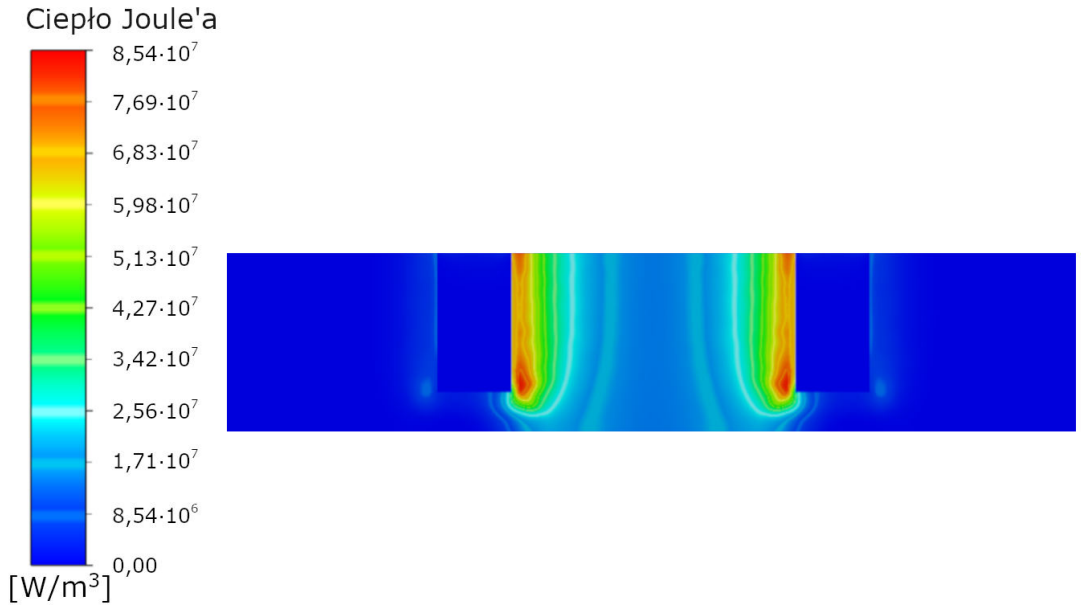
Rys. 11.14: Rozkład prądu płynącego pomiędzy elektrodami grafitowymi w objętości żużla w a) przekroju podłużnym w osi elektrod; b) w płaszczyźnie przechodzącej przez połowę zanurzonej części elektrody

Na rys. 11.15 przedstawiono pole wektorowe gęstości objętościowej siły Lorentza. Średnia wartość tego parametru w fazie żużlowej wynosi 20,88 N/m^3. Najwyższe wartości siły obserwuje się w górnej części kąpieli, w bezpośrednim sąsiedztwie elektrod.



Rys. 11.15: Rozkład siły Lorentza w przekroju podłużnym w osi elektrod

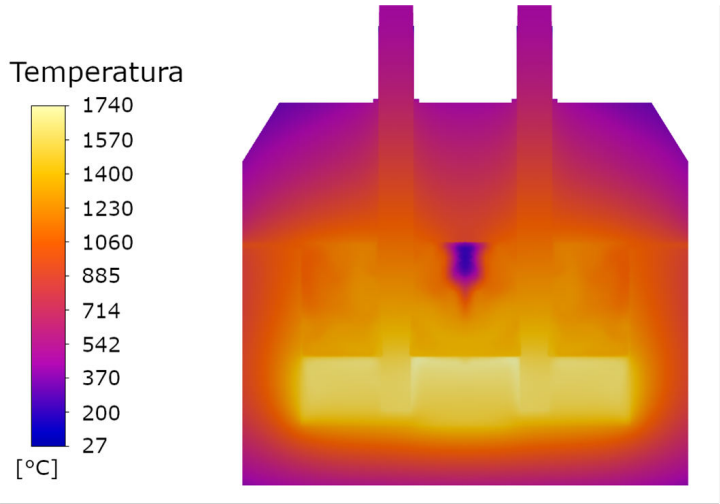
Na rys. 11.16 przedstawiono rozkład gęstości mocy cieplnej generowanej wskutek zjawiska Joule'a-Lenza. Najwyższe wartości odnotowano w obszarze pomiędzy elektrodami, ze szczególnym nasileniem w strefie kontaktu grafit–żużel, wzdłuż całej wysokości zanurzonej części elektrody. Wynika to bezpośrednio z rozkładu gęstości prądu przedstawionego na rys. 11.14. Uzyskany rozkład jest zgodny z przewidywaniami teoretycznymi, co potwierdza poprawność przeprowadzonych symulacji.



Rys. 11.16: Rozkład gęstości mocy cieplnej powstałej w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza w przekroju podłużnym w osi elektrod

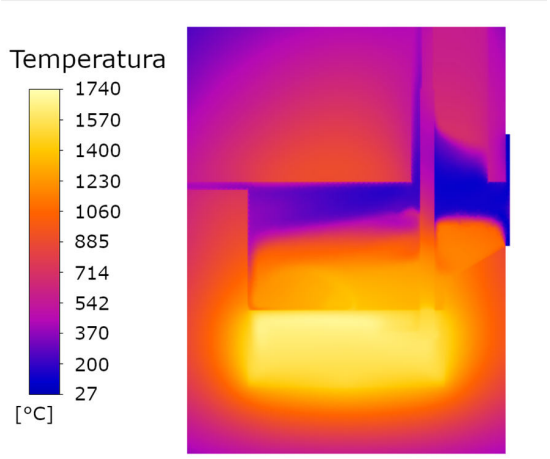
Zgodnie z metodyką przyjętą w wariancie 1, wyznaczone wartości gęstości mocy cieplnej (wynikające ze zjawiska Joule'a-Lenza) zaimplementowano jako człon źródłowy w rów-

naniu zachowania energii. Ponadto model rozszerzono o człon objętościowej siły Lorentza, który uwzględniono w równaniu zachowania pędu. Na rys. 11.17 przedstawiono rozkład temperatury w przekroju podłużnym pieca. Jak można zauważyć, obszar najwyższych temperatur pokrywa się ze strefą maksymalnej gęstości prądu. Widoczny jest również pionowy gradient temperatury w warstwie żużla, który inicjuje jego ruch konwekcyjny. Z kolei w objętości gazów procesowych obserwuje się lokalne obniżenie temperatury. Jest to bezpośredni skutek zasysania świeżego powietrza, wymuszanego przez odciąg instalacji oczyszczania gazów. Chłodne powietrze o temperaturze otoczenia wymaga czasu na ogrzanie, co prowadzi do powstania wyraźnej strefy wychłodzenia.



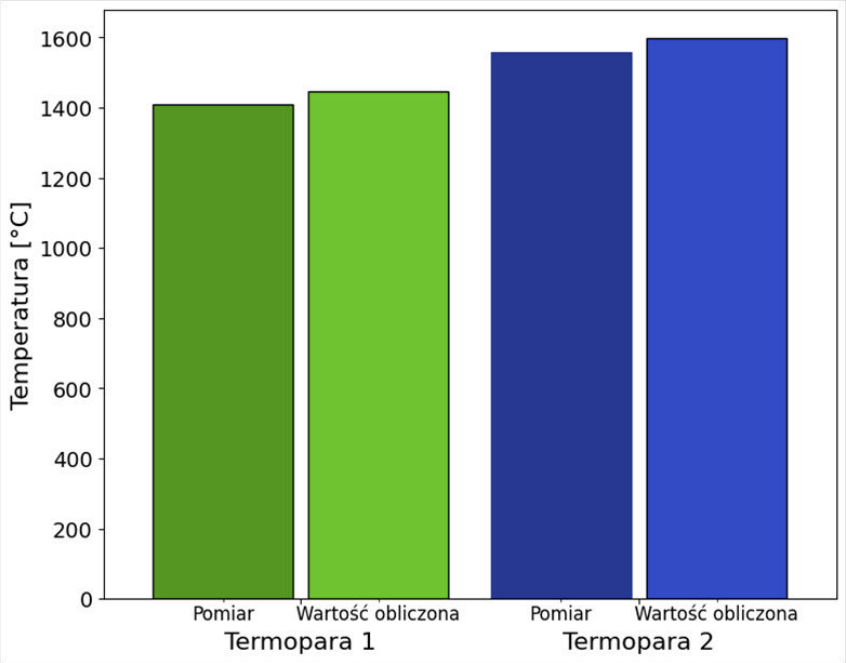
Rys. 11.17: Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami, zanurzonymi 2 cm nad dnem pieca, w przekroju podłużnym w osi elektrod

Na rys. 11.18 przedstawiono rozkład temperatury w przekroju poprzecznym pieca. Zaobserwować można wyższą temperaturę żużla przy jego powierzchni w porównaniu z obszarem przy dnie, a także zróżnicowane pole temperatury gazów w przestrzeni roboczej i kanale wylotowym. W przekroju tym znacznie precyzyjniej zobrazowano strefy występowania chłodnych gazów odbierających ciepło z układu. Jak można zauważyć, obszary o obniżonej temperaturze zlokalizowane są w bezpośrednim sąsiedztwie wlotów powietrza. Różnice w polu temperatury między wariantem I a II wynikają z większej ilości ciepła wydzielanego na skutek zjawiska Joule'a-Lenza w drugim z analizowanych przypadków. Prowadzi to do podwyższenia ogólnej temperatury procesu, co z kolei indukuje intensywniejszy napływ chłodnego powietrza do wnętrza układu.



Rys. 11.18: Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla w przekroju poprzecznym stanowiącym powierzchnie symetrii układu

Zastosowany układ pomiarowy pozwolił na ciągłą rejestrację zmian temperatury żużla w trakcie przetopu. Rozmieszczenie termopar przedstawiono na rys. 11.17 i 11.18. Analogicznie jak w wariancie 1, do walidacji wyników obliczeń przyjęto średnie wartości temperatury z okresu po ustabilizowaniu się parametrów termicznych pieca. Na rys. 11.19 zaprezentowano wykres słupkowy porównujący średnie wartości temperatury zmierzonej w warunkach stabilnych z wynikami uzyskanymi na drodze symulacji numerycznych. Temperatura żużla stabilizuje się po upływie około 30 minut od rozpoczęcia procesu, osiągając wartość 1410,28 °C dla termopary 1 oraz 1556,23 °C dla termopary 2.



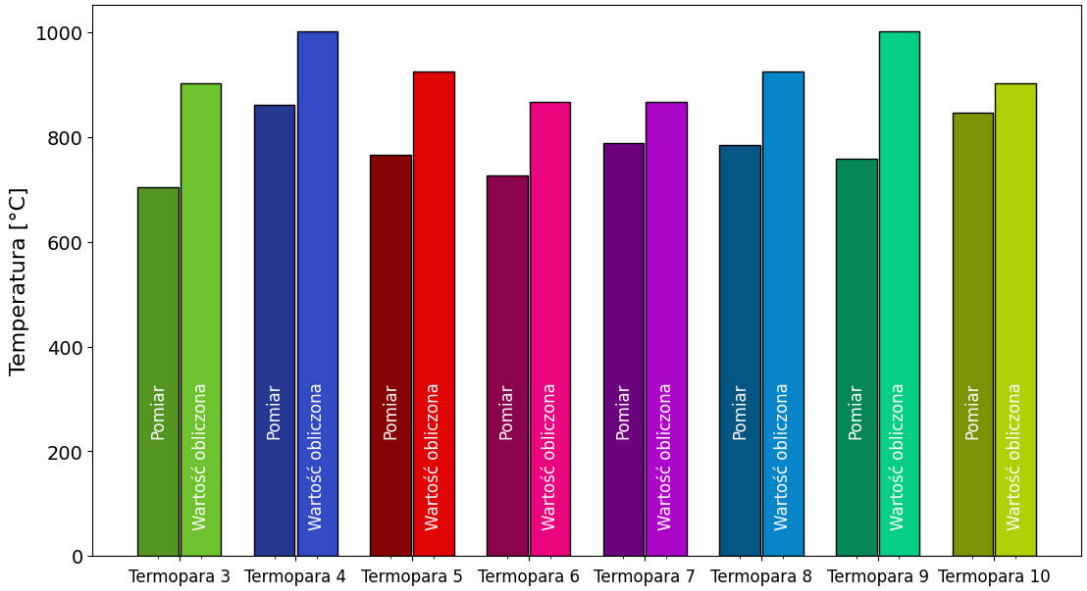
Rys. 11.19: Porównanie średnich wartości temperatury żużla z okresu stabilnej pracy pieca z wynikami symulacji numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna)

W tab. 11.12 przedstawiono zestawienie wartości temperatury żużla uzyskanych na drodze pomiarów oraz obliczeń numerycznych. Analiza porównawcza wyników symulacji z danymi eksperymentalnymi wykazuje dobrą zgodność obu podejść, przy czym maksymalny błąd względny wynosi 2,66%. Potwierdza to adekwatność przyjętego modelu, który z wysoką dokładnością odwzorowuje rzeczywiste warunki cieplne procesu.

Tabela 11.12: Zestawienie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna)

Nr termopary	**Wartość zmierzona** [°C]	**Wartość obliczona** [°C]	**Błąd** [%]
1	1410,28	1447,49	2,64
2	1556,23	1597,56	2,66

Na rys. 11.20 przedstawiono porównanie średnich wartości temperatury wymurówki, zarejestrowanych przez poszczególne termopary, z wynikami obliczeń numerycznych. Zmierzone średnie wartości temperatury mieszczą się w przedziale od 704,47 do 861,55 °C. Obserwuje się znaczne rozbieżności pomiędzy wartościami obliczonymi a danymi eksperymentalnymi. Wynika to z faktu, że proces pomiarowy został przerwany przed ustabilizowaniem się pola temperatury w wymurówce (nie osiągnięto stanu ustalonego w tej strefie pieca).



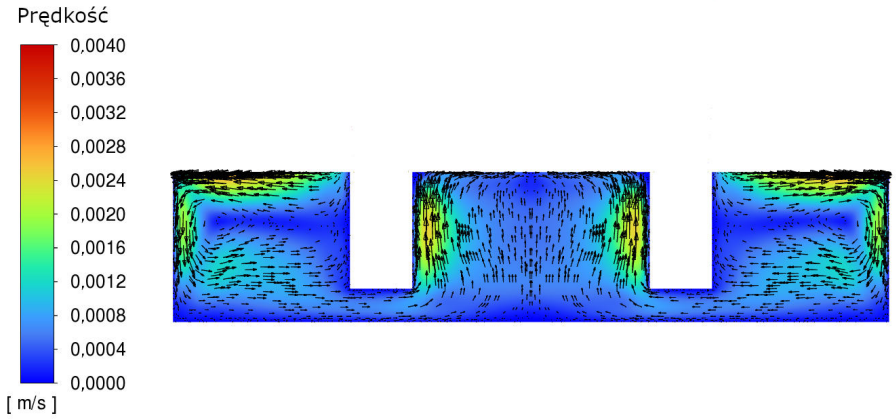
Rys. 11.20: Porównanie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna)

W przypadku wyłożenia ogniotrwałego (tab. 11.13) zestawienie zmierzonych wartości temperatury z wynikami obliczeń numerycznych wykazuje istotne rozbieżności. Uzyskane z pomiarów wartości mieszczą się w zakresie od 868,14 do 1002,15 °C, co skutkuje błędem względnym względem symulacji na poziomie od 6,63% do 31,97%. Podobnie jak w poprzednim wariancie, eksperyment prowadzono jedynie do momentu uzyskania stabilizacji cieplnej żużla. Ze względu na dużą bezwładność cieplną materiałów ceramicznych nie jest to równoznaczne z osiągnięciem stanu ustalonego w całej objętości wyłożenia ogniotrwałego.

Tabela 11.13: Zestawienie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna)

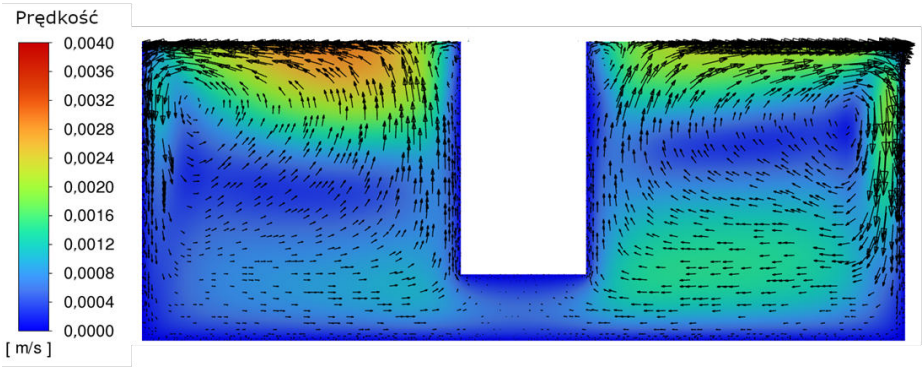
Nr termopary	**Wartość zmierzona** [°C]	**Wartość obliczona** [°C]	**Błąd** [%]
3	704,47	903,98	28,32
4	861,55	1002,15	16,32
5	766,94	926,36	20,79
6	726,71	868,14	19,46
7	789,12	868,14	10,01
8	784,61	926,36	18,07
9	759,40	1002,15	31,97
10	847,77	903,98	6,63

Uzyskany rozkład temperatury oraz sił Lorentza pozwala na analizę pola prędkości przepływu żużla. Na rys. 11.21, podobnie jak w poprzednim wariancie, można zaobserwować dwa obszary o podwyższonej prędkości przepływu. Pierwszy z nich zlokalizowany jest w strefie intensywnego nagrzewania, wynikającego z wydzielania ciepła Joule'a-Lenza w bezpośrednim sąsiedztwie elektrod. W obszarze tym dochodzi do znacznego spadku gęstości żużla, co wymusza jego intensywne unoszenie się ku powierzchni kąpieli. Następnie nagrzany żużel przemieszcza się w kierunku ścian pieca, gdzie zachodzi wymiana ciepła między nim a wymurówką. Wskutek ochłodzenia gęstość żużla ponownie wzrasta, co skutkuje przyspieszeniem jego opadania w stronę dna. Zestawienie wartości średniej i maksymalnej prędkości przepływu żużla przedstawiono w tab. 11.14. Opisany mechanizm generuje silną cyrkulację opartą na konwekcji naturalnej, która determinuje charakterystyczny układ ruchu w całej objętości tej fazy.



Rys. 11.21: Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentz'a w przekroju wzdłużnym pieca przechodzącym przez osie elektrod

Na rys. 11.22 przedstawiono przekrój pionowy pieca poprowadzony wzdłuż osi elektrody. Można na nim zaobserwować dwa wiry konwekcyjne formujące się przy ścianach komory roboczej. Dodatkowo w analizowanym wariancie odnotowano wzrost prędkości żużla w strumieniu powrotnym, zlokalizowanym w tylnej części komory. Zjawisko to jest bezpośrednim skutkiem występowania wyższego gradientu temperatury, który intensyfikuje ruch konwekcyjny i napędza szybszy przepływ żużla.



Rys. 11.22: Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentz'a w przekroju poprzecznym wzdłuż osi elektrody

Tabela 11.14: Wartość średnia i maksymalna prędkości żużla dla modelu laminarnego z uwzględnieniem sił Lorentz'a

Przepływ Laminarny	
Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]
$4{,}83 \cdot 10^{-3}$	$1{,}01 \cdot 10^{-3}$

W analizowanym wariancie ponownie przeprowadzono pomiary weryfikujące z wykorzystaniem sondy zanurzeniowej i miernika momentu obrotowego, stosując metodykę analogiczną do wariantu I. Od chwili zanurzenia sondy obserwowano stopniowy wzrost wskazań momentu obrotowego, aż do osiągnięcia przez układ stanu ustalonego. Średnia zarejestrowana wartość tego parametru w warunkach stabilnych wyniosła 143,48 mNm.

Przeprowadzone analizy numeryczne umożliwiły wyznaczenie wartości momentu obrotowego wywieranego na sondę. Porównanie uzyskanych wyników zestawiono w tab. 11.15. Wykorzystanie danych literaturowych dotyczących współczynnika rozszerzalności cieplnej badanego żużla pozwoliło na osiągnięcie bardzo wysokiej zgodności z eksperymentem, błąd między wartością obliczoną a zmierzoną wyniósł zaledwie 4,62%.

Tabela 11.15: Zestawienie średniej wartości momentu obrotowego uzyskanego w okresie stabilizacji pomiaru z wartością obliczoną w modelu stacjonarnym procesu

Moment zmierzony [mNm]	**Moment obliczony** [mNm]	**Błąd** [%]
143,48	136,84	4,62

11.3.1 Weryfikacja założeń projektowych: dobór modelu turbulentnego

W związku ze zmianą geometrii elektrod oraz wartości przepływającego prądu, ponownie zweryfikowano założenie o laminarnym charakterze przepływu. W tym celu wykorzystano te same modele uwzględniające zjawiska przejściowe: Transition $k - k_L - \omega$ oraz Transition SST. Tak jak w poprzednim przypadku sprawdzono wartość bezwymiarowego parametru y^+ (tab. 11.16).

Tabela 11.16: Wartości maksymalna wskaźnika y^+ dla obszaru styku płynu z ciałem stałym w zależności od zastosowanego modelu turbulentnego

Domena	**Parametr** y^+	
	$k - \epsilon$	$k - \omega$
Powietrze	0,91	1,24
Żużle	$4{,}79 \cdot 10^{-3}$	$4{,}87 \cdot 10^{-3}$

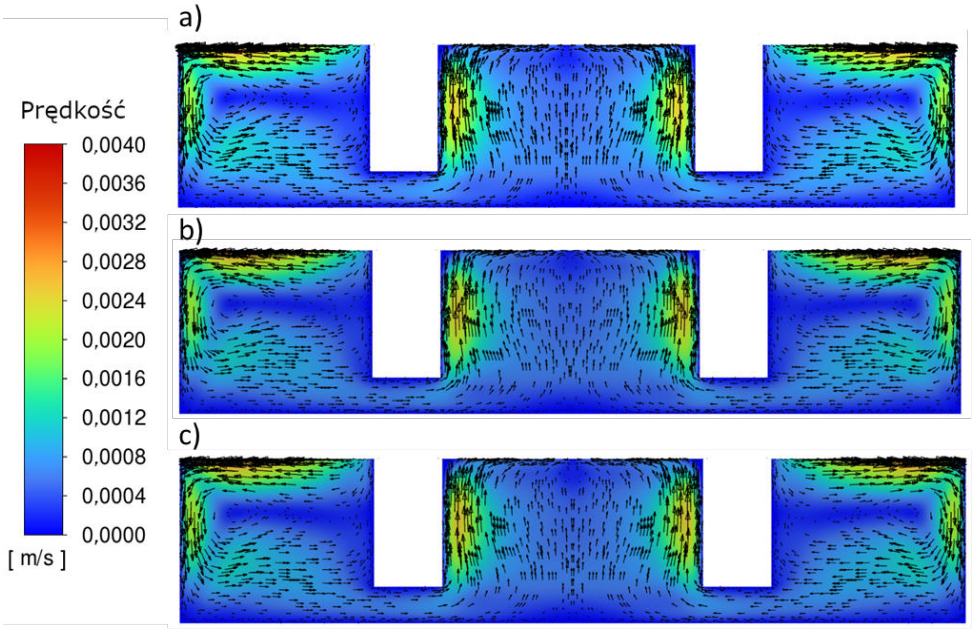
W analizowanej objętości żużla maksymalna wartość energii kinetycznej fluktuacji laminarnych (k_L) wynosi $1 \cdot 10^{-14}$, podobnie jak maksymalna wartość k_T, która również przyjmuje wartość $1 \cdot 10^{-14}$. Wyniki te stanowią tak zwane zero numeryczne. Jest to jednoznaczne potwierdzenie w pełni laminarnego charakteru przepływu w całej objętości żużla, zgodnie z warunkiem opisanym w Wariancie I dla modelu Transition $k - k_L - \omega$.

W przypadku modelu Transition SST wskaźnikiem w pełni laminarnego charakteru przepływu jest współczynnik przerywalności (γ), co zostało szerzej omówione w wariancie 1. Dla analizowanego przypadku maksymalna wartość tego parametru wynosi zaledwie 0,054.

Na rys. 11.23 przedstawiono zestawienie pól prędkości żużla w przekroju przechodzącym przez oś elektrody. Jak można zauważyć, rozkłady wyznaczone przy użyciu poszczególnych modeli są do siebie bardzo zbliżone. W tab. 11.17 zestawiono maksymalne i średnie wartości prędkości w całej objętości fazy żużlowej dla analizowanych modeli obliczeniowych. Można zauważyć, że poszczególne wartości prędkości nieznacznie różnią się pomiędzy zastosowanymi modelami turbulentnymi.

Tabela 11.17: Porównanie wartości średnich i maksymalnych prędkości żużla w zależności od zastosowanego modelu przepływu

Przepływ Laminarny		**Przepływ turbulentny Transition** $k - k_L - \omega$		**Przepływ turbulentny Transition SST**	
Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]	Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]	Maksymalna prędkość [m/s]	Średnia prędkość [m/s]
$4{,}83 \cdot 10^{-3}$	$1{,}01 \cdot 10^{-3}$	$4{,}08 \cdot 10^{-3}$	$8{,}68 \cdot 10^{-4}$	$4{,}66 \cdot 10^{-3}$	$9{,}98 \cdot 10^{-4}$



Rys. 11.23: Porównanie rozkładu prędkości dla obliczeń a) model laminarny; b) model turbulentny Transition $k - k_L - \omega$; c) model turbulentny Transition SST

Przeprowadzona analiza porównawcza wyników modelowania przepływu żużla i powietrza z wykorzystaniem modelu laminarnego oraz modeli zjawisk przejściowych (Transition $k-k_L-\omega$, Transition SST) jednoznacznie wskazuje na laminarny charakter ruchu płynów w badanym układzie. Fakt ten ponownie uzasadnia wybór znacznie mniej wymagającego obliczeniowo modelu laminarnego jako podstawy do przeprowadzenia głównej części badań.

11.4 Dyskusja o wiarygodności modelu procesu

Analiza porównawcza przedstawionych wyników badań eksperymentalnych, przeprowadzonych w pilotowej instalacji elektrycznego pieca oporowo-łukowego, oraz wyników symulacji numerycznych pozwala stwierdzić, że opracowany model matematyczny z dużą dokładnością odwzorowuje rzeczywisty obszar żużla w stanie ustalonym. W obu badanych wariantach odnotowano jedynie niewielkie rozbieżności między wartościami zmierzonymi a obliczonymi, zarówno w odniesieniu do temperatury kąpieli żużlowej, jak i momentu obrotowego działającego na zanurzoną sondę. Istotniejsze odchylenia zaobserwowano tylko w przypadku pola temperatury wymurówki.

Zestawienie średnich wartości temperatury pochodzących z pomiarów eksperymentalnych i symulacji numerycznych wykazuje, że w obu analizowanych wariantach błąd względny dla termopar umieszczonych w wymurówce (tab. 11.6 i 11.13) przekracza 20%. Jest to bezpośrednie następstwo nieosiągnięcia pełnej stabilizacji cieplnej przez wyłożenie ogniotrwałe. Jako główne kryterium kontrolne procesu przyjęto bowiem temperaturę żużla

oraz parametry elektryczne układu, a przetop prowadzono jedynie do momentu ustabilizowania się tych wielkości. W przypadku wszystkich pozostałych punktów pomiarowych maksymalny błąd względny nie przekracza 10%.

Obniżenie elektrod wraz ze wzrostem napięcia prądu dostarczanego do elektrod spowodowało wzrost średniej prędkości żużla. Dla pierwszego wariantu wyniosła ona $2{,}32 \cdot 10^{-4}$ m/s, natomiast dla wariantu II osiągnęła poziom $1{,}01 \cdot 10^{-3}$ m/s. Ta zmiana jest bezpośrednio związana ze zwiększeniem ilości wydzielanego ciepła Joule'a-Lenza. Ponadto na wzrost prędkości może wpływać niższe położenie (lub: lokalizacja) wydzielenia ciepła.

Analiza wyników pomiarów momentu obrotowego działającego na zanurzoną sondę wykazuje wysoką zgodność modelu z rzeczywistym przebiegiem procesu. W wariancie 1 (tab. 11.8) błąd między wartością obliczoną a zmierzoną wynosi -14,47%, natomiast w wariancie 2 (tab. 11.15) wyniósł zaledwie 4,62%. Mimo wyższej wartości błędu w wariancie 1, co prawdopodobnie wynika z niedokładnego odwzorowania położenia sondy w modelu numerycznym względem układu rzeczywistego, wyniki te stanowią jednoznaczne potwierdzenie poprawności założonego modelu matematycznego. Potwierdzają one również adekwatność zaimplementowanego w symulacjach współczynnika rozszerzalności cieplnej żużla, przyjętego na podstawie danych literaturowych [121].

Rozdział 12

Metody zwiększenia intensywności mieszania żużla w piecu oporowym

12.1 Wpływ zmiany częstotliwości prądu przemiennego na pracę pieca łukowo-oporowego

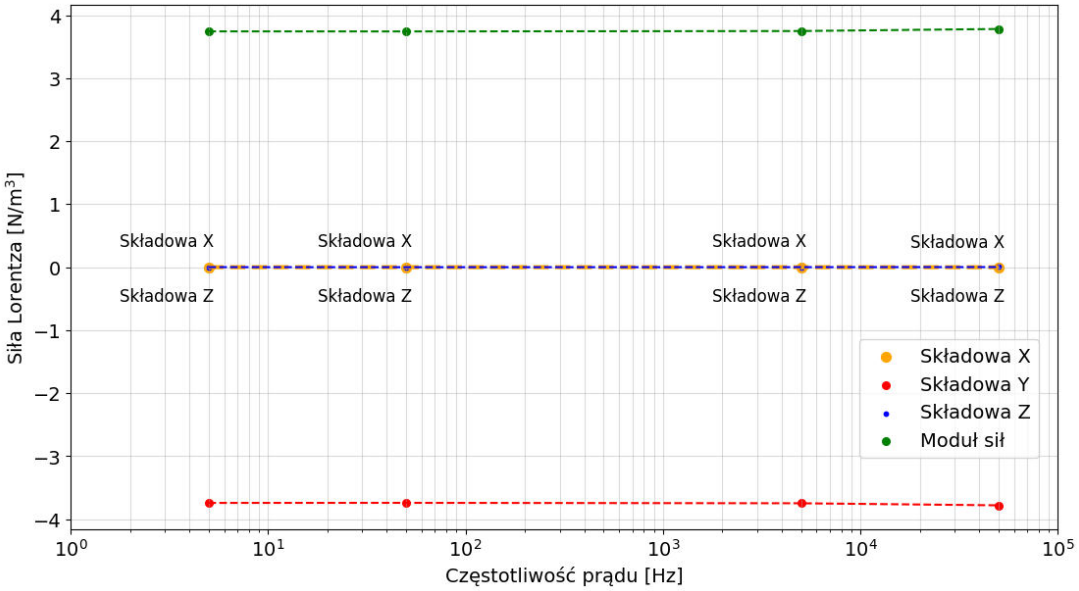
Jednym ze sposobów poprawy działania pieca elektrycznego może być zmiana częstotliwości prądu dostarczanego do elektrod. Jak wykazano w pracy [132], zmiana częstotliwości może korzystnie wpłynąć na przebieg procesu.

Należy jednak pamiętać, że częstotliwość prądu wykorzystywanego do nagrzewania pieca elektrycznego nie jest bezpośrednio uwzględniana w równaniu opisującym objętościową gęstość mocy Joule'a–Lenza. Może ona jednak wpływać na całkowitą moc generowaną w układzie poprzez zmianę rozkładu wektora gęstości prądu oraz wektora natężenia pola elektrycznego. W niniejszym rozdziale rozpatrzono przypadek stałej całkowitej mocy Joule'a–Lenza, uzyskanej przez narzucenie stałej mocy czynnej.

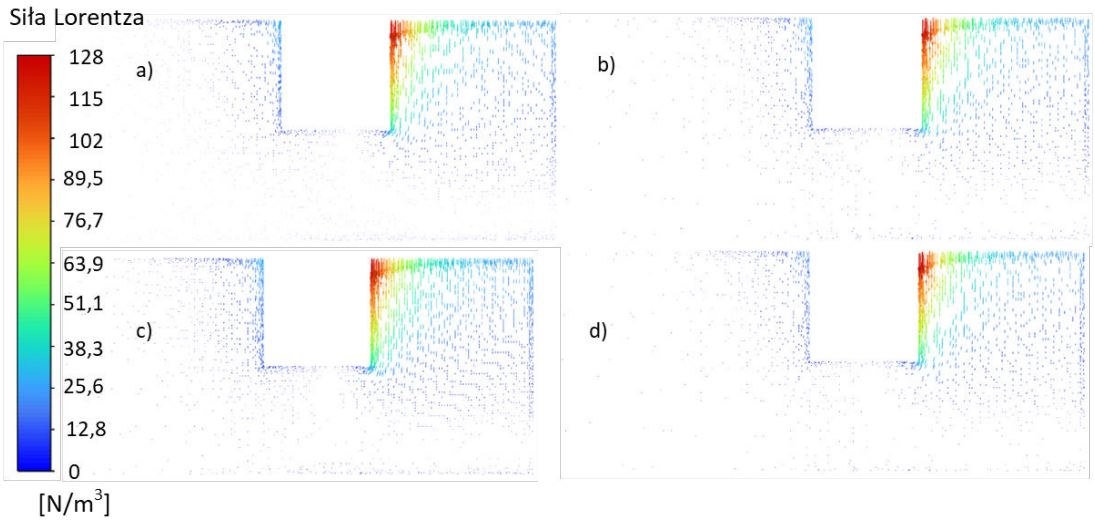
Częstotliwość wpływa również na głębokość wnikania pola elektromagnetycznego w kąpiel żużlową. Przy niższych częstotliwościach prąd wnika głębiej w objętość kąpieli, co może sprzyjać bardziej równomiernemu rozkładowi objętościowego źródła ciepła w żużlu, zwłaszcza gdy głębokość wnikania jest większa od charakterystycznego wymiaru kąpieli. Wraz ze wzrostem częstotliwości nasila się natomiast zjawisko naskórkowe, prowadzące do zmniejszenia głębokości wnikania pola elektromagnetycznego. W rezultacie może pogorszyć się równomierność rozkładu źródła ciepła w kąpieli żużlowej. Zmiana ta może następnie wpłynąć na rozkład temperatury oraz konwekcyjny ruch żużla.

Dodatkowo zmiana rozkładu pola elektromagnetycznego może wpływać na rozkład sił Lorentza, a tym samym modyfikować strukturę przepływów magnetohydrodynamicznych ciekłego stopu. W celu określenia wpływu zmiany częstotliwości prądu w badanym

układzie przeprowadzono analizy dla czterech jej wartości: 5, 50 (wartość bazowa), 5000 oraz 50 000 Hz. Dla każdej z nich wyznaczono średnie wartości składowych siły Lorentza oraz jej moduł, które przedstawiono na rys. 12.1. Na rys. 12.2 przedstawiono rozkład wektorowy siły Lorentza w układzie dla poszczególnych częstotliwości.



Rys. 12.1: Zmiana średnich wartości poszczególnych składowych oraz modułu siły Lorentza w funkcji częstotliwości prądu.

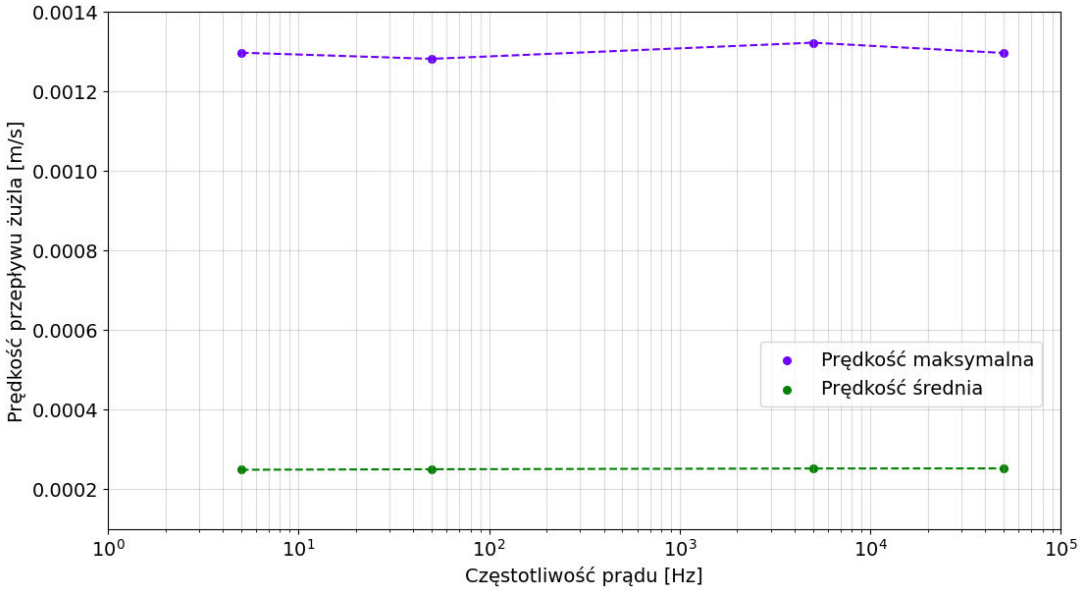


Rys. 12.2: Rozkład wektorowy siły Lorentza w układzie dla analizowanych częstotliwości prądu: a) 5 Hz, b) 50 Hz, c) 5 000 Hz, d) 50 000 Hz

Jak wynika z uzyskanych rezultatów, zmiana częstotliwości prądu – przy zachowaniu stałej, całkowitej mocy Joule'a–Lenza wydzielanej w żużlu – nie wpływa na średnie wartości poszczególnych składowych wektora gęstości siły Lorentza ani na jego moduł. Na podstawie analizy pola wektorowego (rys. 12.2) można stwierdzić, że częstotliwość

nie modyfikuje charakteru tego rozkładu. Obszary o niewielkich wartościach gęstości siły są determinowane wyłącznie przez geometrię pieca oraz przestrzenny rozkład wektora gęstości prądu.

Wskazuje to na brak wpływu analizowanego parametru na prędkość mieszania żużla, co zilustrowano na rys. 12.3. Choć można na nim zaobserwować niewielkie fluktuacje wartości maksymalnej dla poszczególnych częstotliwości, to wielkość ta ma lokalny charakter. Jej nieznaczne wahania pomiędzy poszczególnymi symulacjami wynikają ze specyfiki rozwiązań numerycznych w podmodelu hydrodynamicznym. Uzyskane wyniki potwierdzają zatem wstępną hipotezę o braku istotnego wpływu częstotliwości prądu na pole przepływu żużla w rozpatrywanej skali pieca.



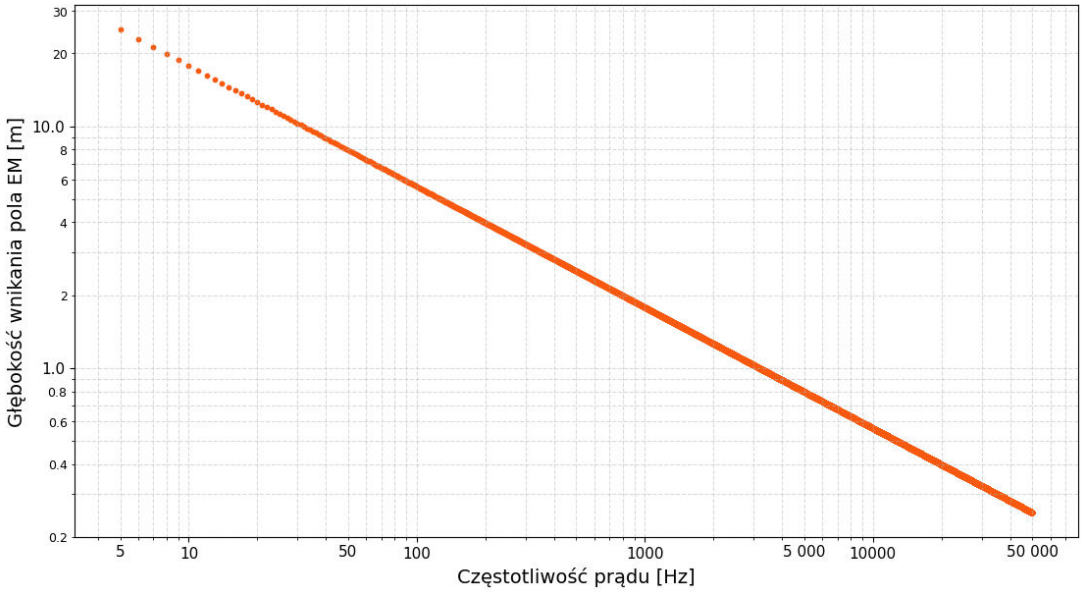
Rys. 12.3: Zmiana wartości maksymalnej i średniej prędkości przepływu żużla w funkcji częstotliwości prądu

Powyższe rezultaty można wytłumaczyć zjawiskiem naskórkowości, które występują podczas przepływu prądu przemiennego i polega na zwiększeniu gęstości prądu w warstwie przypowierzchniowej przewodnika kosztem jego wnętrza. Przyczyną tego mechanizmu jest zmienne w czasie pole magnetyczne, wytwarzane przez sam przewodnik. Indukuje ono wewnątrz materiału prądy wirowe, które przeciwdziałają przepływowi prądu w środkowej części przekroju, wypychając ładunki ku powierzchni. Intensywność efektu naskórkowego nasila się wraz ze wzrostem częstotliwości prądu, a także przewodności elektrycznej oraz przenikalności magnetycznej materiału przewodnika. W konsekwencji prowadzi to do zwiększenia rezystancji czynnej przewodnika dla prądu przemiennego w stosunku do jej wartości dla prądu stałego. Podstawową wielkością charakteryzującą to zjawisko jest głębokość wnikania δ, definiowana jako odległość od powierzchni przewodnika, na której amplituda gęstości prądu maleje e-krotnie względem wartości przypowierzchniowej.

Głębokość tę wyznacza się z zależności:

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \mu \sigma}} \tag{12.1}$$

gdzie: f – częstotliwość prądu, μ – przenikalność magnetyczna próżni, σ – przewodność elektryczna żużla.

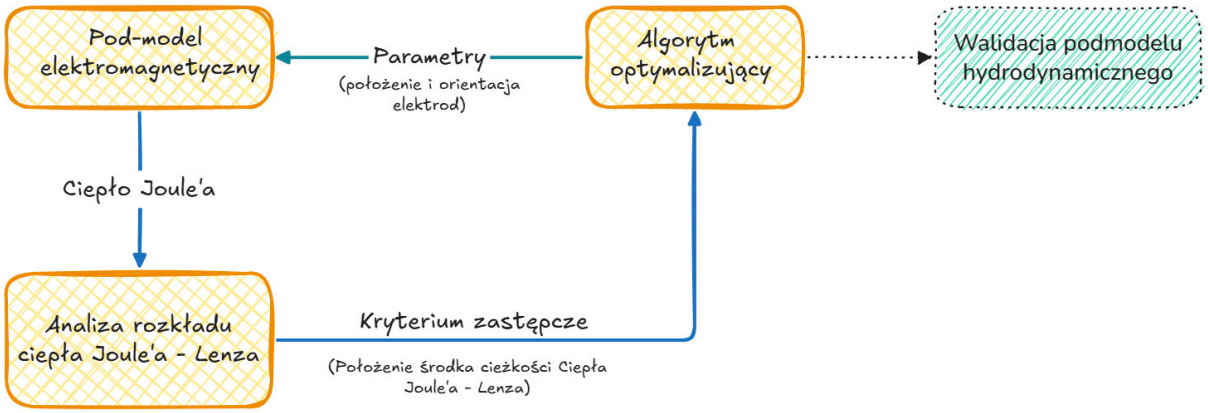


Rys. 12.4: Zmiana głębokości wnikania pola elektromagnetycznego w funkcji częstotliwości prądu

Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 12.4, który obrazuje skalę opisanego zjawiska w odniesieniu do badanej geometrii. W analizowanym układzie maksymalna odległość elektrody od dalszej ściany pieca wynosi 0,326 m. Dla przyjętej przewodności elektrycznej żużla częstotliwość 5000 Hz stanowi wartość graniczną, przy której głębokość wnikania pola elektromagnetycznego jest wciąż większa od maksymalnej odległości między elektrodą a ścianą pieca. Oznacza to, że przy tej wartości parametru pole elektromagnetyczne obejmuje całą objętość kąpieli żużlowej. Należy podkreślić, że w zakresie badanych częstotliwości obserwowany spadek gęstości prądu w obszarach oddalonych od elektrod nie wynika ze zjawiska naskórkowości. Ponieważ pole elektromagnetyczne obejmuje całą rozpatrywaną objętość kąpieli, obserwowany spadek gęstości prądu jest przede wszystkim skutkiem geometrycznego rozpływu prądu pomiędzy elektrodami. Wraz ze wzrostem odległości od elektrod prąd przepływa przez coraz większy czynny przekrój żużla, co bezpośrednio powoduje zmniejszenie jego lokalnej gęstości. Jakikolwiek wpływ efektu naskórkowości uwidacznia się dopiero przy zastosowaniu znacznie wyższych częstotliwości, rzędu 50 000 Hz, dla których głębokość wnikania maleje do około 0,25 m. Niemniej jednak, zgodnie z przeprowadzonymi obliczeniami numerycznymi, nawet wystąpienie tego zjawiska nie ma decydującego wpływu na globalną hydrodynamikę analizowanego układu.

12.2 Optymalizacja ułożenia elektrod

Opracowany wcześniej model numeryczny umożliwia przeprowadzenie optymalizacji mającej na celu zwiększenie prędkości mieszania żużla. W tym celu przygotowano schemat obliczeniowy, który zaprezentowano na rys. 12.5. Jako zmienną decyzyjną przyjęto układ geometryczny elektrod. Z kolei jako kryterium optymalizacji wybrano średnią prędkość przepływu żużla, ponieważ parametr ten stanowi istotną miarę efektywności pracy pieca elektrycznego.



Rys. 12.5: Schemat optymalizacji przepływu żużla

Przedstawiony na rys. 12.5 schemat obrazuje zastosowaną pętlę optymalizacji, ograniczoną do podmodelu elektromagnetycznego, w której zmienną decyzyjną jest układ (kąt nachylenia, zanurzenie oraz przesunięcie względem środka kąpieli) elektrod, a kryterium zastępczym – położenie środka ciężkości przestrzennego rozkładu wydzielanego ciepła Joule'a-Lenza. Przyjęcie takiego kryterium wynika z założenia, że rozkład generacji ciepła w istotnym stopniu determinuje pole temperatury i konwekcję w kąpieli, w związku z czym jego lokalizacja powinna silnie korelować z pełną, sprzężoną funkcją celu. Algorytm optymalizacyjny oparto na bezgradientowej metodzie Powella. Podejście to nie wymaga wyznaczania pochodnych i dobrze radzi sobie z funkcjami pochodzącymi z symulacji numerycznych, obarczonymi inherentnym błędem dyskretyzacji.

Zastosowanie opisanej metodyki pozwala na znaczne skrócenie całkowitego czasu analizy. Włączenie do pętli optymalizacyjnej pełnego podmodelu hydrodynamicznego wiązałoby się z niewspółmiernie wysokim kosztem, ponieważ realizacja pojedynczej symulacji przepływu trwa około 48 godzin. Oznaczałoby to konieczność zwielokrotnienia tego czasu przez liczbę iteracji wymaganą do osiągnięcia zbieżności algorytmu. Z kolei rozwiązanie samego podmodelu elektromagnetycznego trwa zaledwie kilka minut. Pozwala to na wyznaczenie optymalnego wariantu i jego jednorazową, końcową weryfikację w pełnym modelu w czasie zbliżonym do wykonania zaledwie jednej iteracji wielofizycznej.

Podstawę teoretyczną sformułowanego kryterium zastępczego stanowi dominujący me-

chanizm mieszania kąpieli żużlowej, czyli konwekcja naturalna. Ruch ten napędzany jest siłami wyporu termicznego, wynikającymi ze zmian gęstości żużla pod wpływem wzrostu temperatury (co w opisanym wcześniej modelu numerycznym uwzględniono za pomocą aproksymacji Boussinesqa). Zgodnie z przyjętym założeniem, obniżenie położenia środka ciężkości przestrzennego rozkładu wydzielanego ciepła Joule'a-Lenza wydłuży drogę unoszenia nagrzanych mas żużla ku swobodnej powierzchni kąpieli. W efekcie, na skutek dłuższego oddziaływania sił wyporu, płynący ośrodek osiągnie wyższe prędkości konwekcyjne. Zdefiniowana na podstawie tej hipotezy funkcja celu przyjmuje następującą postać:

$$C_1 = \frac{\sum_{i=1}^{N} q_{JH,i} y_i V_i}{\sum_{i=1}^{N} q_{JH,i} V_i} \tag{12.2}$$

gdzie N to liczba komórek w obszarze ciekłej kąpieli, $q_{JH,i}$ to objętościowa gęstość mocy ciepła Joule'a-Lenza w i-tej komórce, y_i to współrzędna pionowa środka ciężkości i-tej komórki, a V_i to objętość tej komórki.

Należy zauważyć, że do wyznaczenia wartości opisanego kryterium zastępczego wymagane są wyłącznie wyniki obliczeń z podmodelu elektromagnetycznego. Dodatkowo, początkową postać funkcji celu rozszerzono o człon uwzględniający położenie środka ciężkości rozkładu wydzielanego ciepła względem wzdłużnej płaszczyzny symetrii pieca. Wynika to z faktu, że na globalną intensywność mieszania wpływa nie tylko głębokość, na jakiej generowane jest ciepło Joule'a-Lenza, ale również odległość tego obszaru od wspomnianej płaszczyzny. Z optymalizacyjnego punktu widzenia pożądane jest, aby wypadkowy środek obszaru generacji ciepła znajdował się możliwie blisko niej, co sprowadza się do minimalizacji parametru D (dążenia jego wartości do zera). Nie ma przy tym konieczności definiowania analogicznego warunku dla kierunku poprzecznego – z uwagi na symetrię zastosowanego modelu numerycznego, rozpatrywany środek ciężkości zawsze leży na poprzecznej płaszczyźnie symetrii układu. Postać matematyczną kryterium D zdefiniowano równaniem 12.3. Wykorzystanie w nim wartości bezwzględnej gwarantuje, że funkcja ta przyjmuje zawsze wartości nieujemne, niezależnie od zwrotu wektora przesunięcia względem analizowanej płaszczyzny.

$$D = \left| \frac{\sum_{i=1}^{N} q_{JH,i} z_i V_i}{\sum_{i=1}^{N} q_{JH,i} V_i} \right| \tag{12.3}$$

gdzie $q_{JH,i}$ – objętościowa gęstość mocy ciepła Joule'a-Lenza wydzielana w i-tej komórce obliczeniowej, z_i – odległość środka tej komórki od płaszczyzny symetrii przechodzącej przez środek pieca wzdłuż jego długości, V_i – objętość komórki, a N – liczba komórek w rozpatrywanym obszarze.

Na tej podstawie można stworzyć bardziej złożone kryterium C_2, które jest sumą kryterium C_1 oraz D.

$$C_2 = C_1 + aD \tag{12.4}$$

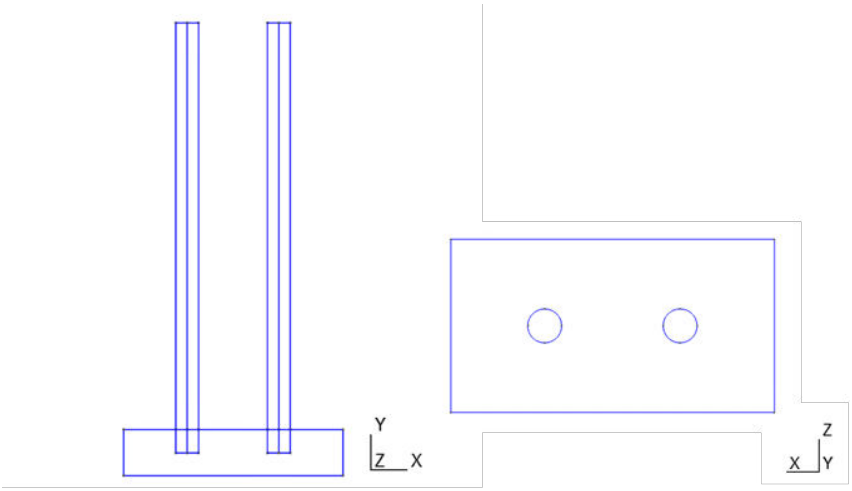
Współczynnik wagowy a w równaniu 12.4 determinuje, jak silnie algorytm optymalizacyjny dąży do umiejscowienia środka ciężkości rozkładu wydzielanego ciepła w osi kąpieli żużlowej. Przyjęcie wartości $a = 0$ sprowadza równanie 12.4 wyłącznie do członu C_1, co jest równoznaczne z brakiem wymuszenia wspomnianego wyśrodkowania. W przypadku wariantu uwzględniającego centrowanie zdefiniowano wartość a w postaci:

$$a = h_{\text{żużla}}/b_{\text{żużla}} \tag{12.5}$$

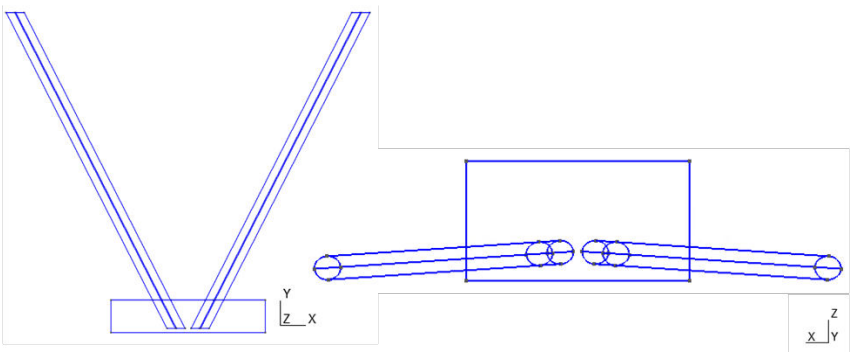
gdzie: $h_{\text{żużla}}$ – wysokość żużla, $b_{\text{żużla}}$ – szerokość żużla.
Zastosowanie takiej postaci parametru a miało na celu zrównoważenie skal wielkości obu składowych rozpatrywanej funkcji celu.

Wyniki optymalizacji

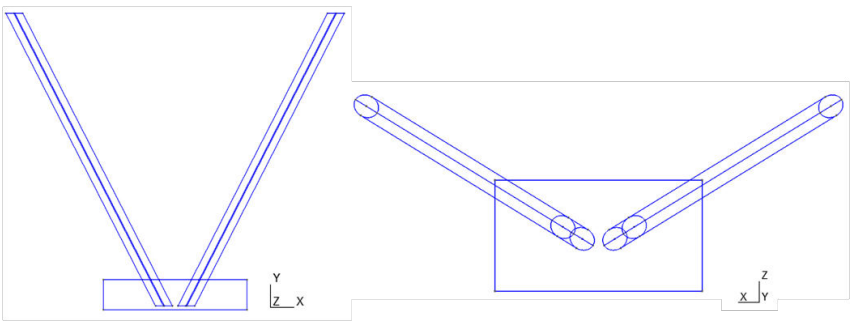
Wykorzystując opisaną metodykę kryterium zastępczego, przeprowadzono dwie procedury optymalizacyjne nakierowane na maksymalizację prędkości mieszania żużla. Na rys. 12.7 zilustrowano wariant uzyskany dla współczynnika wagowego $a = 0$, natomiast rys. 12.8 prezentuje model z wymuszonym centrowaniem, dla którego przyjęto wartość $a = 0,21$. Wygenerowane układy optymalne zestawiono z modelem bazowym (rys. 12.6), charakteryzującym się zanurzeniem elektrod do połowy głębokości warstwy żużla.



Rys. 12.6: Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku bazowego



Rys. 12.7: Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku niewycentrowanego



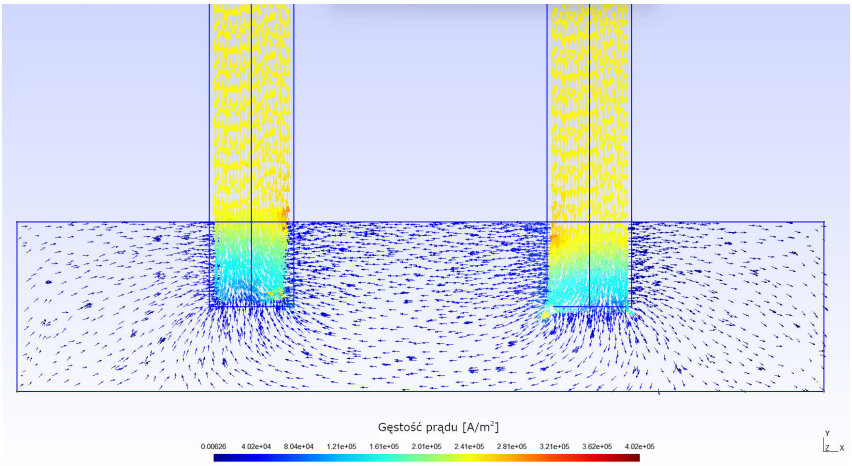
Rys. 12.8: Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku wycentrowanego

Poniżej przedstawiono rozkłady gęstości prądu w przekroju pieca, uzyskane dla wariantu bazowego oraz obu modeli zoptymalizowanych. Dodatkowo, w celu zapewnienia porównywalności wyników dla wszystkich wariantów, zmodyfikowano całkowite natężenie prądu w taki sposób, aby moc wydzielana w układzie pozostawała stała. Odpowiadające temu założeniu wartości natężenia zestawiono w tab. 12.1.

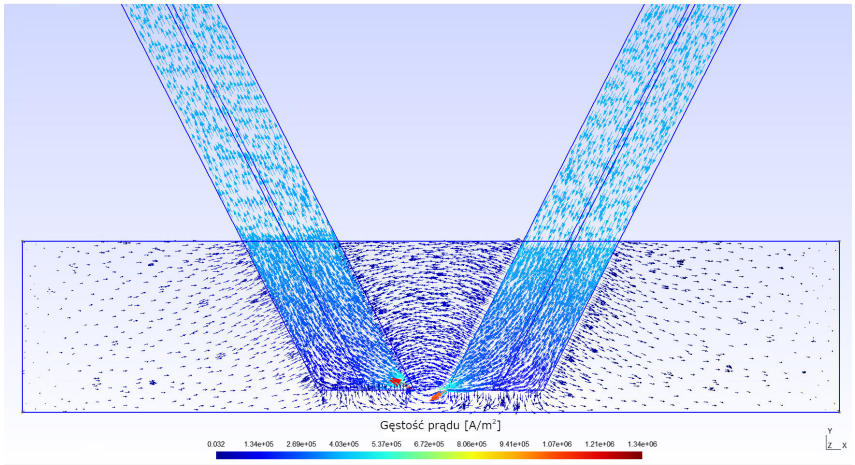
Tabela 12.1: Natężenie prądu zapewniające stałą moc wydzielaną w układzie w zależności od ustawienia elektrod

	Natężenie prądu [A]	Moc $[W/m^3]$
Mod. bazowy	286,79	12478,74
Mod. niewycentrowany	403,23	12478,74
Mod. wycentrowany	419,13	12478,74

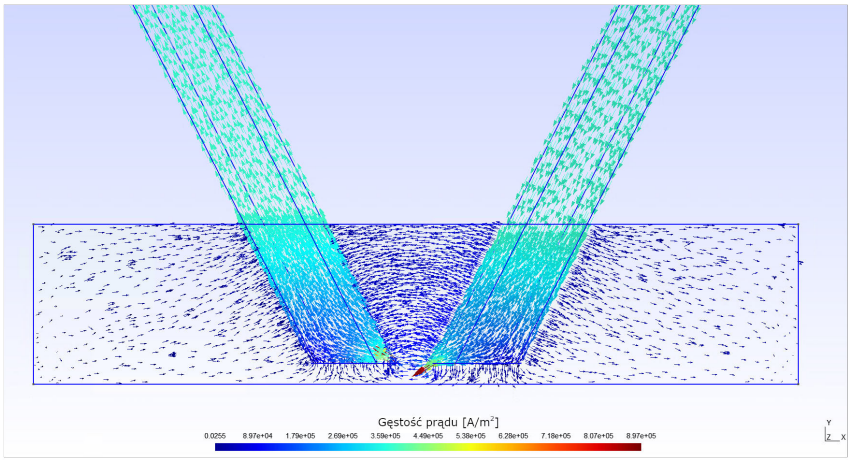
Jak można zauważyć, w przypadku układu bazowego (rys. 12.9) wektory gęstości prądu rozkładają się stosunkowo równomiernie w całej objętości kąpieli, przy czym ich największe zagęszczenie występuje na wewnętrznych, zwróconych do siebie krawędziach elektrod na granicy faz oraz w ich dolnych narożach. W modelach zoptymalizowanych zaobserwowano zawężenie głównej ścieżki przepływu prądu do obszaru pomiędzy elektrodami (rys. 12.10 oraz rys. 12.11). Skutkuje to spadkiem gęstości prądu w pozostałej objętości żużla.



Rys. 12.9: Rozkład gęstości prądu dla przypadku bazowego



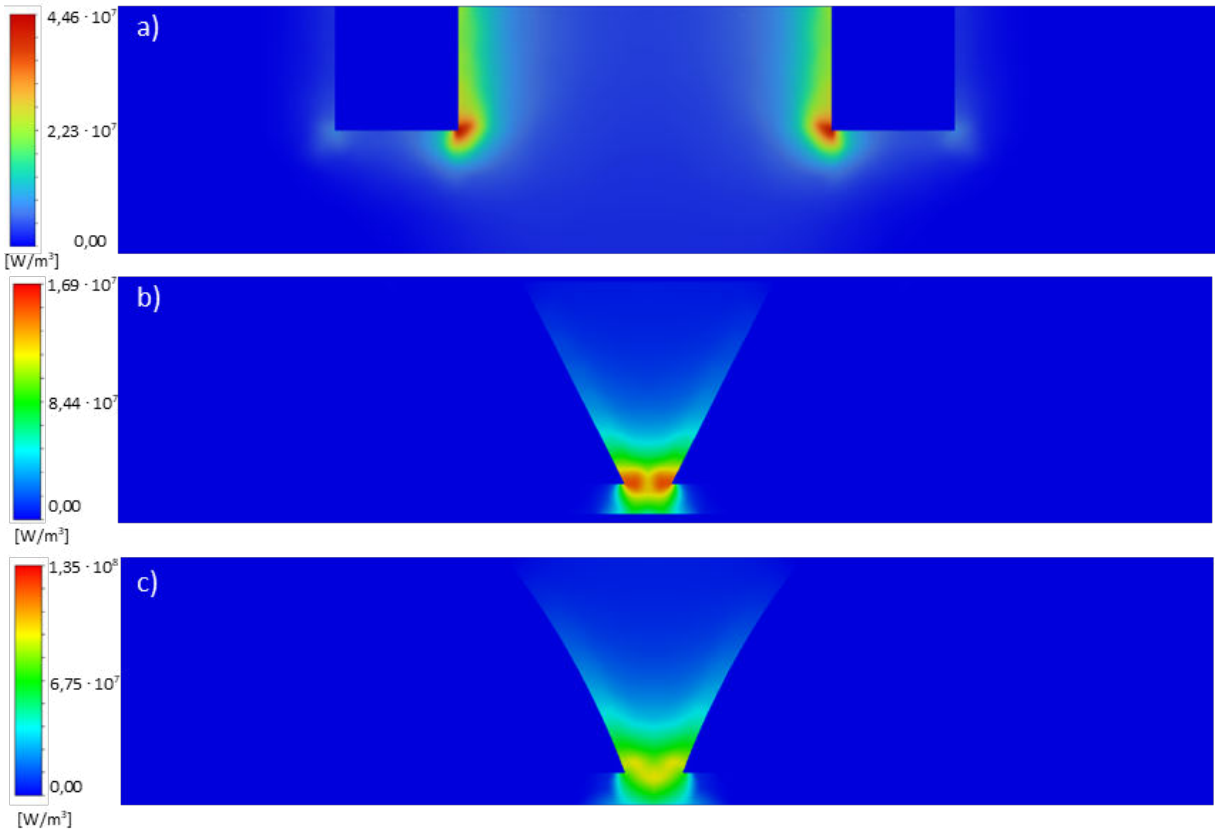
Rys. 12.10: Rozkład gęstości prądu dla przypadku niewycentrowanego



Rys. 12.11: Rozkład gęstości prądu dla przypadku wycentrowanego

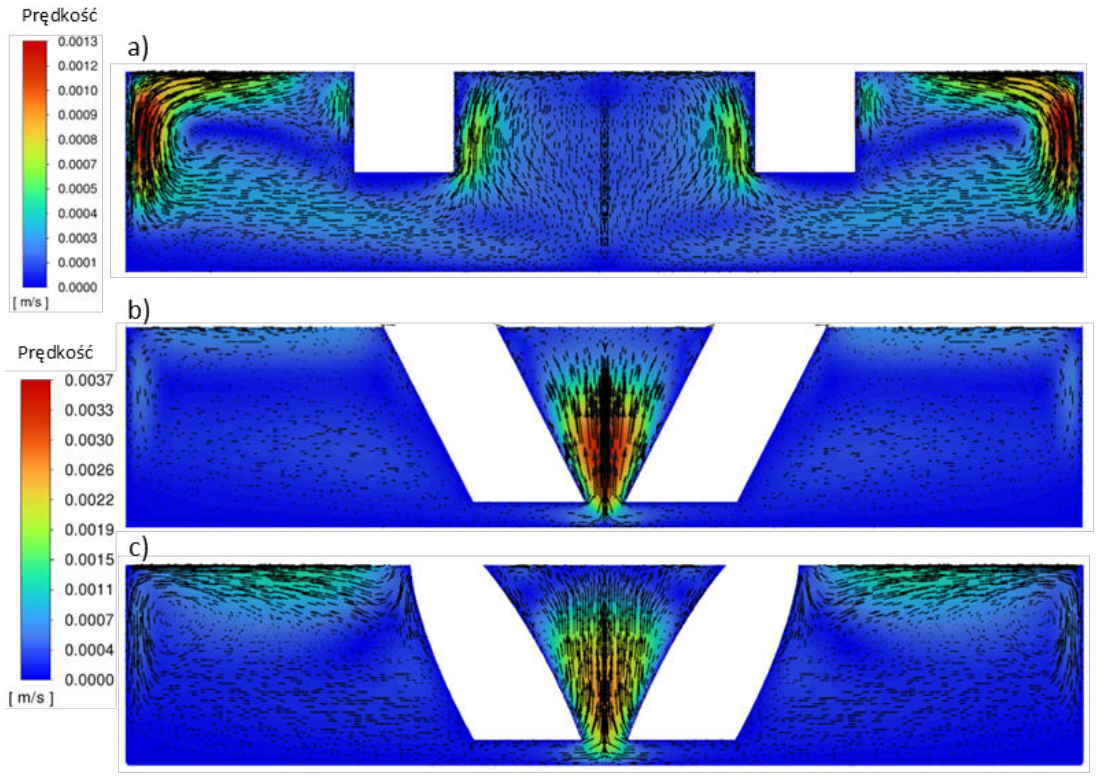
Zgodnie z metodologią przedstawioną na rys. 12.5, wyznaczone optymalne ustawienia elektrod poddano walidacji w modelu hydrodynamicznym, co pozwoliło na sprawdzenie wartości kryterium docelowego, czyli prędkości mieszania.

Na rys. 12.12 przedstawiono porównanie rozkładów gęstości mocy cieplnej, wydzielanej w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza, w przekrojach dla poszczególnych wariantów optymalizacyjnych. Można zauważyć, że dla wariantu niewycentrowanego ($a = 0$) uzyskuje się mniejszą maksymalną wartość gęstości mocy. Z kolei w przypadku wariantu wycentrowanego obserwuje się znaczący wzrost tej wielkości.



Rys. 12.12: Porównanie rozkładu gęstości mocy cieplnej Joule'a-Lenza w przekroju przez środek dolnej powierzchni elektrody dla modeli a) bazowego, b) niewycentrowany, c) wycentrowany

Wyniki uzyskane po zastosowaniu algorytmu optymalizacyjnego ukazują przesunięcie strefy maksymalnych prędkości w obszar przestrzeni międzyelektrodowej (rys. 12.13). Przedstawiony rozkład uwidacznia również znaczącą intensyfikację przepływu żużla. W przypadku bazowym maksymalna odnotowana prędkość kształtowała się na poziomie około 0,0013 m/s, podczas gdy dla modeli zoptymalizowanych wzrosła ona niemal trzykrotnie, osiągając wartość rzędu 0,0036 m/s.



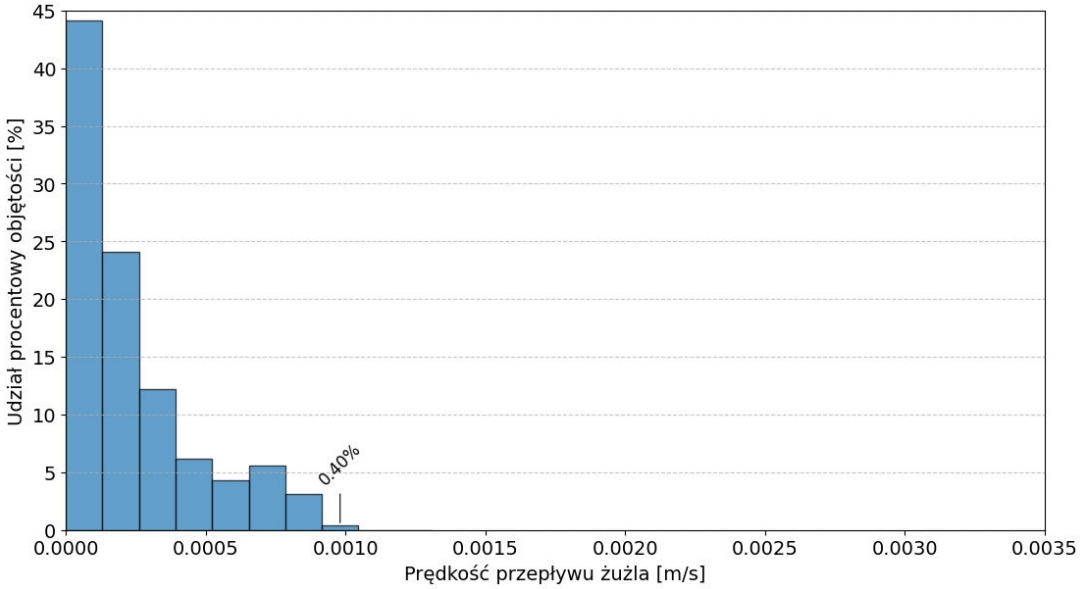
Rys. 12.13: Porównanie rozkładu prędkości w przekroju przez środek dolnej powierzchni elektrody dla modeli a) bazowego, b) niewycentrowany, c) wycentrowany

Skalę omawianej poprawy obrazują dane zestawione w tab. 12.2. Wynika z nich, że średnia prędkość przepływu dla wariantu niewycentrowanego jest o 28% wyższa w odniesieniu do przypadku bazowego. Z kolei zastosowanie modelu wycentrowanego skutkuje jeszcze intensywniejszą dynamiką układu, co przekłada się na wzrost średniej prędkości o 60% względem modelu odniesienia.

Tabela 12.2: Wartość prędkości uzyskana w wyniku optymalizacji

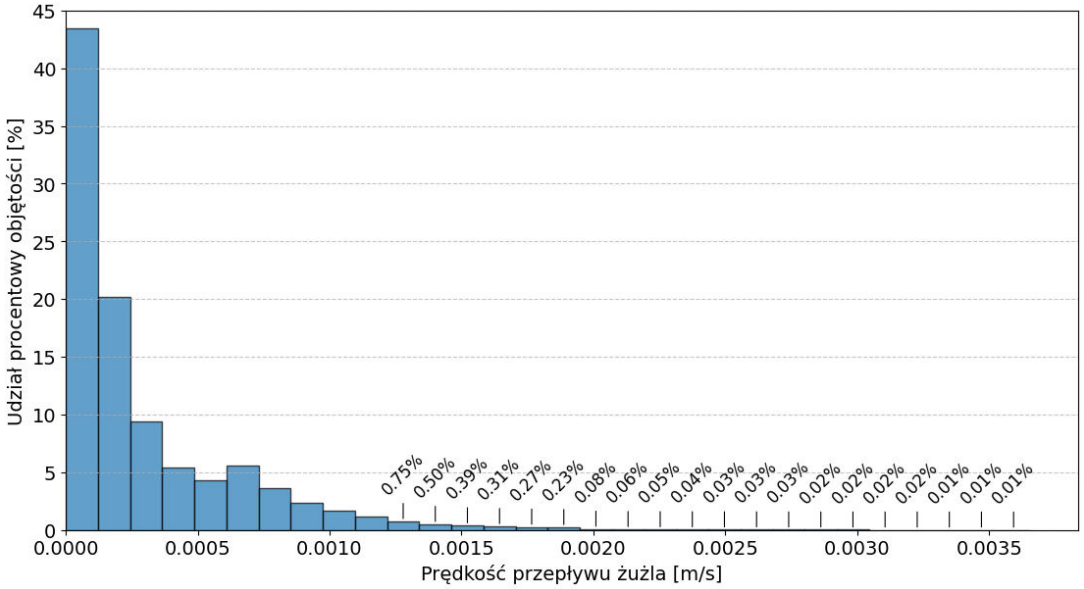
	Prędkość maksymalna [m/s]	Prędkość średnia [m/s]
Mod. bazowy	0,00128	0,00025
Mod. niewycentrowany	0,00363	0,00032
Mod. wycentrowany	0,00364	0,00040

Zwiększenie intensywności mieszania żużla w objętości kąpieli, a tym samym zmniejszenie obszarów o niskiej prędkości, pozwoli na przyspieszenie procesu koagulacji kropel miedzi oraz ich sedymentacji na dno pieca. Aby zweryfikować modele zoptymalizowane pod kątem wzrostu średniej prędkości oraz eliminacji obszarów o niskiej dynamice przepływu, sporządzono histogramy udziału prędkości względem objętości, które przedstawiono na rys. 12.14–12.16. Wykresy te wskazują na zmniejszenie objętości żużla znajdującej się w najniższym przedziale prędkości (pierwszy słupek) względem wariantu bazowego.



Rys. 12.14: Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku bazowego

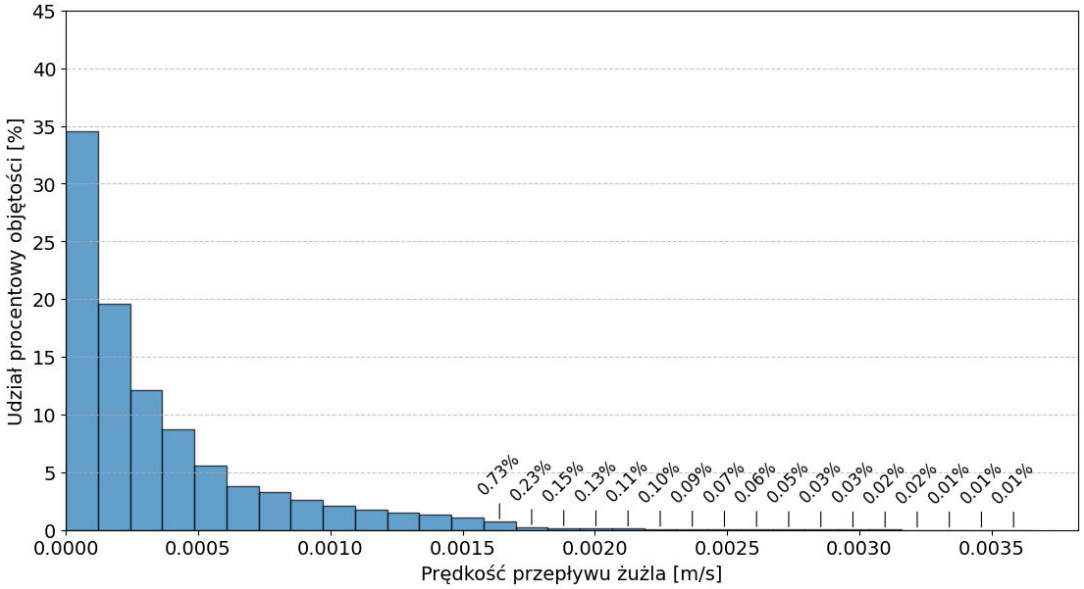
Jak przedstawiono na rys. 12.15, pierwszy wariant modelu, uzyskany w wyniku optymalizacji, charakteryzuje się nieznacznym spadkiem udziału objętościowego stref o najniższych prędkościach przepływu w porównaniu do przypadku bazowego (dla przedziału od 0,00 do 0,001 m/s). Jednocześnie analiza rozkładu w zakresie wyższych wartości ukazuje istotne różnice w charakterystyce pola prędkości. W wariancie niewycentrowanym, dla obszarów stanowiących 0,75% całkowitej objętości kąpieli, prędkość przepływu żużla osiąga 0,0013 m/s. Z kolei w układzie odniesienia (przypadku bazowym), przy zbliżonym udziale objętościowym wynoszącym 0,72%, prędkość ta wynosi jedynie 0,00089 m/s. Wskazuje to na lokalny wzrost prędkości przepływu w omawianych strefach o około 46,1%, czemu towarzyszy ogólne poszerzenie spektrum osiąganych prędkości w całej objętości domeny obliczeniowej.



Rys. 12.15: Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku po optymalizacji niewycentrowanego

Wariant wycentrowany (rys. 12.16) charakteryzuje się znaczącą poprawą równomierności pola prędkości w kąpieli żużlowej. Świadczy o tym spadek udziału objętościowego dla najniższego przedziału prędkości z poziomu około 45% (występującego w przypadku bazowym) do około 35%, a także jednoczesny wzrost udziału stref o prędkościach powyżej 0,0015 m/s.

Co szczególnie istotne, pomimo redukcji stref o najniższych prędkościach względem pierwszego wariantu, rozpatrywana konfiguracja charakteryzuje się dalszą intensyfikacją przepływu w obszarach aktywnych. Jak wynika z analizy prawostronnego ogona rozkładu, dla stref stanowiących 0,73% całkowitej objętości kąpieli, prędkość przepływu żużla osiąga poziom około 0,0016 m/s. Stanowi to niemal dwukrotny wzrost w stosunku do przypadku bazowego (0,00089 m/s przy udziale wynoszącym 0,72% objętości) oraz zauważalną poprawę względem pierwszego wariantu po optymalizacji (0,0013 m/s przy udziale 0,75% objętości). Wyniki te sugerują, że wprowadzona modyfikacja pozwala na bardziej lokalną i efektywną intensyfikację dynamiki żużla, bez znaczącego zaburzania przepływu w pozostałej objętości pieca.



Rys. 12.16: Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku wycentrowanego po optymalizacji

Omawiane wyniki zestawiono dodatkowo w tab. 12.3. Na ich podstawie można stwierdzić, że zastosowanie wariantu wycentrowanego pozwala na wyraźną redukcję udziału stref o najniższych prędkościach. W odniesieniu do przypadku bazowego, objętość żużla o prędkościach przepływu nieprzekraczających określonych wartości progowych uległa zmniejszeniu o około 8–10 punktów procentowych (przykładowo, dla prędkości $\leqslant 0,0005$ m/s odnotowano spadek z 84,81% do 74,94%). Fakt ten, w zestawieniu z obserwowanym uprzednio wzrostem prędkości średniej, jednoznacznie potwierdza globalną intensyfikację dynamiki przepływu oraz korzystniejszy rozkład pola prędkości w całej objętości pieca.

Tabela 12.3: Udział procentowy objętości żużla w poszczególnych zakresach prędkości

	$\leqslant$ 0,00025 m/s	$\leqslant$ 0,0005 m/s	$\leqslant$ 0,001 m/s
Mod. bazowy	62,09	84,81	99,96
Mod. niewycentrowany	63,69	78,50	94,32
Mod. wycentrowany	54,08	74,94	90,29

Dzięki zaprezentowanej metodzie optymalizacyjnej można znacząco poprawić średnią i maksymalną prędkość mieszania żużla, a także dodatkowo ograniczyć strefy słabego mieszania.

Rozdział 13

Podsumowanie

Głównym celem pracy było opracowanie i walidacja wielofizycznego modelu numerycznego stopionego żużla w procesie odmiedziowania, realizowanym w elektrycznym piecu oporowo-łukowym.

W ramach pracy stworzono i zaimplementowano model numeryczny 3D, który w sposób jednokierunkowy sprzęga model elektromagnetyczny z modelem hydrodynamicznym rozwiązującym problemy z przepływem hydrodynamicznym i wymianą ciepła. Do przesyłania rozproszonych danych między niezależnymi podmodelami różniącymi się siatkami numerycznymi zastosowano dedykowaną metodę trójwymiarowej interpolacji przestrzennej. Wykonany model został zwalidowany autorską, pośrednią metodą estymacji prędkości przepływu ciekłego żużla w temperaturze sięgającej 1400 °C. Metoda opiera się na pomiarze naporu hydrodynamicznego poruszającego się płynu na specjalną sondę zanurzeniową ze stali żaroodpornej za pomocą miernika momentu obrotowego.

Opracowany model dostarczył wygodnego narzędzia do poszukiwania dróg poprawy intensywności mieszania żużla. Metodyka optymalizująca z kryterium zastępczym oparta jest na rozkładzie gęstości mocy Joule'a-Lenza z modelu elektromagnetycznego. Pozwala to na realizację wielu cykli optymalizacyjnych w zaledwie kilka sekund, eliminując potrzebę wykonywania czasochłonnych symulacji CFD na każdym etapie.

Zaprezentowana w niniejszej pracy metodyka stanowi solidną bazę do prowadzenia dalszych prac rozwojowych. Kolejnym etapem badawczym może być skalowanie opracowanego modelu numerycznego i jego adaptacja do analizy wielkogabarytowych, przemysłowych konstrukcji pieców elektrycznych. Z uwagi na specyfikę zjawisk zachodzących w tej skali, niezbędne stanie się przeprowadzenie kampanii pomiarowej na przemysłowych urządzeniach, co pozwoli na precyzyjną kalibrację rozszerzonego modelu. Zwieńczeniem tych prac będzie docelowe zastosowanie sprawdzonej, bezgradientowej pętli optymalizacyjnej. Pozwoli to na projektowanie wydajniejszych geometrycznie rozwiązań konstrukcyjnych, minimalizujących strefy o niskiej dynamice przepływu bezpośrednio w warunkach prze-

mysłowych.

13.1 Wnioski

- **Opracowana metoda walidacji modelu przepływu żużla umożliwiła pomiar w temperaturach dochodzących do 1400°C.** Metoda opiera się na pomiarze naporu hydrodynamicznego cieczy na zanurzoną sondę za pomocą miernika momentu obrotowego.

- **Walidacja zbudowanego wielofizycznego modelu procesu wykazała, że różnica między modelem a eksperymentem osiąga 4,62%.** Wynik osiągnięto dla wariantu II, gdzie momentem zarejestrowanym przez sondę wynosił 143,48 mNm, a moment obliczony numerycznie wynosił 136,84 mNm, natomiast w przypadku wariantu I różnica wyniosła 14,47% (pomiar 38,01 mNm vs obliczenia 43,50 mNm).

- **Walidacja modelu w zakresie temperatur wykazała, że różnice między wynikami obliczeń a pomiarami wyniosły 2,64% w obszarze żużla, natomiast w strefie wyłożenia ogniotrwałego mieściły się w przedziale od 2,13% do 31,97%.** Zgodność uzyskana dla temperatury żużla jest wysoka, jednak zgodność temperatury wyłożenia ogniotrwałego wskazuje duże odchylenia. Przyczyną jest długi czas stabilizacji temperaturowej wyłożenia ogniotrwałego oraz możliwe błędy przy określaniu punktu pomiarowego w modelu.

- **Zastosowane testy z użyciem przejściowych modeli turbulentnych potwierdziły, że analizowany przepływ ma w pełni laminarny charakter.** Lokalne miary turbulencji w tych modelach nie przekroczyły wartości zera numerycznego $1 \cdot 10^{-14}$ dla energii kinetycznej fluktuacji laminarnej (k_L) oraz wartości energii kinetycznej fluktuacji turbulentnych (k_T). Wartości współczynnika przerywalności (γ) wynosiła poniżej 0,054, co jest jednoznacznym potwierdzeniem laminarnego charakter przepływu żużla.

- **Zwiększanie głębokości zanurzenia elektrod w wannie pieca wykazało geometryczny wpływ tego parametru na intensywność konwekcji naturalnej.** Obniżenie elektrod na poziom 2 cm nad dnem pieca (wariant II) wydłużyło drogę unoszenia termicznego żużla, skutkując ponad czterokrotnym wzrostem średniej prędkości przepływu kąpieli z $2,32 \cdot 10^{-4}$ m/s do $1,01 \cdot 10^{-3}$ m/s.

- **Analiza przestrzennego rozkładu pól prędkości ujawniła obecność obszarów o ograniczonej aktywności hydrodynamicznej w domenie ciekłego żużla.** Obserwacje te uzasadniają potrzebę optymalizacji hydrodynamiki kąpieli w

celu intensyfikacji mieszania oraz przyspieszenia koalescencji i sedymentacji kropel miedzi.

- **Kalibracja miernika momentu pozwala na uzyskanie siedmiokrotnie większej dokładności pomiaru w stosunku do specyfikacji urządzenia.** Producent deklaruje dokładność na poziomie ± 2,5 mNm, podczas gdy wykonana kalibracja wykazała dokładność na poziomie ±0,34 mNm po uwzględnieniu korekty.

- **Przeprowadzona analiza wykazała, że dla analizowanej skali pieca, częstotliwość prądu nie wpływa na prędkość mieszania żużla**, ponieważ głębokość wnikania pola elektromagnetycznego jest większa niż wymiar charakterystyczny (wysokość warstwy) stopionego żużla.

- **Dzięki optymalizacji ułożenia elektrod uzyskano zwiększenie średniej prędkości mieszania o 60% i redukcję obszarów stagnacji o 8 punktów procentowych.** Obszar stagnacji zdefiniowano jako objętość płynu, w której wartość modułu prędkości przepływu nie przekracza 0,001 m/s.

- **Za optymalny uznano układ elektrod skośnych, w którym zanurzona część elektrod została umieszczona centralnie w kąpieli.** Taka konfiguracja zwiększa maksymalną prędkość przepływu żużla oraz ogranicza objętość obszarów o niskiej intensywności mieszania, co wynika z maksymalnego obniżenia centrum wydzielania ciepła Joule'a - Lenza i sprzyja rozwojowi konwekcji naturalnej.

- **Zastosowanie modelu zastępczego w procesie optymalizacji umożliwiło skrócenie czasu uzyskania rozwiązania do okresu realizacji pojedynczej symulacji pełnego modelu hydrodynamiczno-cieplnego.** Takie podejście umożliwiło realizację pełnego cyklu optymalizacyjnego w czasie około 48 godzin. Jest to porównywalne z czasem wymaganym do przeprowadzenia zaledwie jednej pełnej symulacji numerycznej układu na stacji roboczej wyposażonej w 16-rdzeniowy procesor AMD (32 wątki, taktowanie bazowe 4,5 GHz), 128 GB pamięci RAM oraz dedykowaną kartę graficzną.

Bibliografia

[1] Sui Xie et al. “Control of Copper Content in Flash Smelting Slag and the Recovery of Valuable Metals from Slag—A Thermodynamic Consideration”. In: *Metals* 13.1 (Jan. 2023), p. 153. ISSN: 2075-4701. DOI: 10.3390/met13010153. URL: https://www.mdpi.com/2075-4701/13/1/153 (visited on 11/27/2025).

[2] *The Utilization of the Copper Smelting Slag: A Critical Review*. 2025. URL: https://www.mdpi.com/2075-163X/15/9/926 (visited on 11/26/2025).

[3] Xiao Ming. “Gas Slag Reaction Kinetics In Slag Cleaning Of Copper Slags”. In: (2005).

[4] Ilkka V. Kojo, Ari Jokilaakso, and Pekka Hanniala. “Flash Smelting and Converting Furnaces: A 50 Year Retrospect”. In: *JOM* 52.2 (Feb. 1, 2000), pp. 57–61. ISSN: 1543-1851. DOI: 10.1007/s11837-000-0049-5. URL: https://doi.org/10.1007/s11837-000-0049-5 (visited on 11/27/2025).

[5] Kim O. Fagerlund and Heikki Jalkanen. “Microscale Simulation of Settler Processes in Copper Matte Smelting”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 31.3 (June 1, 2000), pp. 439–451. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-000-0150-8. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-000-0150-8 (visited on 11/27/2025).

[6] Jinfa Liao, Chunfa Liao, and Baojun Zhao. “Comparison of Copper Smelting Slags Between Flash Smelting Furnace and Bottom-Blowing Furnace”. In: *12th International Symposium on High-Temperature Metallurgical Processing*. Ed. by Zhiwei Peng et al. Cham: Springer International Publishing, 2022, pp. 249–259. ISBN: 978-3-030-92388-4. DOI: 10.1007/978-3-030-92388-4_22.

[7] Mile D. Dimitrijevic et al. “Recovery of Copper from Smelting Slag by Sulphation Roasting and Water Leaching”. In: *Physicochemical Problems of Mineral Processing; ISSN 2083-3989* (2016). DOI: 10.5277/PPMP160134. URL: http://www.minproc.pwr.wroc.pl/journal/pdf/ppmp52-1.409-421.pdf (visited on 11/26/2025).

[8] Tlotlo Solomon Gabasiane et al. “Environmental and Socioeconomic Impact of Copper Slag—A Review”. In: *Crystals* 11.12 (2021), p. 1504. ISSN: 2073-4352. DOI: 10.3390/cryst11121504. URL: https://www.mdpi.com/2073-4352/11/12/1504 (visited on 11/26/2025).

[9] J. Wójtowicz, N. Kubacz, and B. Kwarcińska. “Przerób żużla zawiesinowego metodami wzbogacania”. In: *Prace Naukowe Instytutu Górnictwa Politechniki Wrocławskiej. Konferencje* Vol. 101 (nr 35 2002). ISSN: 0324-9670. URL: http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-article-BPW5-0006-0006 (visited on 11/26/2025).

[10] D. M. Urosevic et al. “Recovery of Copper from Copper Slag and Copper Slag Flotation Tailings by Oxidative Leaching”. In: *Physicochemical Problems of Mineral Processing* Vol. 51, iss. 1 (2015). ISSN: 1643-1049. DOI: 10.5277/ppmp150107. URL: http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-9cceeb4d-6fbc-4b8a-a50f-fcb290ee1b15 (visited on 11/26/2025).

[11] Dmitriy V. Stadnichenko et al. “Pyrometallurgical Processing of Copper-Smelting Slags”. In: *Advanced Materials Research* 746 (2013), pp. 511–514. ISSN: 1662-8985. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.746.511. URL: https://www.scientific.net/AMR.746.511 (visited on 11/26/2025).

[12] Kucharski. *Pirometalurgia miedzi*. Kraków: AGH Uczelniane Wyd. Naukowo-Dydaktyczne, 2003.

[13] Jenny Isaksson. “Slag Cleaning of a Reduced Iron Silicate Slag by Settling : Influence of Process Parameters and Slag Modification on Copper Content”. In: (2021). URL: https://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:ltu:diva-84798 (visited on 01/26/2026).

[14] Jenny Isaksson et al. “Settling of Copper Phases in Lime Modified Iron Silicate Slag”. In: *Metals* 11.7 (July 2021), p. 1098. ISSN: 2075-4701. DOI: 10.3390/met11071098. URL: https://www.mdpi.com/2075-4701/11/7/1098 (visited on 01/26/2026).

[15] C. R. Masson. “An Approach to the Problem of Ionic Distribution in Liquid Silicates”. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 287.1409 (Jan. 1997), pp. 201–221. DOI: 10.1098/rspa.1965.0176. URL: https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rspa.1965.0176 (visited on 11/27/2025).

[16] Katarzyna Rogóż and Marian Kucharski. “Kinetyka Redukcji Żużla Zawisinowego z Zastosowaniem Różnych Postaci Reduktora Grafitowego”. In: *Polska Metalurgia w 216 Latach 2006-2010*. Kraków: Wyd. Naukowe „AKAPIT”, 2010, pp. 83–93.

[17] P. Madej and M. Kucharski. “Influence Of Temperature On The Rate Of Copper Recovery From The Slag Of The Flash Direct-To-Blister Process By A Solid Carbon Reducer”. In: *Archives of Metallurgy and Materials; 2015; No 3 September* (2015). ISSN: 2300-1909. URL: https://journals.pan.pl/dlibra/publication/104212/edition/90218 (visited on 11/27/2025).

[18] P. C. Hayes, D. A. Okongwu, and J. M. Toguri. “Some Observations of the Reactions between Molten Oxides and Solid Carbon”. In: *Canadian Metallurgical Quarterly* 34.1 (Jan. 1, 1995), pp. 27–36. ISSN: 0008-4433. DOI: 10.1016/0008-4433(95)93322-W. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/000844339593322W (visited on 12/03/2025).

[19] A. Smoliński, N. Howaniec, and K. Stańczyk. “Metody badania reaktywności węgla w procesach spalania i zgazowania”. In: *Prace Naukowe GIG. Górnictwo i Środowisko / Główny Instytut Górnictwa* nr 4 (2006), pp. 77–92. ISSN: 1643-7608. URL: http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-article-BSL2-0017-0038 (visited on 12/03/2025).

[20] D Busolic et al. “Recovery of Iron from Copper Flash Smelting Slags”. In: *Mineral Processing and Extractive Metallurgy* 120.1 (Mar. 1, 2011), pp. 32–36. ISSN: 0371-9553. DOI: 10.1179/037195510X12772935654945. URL: https://doi.org/10.1179/037195510X12772935654945 (visited on 12/03/2025).

[21] Lidong Teng. “Energy Saving Effect of Slag Foaming by Carbonate Additions in EAF Process”. In: *Archives of Metallurgy and Materials* (2010). DOI: 10.2478/V10172-010-0011-7. URL: https://www.academia.edu/86507254/Energy_Saving_Effect_of_Slag_Foaming_by_Carbonate_Additions_in_EAF_Process (visited on 12/03/2025).

[22] T. Karwan et al. “Efektywność odmiedziowania żużla z produkcji miedzi blister w piecu zawiesinowym”. In: *Rudy i Metale Nieżelazne* R. 49, nr 4 (2004), pp. 178–180. ISSN: 0035-9696. URL: http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-article-BOS3-0010-0079 (visited on 12/03/2025).

[23] R.F. Johnston, R.A. Stark, and J. Taylor. “Diffusion in Liquid Slags”. In: *Ironmak. Steelmak.* 1.4 (1974), pp. 220–227.

[24] Marian Kucharski. “Effect of Thermodynamic and Physical Properties of Flash Smelting Slags on Copper Losses During Slag Cleaning in an Electric Furnance”. In: *Arch. Metal.* 32.2 (1987), pp. 307–323.

[25] J. Kowalczyk, M. Mróz, and M. Kucharski. “Zmiana Lepkości Żużli Zawisinowych Podczas Procesu Ich Odmiedziowania”. In: Konf. Nauk. „Metale Nieżelazne 95”. 1995.

[26] Boyd Davis et al. “Slag Reduction Kinetics of Copper Slags from Primary Copper Production”. In: *Advances in Molten Slags, Fluxes, and Salts: Proceedings of the 10th International Conference on Molten Slags, Fluxes and Salts 2016*. Ed. by Ramana G. Reddy et al. Cham: Springer International Publishing, 2016, pp. 657–665. ISBN: 978-3-319-48769-4. DOI: 10.1007/978-3-319-48769-4_70.

[27] *Badania Kinetyki Procesu Odmiedziowania Żużla Zawiesinowego*. 2018. URL: https://imnblog.blogspot.com/2018/07/badania-kinetyki-procesu-odmiedziowania.html (visited on 12/05/2025).

[28] S Wright. “Viscosity Of CaO-CuxO-MgO-SiO2 Slags”. In: (2004).

[29] A. C. Ducret and W. J. Rankin. “Liquidus Temperatures and Viscosities of FeO-Fe_2 O_3 -SiO_2 -CaO-MgO Slags at Compositions Relevant to Nickel Matte Smelting”. In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* 31.1 (2002), pp. 59–67. ISSN: 0371-0459, 1600-0692. DOI: 10.1034/j.1600-0692.2002.310108.x. URL: https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1034/j.1600-0692.2002.310108.x (visited on 12/04/2025).

[30] Zhang Huaiwei et al. “Physicochemical Properties of the Molten Iron-Rich Slags Related to the Copper Recovery — Request PDF”. In: *ResearchGate* (Aug. 6, 2025). DOI: 10.1007/s11663-019-01611-2. URL: https://www.researchgate.net/publication/333496944_Physicochemical_Properties_of_the_Molten_Iron-Rich_Slags_Related_to_the_Copper_Recovery (visited on 12/04/2025).

[31] Jenny Isaksson et al. “Effect of FeO/SiO2 Ratio, Al2O3, and CaO Content on Viscosity and Ionic Structure in FeO–SiO2–Al2O3–CaO–MgO–Cr2O3 Melts”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 56.3 (June 2025), pp. 2573–2586. ISSN: 1073-5615, 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-025-03510-1. URL: https://link.springer.com/10.1007/s11663-025-03510-1 (visited on 12/04/2025).

[32] *Electric Furnace Slag Cleaning Processes and Intensification Methods*. ResearchGate. 2009.

[33] H M Chikashi. “Influence of Slag Composition on Reduction Control and Operations of the Slag-Cleaning Furnace at KCM, Zambia”. In: (2011).

[34] Mansoor Barati and Kenneth S. Coley. “Kinetics of CO-CO2 Reaction with CaO-SiO2-FeOx Melts”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 36.2 (Apr. 1, 2005), pp. 169–178. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-005-0017-0. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-005-0017-0 (visited on 12/03/2025).

[35] Andrzej Warczok et al. “MECHANISM OF BUILDUP FORMATION IN AN ELECTRIC FURNACE FOR COPPER SLAG CLEANING”. In: . *Santiago* (2009).

[36] Piotr Madej. "Wpływ temperatury, dodatku Fe2O3 oraz powierzchni reduktora na kinetykę procesu odmiedziowania żużla zawiesinowego". Kraków: Rozprawa doktorska. Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie. Wydział Metali Nieżelaznych. Katedra Fizykochemii i Metalurgii Metali Nieżelaznych., 2015.

[37] *Wpływ zasadowości żużla z procesu zawiesinowego na szybkość procesu jego odmiedziowania za pomocą reduktora węglowego*. URL: https://badap.agh.edu.pl/publikacja/87867 (visited on 09/15/2026).

[38] J. Czernecki et al. "Dwuetapowy proces odmiedziowania żużla zawiesinowego". In: *Rudy i Metale Nieżelazne* R. 51, nr 7 (2006), pp. 405–411. ISSN: 0035-9696. URL: http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-article-AGH6-0005-0020 (visited on 09/15/2026).

[39] R. Degel et al. "Rectangular Furnace Design and Revolutionary DC-Slag Cleaning Technology for the PGM Industry". In: Metellurgist, 2006. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/Rectangular-Furnace-Design-and-Revolutionary-for-Degel-Schreiter/70038d36986f48395c265272c2b00d7345aa783c (visited on 12/09/2025).

[40] Guangsheng Wei et al. "Simulation and Application of Submerged CO2-O2 Injection in Electric Arc Furnace Steelmaking: Modeling and Arrangement of Submerged Nozzles". In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 51.3 (June 1, 2020), pp. 1101–1112. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-020-01816-w. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-020-01816-w (visited on 01/12/2026).

[41] Jenny Isaksson et al. "Influence of Process Parameters on Copper Content in Reduced Iron Silicate Slag in a Settling Furnace". In: *Metals* 11.6 (June 2021), p. 992. ISSN: 2075-4701. DOI: 10.3390/met11060992. URL: https://www.mdpi.com/2075-4701/11/6/992 (visited on 12/05/2025).

[42] Baojing Zhang, Tingan Zhang, and Chao Zheng. "Reduction Kinetics of Copper Slag by H2". In: *Minerals* 12.5 (2022), p. 548. ISSN: 2075-163X. DOI: 10.3390/min12050548. URL: https://www.mdpi.com/2075-163X/12/5/548 (visited on 12/05/2025).

[43] Lin Zhang et al. "Isothermal Coal-Based Reduction Kinetics of Fayalite in Copper Slag". In: *ACS Omega* 5.15 (Apr. 9, 2020), pp. 8605–8612. ISSN: 2470-1343. DOI: 10.1021/acsomega.9b04497. PMID: 32337423. URL: https://pmc.ncbi.nlm.nih.gov/articles/PMC7178331/ (visited on 12/05/2025).

[44] R. G. Reddy, V. L. Prabhu, and D. Mantha. "Kinetics of Reduction of Copper Oxide from Liquid Slag Using Carbon". In: *High Temperature Materials and Processes* 22.1 (Feb. 1, 2003), pp. 25–34. ISSN: 2191-0324. DOI: 10.1515/HTMP.2003.22.1.25. URL: https://www.degruyterbrill.com/document/doi/10.1515/HTMP.2003.22.1.25/html?srsltid=AfmBOorOeeriT9vrgBy6Tv9vYpeJuUu_OPNK352scLwSC0L1seI3HL_1 (visited on 12/05/2025).

[45] Bo Li et al. "Smelting Reduction and Kinetics Analysis of Magnetic Iron in Copper Slag Using Waste Cooking Oil". In: *Scientific Reports* 7.1 (May 25, 2017), p. 2406. ISSN: 2045-2322. DOI: 10.1038/s41598-017-02696-y. URL: https://www.nature.com/articles/s41598-017-02696-y (visited on 12/05/2025).

[46] *What is the difference between EAF and SAF - Sanrui*. Xi'an Sanrui Electric Furnace Co., Ltd. 2025. URL: https://www.srfurnace.com/what-is-the-difference-between-eaf-and-saf.html (visited on 12/09/2025).

[47] Bernd Friedrich et al. "The Submerged Arc Furnace (SAF): State-of-the-Art Metal Recovery from Nonferrous Slags". In: *Journal of Sustainable Metallurgy* 4.1 (Mar. 1, 2018), pp. 77–94. ISSN: 2199-3831. DOI: 10.1007/s40831-017-0153-1. URL: https://doi.org/10.1007/s40831-017-0153-1 (visited on 02/16/2026).

[48] YNMEC. *Key Differences: Electric Arc Furnace and Submerged Arc Furnace*. Xi'an Yeneng Metallurgical Engineering Co., Ltd. May 15, 2025. URL: https://www.furnaceeaf.com/key-differences-electric-arc-furnace-and-submerged-arc-furnace/ (visited on 12/09/2025).

[49] Z. Wang, N. H. Wang, and T. Li. "Computational Analysis of a Twin-Electrode DC Submerged Arc Furnace for MgO Crystal Production". In: *Journal of Materials Processing Technology* 211.3 (Mar. 1, 2011), pp. 388–395. ISSN: 0924-0136. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.10.013. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013610003225 (visited on 04/20/2026).

[50] K. P. El-Rassi and T. A. Utigard. "Rate of Slag Reduction in a Laboratory Electric Furnace—Alternating vs Direct Current". In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 31.6 (Dec. 1, 2000), pp. 1187–1194. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-000-0005-3. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-000-0005-3 (visited on 04/20/2026).

[51] Y. A. Tesfahunegn et al. "Dynamic Current and Power Distributions in a Submerged Arc Furnace". In: *Materials Processing Fundamentals 2019*. Ed. by Guillaume Lambotte et al. Cham: Springer International Publishing, 2019, pp. 3–14. ISBN: 978-3-030-05727-5 978-3-030-05728-2. DOI: 10.1007/978-3-030-05728-2_1. URL: http://link.springer.com/10.1007/978-3-030-05728-2_1 (visited on 02/16/2026).

[52] *A Lining Management System For Submerged Arc Furnaces — PDF — Furnace — Thermocouple*. Scribd. URL: https://www.scribd.com/document/41510873/A-Lining-Management-System-for-Submerged-Arc-Furnaces (visited on 02/19/2026).

[53] LMM Group. *Electric Arc Furnace Steel Steelmaking Smelting Process*. magnesite carbon bricks supplier,rolling mill rolls supplier,graphite electrode supplier— Steel industry product leader in china. 2023. URL: https://www.lmmgroupcn.com/electric-arc-furnace-steel-steelmaking-smelting-process/ (visited on 02/16/2026).

[54] *What Is The Basic Principle Of Arc Furnace? Harnessing Electricity For Efficient Metal Melting*. 2026. URL: https://kindle-tech.com/faqs/what-is-the-basic-principle-of-arc-furnace (visited on 12/09/2025).

[55] *Refractory Lining of the Electric Arc Furnace – IspatGuru*. 2020. URL: https://www.ispatguru.com/refractory-lining-of-the-electric-arc-furnace/ (visited on 02/16/2026).

[56] O. Widlund et al. "Modeling of Electric Arc Furnaces (EAF) with Electromagnetic Stirring". In: 2011. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/Modeling-of-Electric-Arc-Furnaces-(-EAF-)-with-Widlund-Sand/b93169fa4f1a56738e88840679f3e952c6424a0f (visited on 02/20/2026).

[57] Ruoyu Li et al. "Modeling and Energy Efficiency Analysis of Ferro-Silicon Submerged Arc Furnace Under Flexible AC Power Supply in Balanced Steady State". In: *IEEE Access* 12 (2024), pp. 137542–137555. ISSN: 2169-3536. DOI: 10.1109/ACCESS.2024.3440323. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/10630793 (visited on 02/20/2026).

[58] C. Caballero, A. Moyano, and F. Rojas. "EFFICIENCY OF COPPER RECOVERY FROM A SLAG IN THE LARGE ELECTRIC FURNACE". In: 2009. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/EFFICIENCY-OF-COPPER-RECOVERY-FROM-A-SLAG-IN-THE-Caballero-Moyano/32d1ac029c03cc209d8c295088bd80a1 (visited on 03/03/2026).

[59] Yonatan A. Tesfahunegn et al. "The Effect of Pitch Circle Diameter of Electrodes on Current Distributions in Submerged Arc Furnace". In: *2018 IEEE MTT-S International Conference on Numerical Electromagnetic and Multiphysics Modeling and Optimization (NEMO)* (Aug. 2018), pp. 1–4. DOI: 10.1109/NEMO.2018.8503177. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/8503177/ (visited on 12/30/2025).

[60] B Larsen. "ELECTRODE MODELS FOR SØDERBERG ELECTRODES". In: (2012).

[61] L. Gunnewiek et al. “THE APPLICATION OF NUMERICAL MODELLING TO THE DESIGN OF ELECTRIC FURNACES”. In: 2003. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/THE-APPLICATION-OF-NUMERICAL-MODELLING-TO-THE-OF-Gunnewiek-Oshinowo/bd02d7edc20627f7a8ebf533e43eec7d87ca30b4 (visited on 12/08/2025).

[62] Wei Chen et al. “Characteristics of Electrical Heat Transfer in AC Resistance Furnace and Its Effect on the Formation and Distribution of Molten Pools”. In: *Materials Chemistry and Physics* 339 (July 15, 2025), p. 130721. ISSN: 0254-0584. DOI: 10.1016/j.matchemphys.2025.130721. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0254058425003670 (visited on 02/02/2026).

[63] K. T. Karalis et al. “A CFD Analysis of Slag Properties, Electrode Shape and Immersion Depth Effects on Electric Submerged Arc Furnace Heating in Ferronickel Processing”. In: *Applied Mathematical Modelling* 40.21 (Nov. 1, 2016), pp. 9052–9066. ISSN: 0307-904X. DOI: 10.1016/j.apm.2016.05.045. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0307904X16303043 (visited on 12/12/2025).

[64] V. R. Voller and C. Prakash. “A Fixed Grid Numerical Modelling Methodology for Convection-Diffusion Mushy Region Phase-Change Problems”. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 30.8 (Aug. 1, 1987), pp. 1709–1719. ISSN: 0017-9310. DOI: 10.1016/0017-9310(87)90317-6. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0017931087903176 (visited on 02/24/2026).

[65] R. Viswanath and Y. Jaluria. “A Comparison of Different Solution Methodologies for Melting and Solidification Problems in Enclosures”. In: *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals* 24.1 (July 1, 1993), pp. 77–105. ISSN: 1040-7790. DOI: 10.1080/10407799308955883. URL: https://doi.org/10.1080/10407799308955883 (visited on 02/24/2026).

[66] Hong-Xuan Liu et al. “Temperature Prediction of Submerged Arc Furnace in Ironmaking Industry Based on Residual Spatial-Temporal Convolutional Neural Network”. In: *Energy* 309 (Nov. 15, 2024), p. 133024. ISSN: 0360-5442. DOI: 10.1016/j.energy.2024.133024. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360544224027981 (visited on 02/02/2026).

[67] Xiaoqing Tang et al. “Analysis and Optimization about Heat and Mass Transfer in Silicon Submerged Arc Furnace”. In: *Applied Thermal Engineering* 281 (Dec. 15, 2025), p. 128737. ISSN: 1359-4311. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2025.128737. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431125033290 (visited on 02/04/2026).

[68] E. Scheepers et al. “The Development of a CFD Model of a Submerged Arc Furnace for Phosphorus Production”. In: *Minerals Engineering*. Selected Papers from Computational Modelling ’05, Cape Town, South Africa 19.10 (Aug. 1, 2006), pp. 1115–1125. ISSN: 0892-6875. DOI: 10.1016/j.mineng.2006.05.003. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0892687506001439 (visited on 02/03/2026).

[69] Emile Scheepers et al. “Process Modeling and Optimization of a Submerged Arc Furnace for Phosphorus Production”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 41.5 (Oct. 1, 2010), pp. 990–1005. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-010-9403-3. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-010-9403-3 (visited on 02/13/2026).

[70] Liping Gu and Gordon A. Irons. “PHYSICAL AND MATHEMATICAL MODELING OF FLUID FLOW IN ELECTRIC ARC FURNACES”. In: *Electr. Furn. Conf. Process Technol. Conf. Proc.* 56th Electric Furnace Conference and 16th Process Technology Conference Proceedings. Iron and Steel Society, 1998, pp. 411–420. ISBN: 978-1-886362-29-1.

[71] J. J. Bezuidenhout, J. J. Eksteen, and S. M. Bradshaw. “Computational Fluid Dynamic Modelling of an Electric Furnace Used in the Smelting of PGM Containing Concentrates”. In: *Minerals Engineering*. Special Issue: Computational Modelling 22.11 (Oct. 1, 2009), pp. 995–1006. ISSN: 0892-6875. DOI: 10.1016/j.mineng.2009.03.009. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0892687509000740 (visited on 02/03/2026).

[72] Xuan-Kai Zhang et al. “The Study of Heat-Mass Transfer Characteristics and Multi-Objective Optimization on Electric Arc Furnace”. In: *Applied Energy* 317 (July 1, 2022), p. 119147. ISSN: 0306-2619. DOI: 10.1016/j.apenergy.2022.119147. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306261922005220 (visited on 02/02/2026).

[73] Hong-Chun Zhu et al. “Numerical Investigation on the Application of Hydrogen Plasma Arc in Electric Arc Furnace”. In: *Applied Thermal Engineering* 281 (Dec. 15, 2025), p. 128607. ISSN: 1359-4311. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2025.128607. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359431125031990 (visited on 02/04/2026).

[74] Rong-Ming Zhang et al. “Multi-Physics Modeling and Optimization of DC Electric Arc Furnace Based on Operating Parameter and Field Synergy Analysis”. In: *Thermal Science and Engineering Progress* 67 (Nov. 1, 2025), p. 104102. ISSN: 2451-9049. DOI: 10.1016/j.tsep.2025.104102. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2451904925008935 (visited on 02/04/2026).

[75] Bo Li et al. “Smelting Reduction and Kinetics Analysis of Magnetic Iron in Copper Slag Using Waste Cooking Oil”. In: *Scientific Reports* 7.1 (May 25, 2017), p. 2406. ISSN: 2045-2322. DOI: 10.1038/s41598-017-02696-y. URL: https://www.nature.com/articles/s41598-017-02696-y (visited on 03/03/2026).

[76] Victor Montenegro. “Factors Determining the Rate of Magnetite Reduction in a Liquid Slag by Graphite Electrodes”. In: (Jan. 1, 2009). URL: https://www.academia.edu/89847344/Factors_Determining_the_Rate_of_Magnetite_Reduction_in_a_Liquid_Slag_by_Graphite_Electrodes (visited on 03/03/2026).

[77] Christian M. G. Rodrigues et al. “Modeling Framework for the Simulation of an Electric Smelting Furnace Considering Freeze Lining Formation”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 54.2 (Apr. 1, 2023), pp. 880–894. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-023-02733-4. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-023-02733-4 (visited on 03/03/2026).

[78] Q. Jiao and N. J. Themelis. “Correlation of Geometric Factor for Slag Resistance Electric Furnaces”. In: *Metallurgical Transactions B* 22.2 (Apr. 1, 1991), pp. 183–192. ISSN: 2379-0229. DOI: 10.1007/BF02652483. URL: https://doi.org/10.1007/BF02652483 (visited on 04/20/2026).

[79] I. Dougall and B. Olmstead. “A FINITE ELEMENT MODEL OF A SØDERBERG ELECTRODE WITH AN APPLICATION IN CASING DESIGN”. In: 2006. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/A-FINITE-ELEMENT-MODEL-OF-A-S%C3%98DERBERG-ELECTRODE-AN-Dougall-Olmstead/68d181df582c788fe557b53a9625ee95 (visited on 12/10/2025).

[80] M. Zander et al. “Improving Copper Recovery from Production Slags by Advanced Stirring Methods”. In: 2011. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/Improving-Copper-Recovery-from-Production-Slags-by-Zander-Friedrich/2fe691c06bd6b782af8f7a00b08a506c5b643525 (visited on 03/04/2026).

[81] A. W. Bydałek et al. “Optimizing of Work Arc Furnace to Decopperisation of Flash Slag”. In: *Archives of Foundry Engineering* 15.3 (2015), pp. 21–24. ISSN: 1897-3310, 2299-2944. URL: https://bibliotekanauki.pl/articles/381319 (visited on 03/04/2026).

[82] Katarina Grujić. “A Review of Thermal Spectral Imaging Methods for Monitoring High-Temperature Molten Material Streams”. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 23.3 (Jan. 18, 2023), p. 1130. ISSN: 1424-8220. DOI: 10.3390/s23031130. PMID: 36772170. URL: https://pmc.ncbi.nlm.nih.gov/articles/PMC9920743/ (visited on 03/25/2026).

[83] *Application of A Man-Less, On-Demand Immersion Optical Temperature Measurement Device at The EAF — PDF — Science & Mathematics — Computers*. Scribd. URL: https://www.scribd.com/document/642636728/Application-of-a-Man-Less-On-Demand-Immersion-Optical-Temperature-Measurement-Device-at-the-EAF (visited on 03/25/2026).

[84] Farhan Mumtaz et al. "Distributed Temperature Sensing in the Spray-Cooled Shell of a 150-Ton DC Electric Arc Furnace Using Brillouin Optical Fiber Technology". In: *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 75 (2026), pp. 1–12. ISSN: 1557-9662. DOI: 10.1109/TIM.2026.3664551. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/11395900 (visited on 03/25/2026).

[85] Ogbole Collins Inalegwu et al. "Advancing Temperature Monitoring of the Bottom Anode in a Direct Current Electric Arc Furnace Operations With Distributed Optical Fiber Sensors". In: *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 74 (2025), pp. 1–12. ISSN: 1557-9662. DOI: 10.1109/TIM.2025.3583377. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/11052743 (visited on 03/25/2026).

[86] *A Novel Temperature Reconstruction Method for Acoustic Pyrometry Under Strong Temperature Gradients and Limited Measurement Points*. URL: https://www.mdpi.com/2076-3417/15/9/4728 (visited on 03/25/2026).

[87] Martin Brodeck et al. "PRACE NAUKOWE KMiUE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 2022". In: ().

[88] *Valmet Acoustic Pyrometer - Continuous Gas Temperature Measurement*. URL: https://www.valmet.com/automation/analyzers-measurements/boiler-diagnostics/acoustic-pyrometer/ (visited on 03/27/2026).

[89] Bitong Wang and Douglas H. Kelley. "Microscale Mechanisms of Ultrasound Velocity Measurement in Metal Melts". In: *Flow Measurement and Instrumentation* 81 (Oct. 1, 2021), p. 102010. ISSN: 0955-5986. DOI: 10.1016/j.flowmeasinst.2021.102010. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598621001175 (visited on 03/31/2026).

[90] Sven Eckert, Andreas Cramer, and Gunter Gerbeth. "Velocity Measurement Techniques for Liquid Metal Flows". In: *Magnetohydrodynamics: Historical Evolution and Trends*. Ed. by Sergei Molokov, René Moreau, and Keith Moffatt. Dordrecht: Springer Netherlands, 2007, pp. 275–294. ISBN: 978-1-4020-4833-3. DOI: 10.1007/978-1-4020-4833-3_17. URL: https://doi.org/10.1007/978-1-4020-4833-3_17 (visited on 03/31/2026).

[91] Z. H. Wang et al. “UDV Measurements of Single Bubble Rising in a Liquid Metal Galinstan with a Transverse Magnetic Field”. In: *International Journal of Multiphase Flow* 94 (Sept. 1, 2017), pp. 201–208. ISSN: 0301-9322. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2017.05.001. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301932217300538 (visited on 03/31/2026).

[92] Kevin Mader et al. “Phased Array Ultrasound System for Planar Flow Mapping in Liquid Metals”. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* 64.9 (2017), pp. 1327–1335. ISSN: 0885-3010. DOI: 10.1109/TUFFC.2017.2693920.

[93] A. Cramer, C. Zhang, and S. Eckert. “Local Flow Structures in Liquid Metals Measured by Ultrasonic Doppler Velocimetry”. In: *Flow Measurement and Instrumentation*. Ultrasonic Flowmetering 15.3 (June 1, 2004), pp. 145–153. ISSN: 0955-5986. DOI: 10.1016/j.flowmeasinst.2003.12.006. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598603000888 (visited on 03/31/2026).

[94] Yoshitaka Ueki et al. “High-Temperature Ultrasonic Doppler Velocimetry for Lead-Lithium Flows”. In: *Zero-Carbon Energy Kyoto 2011*. Ed. by Takeshi Yao. Tokyo: Springer Japan, 2012, pp. 267–272. ISBN: 978-4-431-54067-0. DOI: 10.1007/978-4-431-54067-0_31.

[95] Jean-Louis Achard, Philippe Jarry, and Fabio Taina. “Ultrasonic Doppler Velocimetry in Liquid Aluminum”. In: *Light Metals 2018*. Ed. by Olivier Martin. Cham: Springer International Publishing, 2018, pp. 879–884. ISBN: 978-3-319-72284-9. DOI: 10.1007/978-3-319-72284-9_114.

[96] Tomonori Ihara, Nobuyoshi Tsuzuki, and Hiroshige Kikura. “Application of Ultrasonic Doppler Velocimetry to Molten Glass by Using Broadband Phase Difference Method”. In: *Flow Measurement and Instrumentation* 48 (Apr. 1, 2016), pp. 90–96. ISSN: 0955-5986. DOI: 10.1016/j.flowmeasinst.2015.10.011. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955598615300339 (visited on 04/01/2026).

[97] D. Buchenau et al. “Measurement Technique Developments for LBE Flows”. In: *Journal of Nuclear Materials*. Proceedings of the International DEMETRA Workshop on Development and Assessment of Structural Materials and Heavy Liquid Metal Technologies for Transmutation Systems 415.3 (Aug. 31, 2011), pp. 396–403. ISSN: 0022-3115. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2011.04.026. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022311511003850 (visited on 04/02/2026).

[98] M Ratajczak et al. “Measurement Techniques for Liquid Metals”. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 228.1 (July 2017), p. 012023. ISSN: 1757-899X. DOI: 10.1088/1757-899X/228/1/012023. URL: https://doi.org/10.1088/1757-899X/228/1/012023 (visited on 04/02/2026).

[99] J Forbriger and F Stefani. “Transient Eddy Current Flow Metering”. In: *Measurement Science and Technology* 26.10 (Sept. 2015), p. 105303. ISSN: 0957-0233. DOI: 10.1088/0957-0233/26/10/105303. URL: https://doi.org/10.1088/0957-0233/26/10/105303 (visited on 04/02/2026).

[100] Jānis Priede, Dominique Buchenau, and Gunter Gerbeth. “Single-Magnet Rotary Flowmeter for Liquid Metals”. In: *Journal of Applied Physics* 110.3 (Aug. 15, 2011), p. 034512. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.3610440. URL: https://doi.org/10.1063/1.3610440 (visited on 04/02/2026).

[101] Thomas Wondrak et al. “Visualization of the Flow in a Mold of Continuous Casting by Contactless Inductive Flow Tomography and Mutual Inductance Tomography”. In: *steel research international* 85.8 (2014), pp. 1266–1273. ISSN: 1869-344X. DOI: 10.1002/srin.201300075. URL: https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/srin.201300075 (visited on 04/09/2026).

[102] Yi-Bo Liu, Jian Yang, and Zhi-Qing Lin. “Mathematical Modeling of Mold Flow Field and Mold Flux Entrainment Assisted With High-Temperature Quantitative Velocity Measurement and Water Modeling”. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 53.4 (Aug. 1, 2022), pp. 2030–2050. ISSN: 1543-1916. DOI: 10.1007/s11663-022-02495-5. URL: https://doi.org/10.1007/s11663-022-02495-5 (visited on 04/15/2026).

[103] Chao Ma et al. “Flow Field in Slab Continuous Casting Mold with Large Width Optimized with High Temperature Quantitative Measurement and Numerical Calculation”. In: *Metals* 11.2 (Feb. 2021), p. 261. ISSN: 2075-4701. DOI: 10.3390/met11020261. URL: https://www.mdpi.com/2075-4701/11/2/261 (visited on 04/15/2026).

[104] Tao Zhang, Jian Yang, and Peng Jiang. “Measurement of Molten Steel Velocity near the Surface and Modeling for Transient Fluid Flow in the Continuous Casting Mold”. In: *Metals* 9.1 (Jan. 2019), p. 36. ISSN: 2075-4701. DOI: 10.3390/met9010036. URL: https://www.mdpi.com/2075-4701/9/1/36 (visited on 04/15/2026).

[105] T. Ando et al. “Induction Pump for High-Temperature Molten Metals Using Rotating Twisted Magnetic Field: Thrust Measurement Experiment with Solid Conductors”. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 38.4 (July 2002), pp. 1789–1796.

ISSN: 1941-0069. DOI: 10.1109/TMAG.2002.1017772. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/1017772 (visited on 04/15/2026).

[106] *PN-EN IEC 60584-3:2021-11 - Wersja Angielska*. 2021. URL: https://sklep.pkn.pl/pn-en-iec-60584-3-2021-11e.html (visited on 12/01/2025).

[107] George T. Furukawa, John L. Riddle, and William R. Bigge. "The International Practical Temperature Scale of 1968 in Region 13.81 K to 90.188 K as Maintained at the National Bureau of Standards". In: *Journal of Research of the National Bureau of Standards Section A: Physics and Chemistry* 77A.3 (May 1973), p. 309. ISSN: 0022-4332. DOI: 10.6028/jres.077A.019. URL: https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/jres/77A/jresv77An3p309_A1b.pdf (visited on 12/01/2025).

[108] *OpenCV: OpenCV Modules*. 2024. URL: https://docs.opencv.org/4.x/ (visited on 12/18/2025).

[109] M. Dhainaut. "SIMULATION OF THE ELECTRIC FIELD IN A SUBMERGED ARC FURNACE". In: 2003. URL: https://www.semanticscholar.org/paper/SIMULATION-OF-THE-ELECTRIC-FIELD-IN-A-SUBMERGED-ARC-Dhainaut/a981c2ac13596cdcca045383e49297c7c7f6a5ec (visited on 12/10/2025).

[110] Stephan Koch, Hermann Schneider, and Thomas Weiland. "A Low-Frequency Approximation to the Maxwell Equations Simultaneously Considering Inductive and Capacitive Phenomena". In: *IEEE Transactions on Magnetics - IEEE TRANS MAGN* 48 (Feb. 1, 2012), pp. 511–514. DOI: 10.1109/TMAG.2011.2173163.

[111] Jianfang Zhu and Dan Jiao. "A Theoretically Rigorous Full-Wave Finite-Element-Based Solution of Maxwell's Equations From Dc to High Frequencies". In: *IEEE Transactions on Advanced Packaging* 33.4 (Nov. 2010), pp. 1043–1050. ISSN: 1557-9980. DOI: 10.1109/TADVP.2010.2057428. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/5545471 (visited on 12/19/2025).

[112] J. L. Xia and T. Ahokainen. "Numerical Modelling of Slag Flows in an Electric Furnace". In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* 33.4 (2004), pp. 220–228. ISSN: 1600-0692. DOI: 10.1111/j.1600-0692.2004.00687.x. URL: https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/j.1600-0692.2004.00687.x (visited on 12/10/2025).

[113] S. S. Sazhin et al. "The P-1 Model for Thermal Radiation Transfer: Advantages and Limitations". In: *Fuel* 75.3 (Feb. 1, 1996), pp. 289–294. ISSN: 0016-2361. DOI: 10.1016/0016-2361(95)00269-3. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0016236195002693 (visited on 12/10/2025).

[114] S. G. Martyushev and M. A. Sheremet. "Characteristics of Rosseland and P-1 Approximations in Modeling Nonstationary Conditions of Convection-Radiation Heat Transfer in an Enclosure with a Local Energy Source". In: *Journal of Engineering Thermophysics* 21.2 (June 1, 2012), pp. 111–118. ISSN: 1990-5432. DOI: 10.1134/S1810232812020026. URL: https://doi.org/10.1134/S1810232812020026 (visited on 12/10/2025).

[115] Engineersfield. *Flue Gases Properties Table - Density, Visocosity*. Engineersfield. 2020. URL: https://engineersfield.com/flue-gases-properties-table-density-visocosity/ (visited on 01/20/2026).

[116] Yungang Wang et al. "Study on Heat Transfer Characteristics of Flue Gas Condensation in Narrow Gap Heat Exchangers". In: *Thermal Science* 27 (6 Part A 2023), pp. 4681–4693. ISSN: 0354-9836, 2334-7163. DOI: 10.2298/TSCI221125117W. URL: https://doiserbia.nb.rs/Article.aspx?ID=0354-98362300117W (visited on 01/20/2026).

[117] Aleksandar G. Ostrogorsky. "Absorption Coefficient of CO2 and First-Order Approximation of Radiative Forcing". In: *Thermal Science* 29 (1 Part B 2025), pp. 731–749. URL: https://doiserbia.nb.rs/Article.aspx?ID=0354-983625000270 (visited on 01/20/2026).

[118] Mostafa El-Shafie. "Theoretical and Experimental Analysis of Temperature Decay along an Industrial Chimney Using Analytical and K-Omega Turbulence Models". In: *Case Studies in Chemical and Environmental Engineering* 6 (Dec. 1, 2022), p. 100264. ISSN: 2666-0164. DOI: 10.1016/j.cscee.2022.100264. URL: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S266601642200086X (visited on 01/20/2026).

[119] H Yang et al. "Modelling and Simulation of a Copper Slag Cleaning Process Improved by Electromagnetic Stirring". In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 228.1 (July 2017), p. 012007. ISSN: 1757-899X. DOI: 10.1088/1757-899X/228/1/012007. URL: https://doi.org/10.1088/1757-899X/228/1/012007 (visited on 01/20/2026).

[120] "Thermodynamic and Transport Properties of Silicate Melts and Magma". In: *The Encyclopedia of Volcanoes*. Academic Press, Jan. 1, 2015, pp. 113–141. DOI: 10.1016/B978-0-12-385938-9.00005-5. URL: https://www.sciencedirect.com/science/chapter/edited-volume/abs/pii/B9780123859389000055 (visited on 01/21/2026).

[121] *Estimating the Physical Properties of Slags*. 2011. URL: https://www.scielo.org.za/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S2225-62532011001000002 (visited on 01/21/2026).

[122] *Karta Charakterystyki Cegły Magnetyzowej Topkrom MCV*. Mar. 2020.

[123] dwarazy.com. *Betony ogniotrwałe*. Ostrowieckie Zakłady Materiałów Ogniotrwałych. 2024. URL: https://ozmo.com.pl/betony-ogniotrwale/ (visited on 01/21/2026).

[124] F. Felizardo et al. "Compatibility Tests between High Temperature Concrete and Molten Salts to Be Used for a Thermal Energy Storage". In: *AIP Conference Proceedings* 2126.1 (July 25, 2019), p. 200019. ISSN: 0094-243X. DOI: 10.1063/1.5117734. URL: https://doi.org/10.1063/1.5117734 (visited on 01/21/2026).

[125] *Grafitowe elektrody do pieców łukowych*. carbo. 2024. URL: https://www.carbograf.pl/graf-elektrody-do-piecow-lukowych (visited on 01/20/2026).

[126] L. L. Vovchenko, L. Yu. Matzui, and A. A. Kulichenko. "Thermal Characterization of Expanded Graphite and Its Composites". In: *Inorganic Materials* 43.6 (June 1, 2007), pp. 597–601. ISSN: 1608-3172. DOI: 10.1134/S0020168507060088. URL: https://doi.org/10.1134/S0020168507060088 (visited on 01/20/2026).

[127] *1.4841 (X15CrNiSi25-21) H25N20S2 karta charakterystyki*. Special Steels Polska Sp z o.o. 2024. URL: https://stalespecjalne.com.pl/oferta/stale-nierdzewne/1-4841.html (visited on 01/20/2026).

[128] *Stal 1.4841 (H25N20S2) – stal żaroodporna austenityczna*. Sept. 24, 2023. URL: https://www.alfa-tech.com.pl/stale-wysokostopowe-o-specjalnych-wlasnosciach-stal-zaroodporna-i-zarowytrzymala-h25n20s2/ (visited on 01/20/2026).

[129] D. Keith Walters and Davor Cokljat. "A Three-Equation Eddy-Viscosity Model for Reynolds-Averaged Navier–Stokes Simulations of Transitional Flow". In: *Journal of Fluids Engineering* 130.121401 (Oct. 24, 2008). ISSN: 0098-2202. DOI: 10.1115/1.2979230. URL: https://doi.org/10.1115/1.2979230 (visited on 04/02/2026).

[130] F. R. Menter et al. "A Correlation-Based Transition Model Using Local Variables—Part I: Model Formulation". In: *Journal of Turbomachinery* 128.3 (Mar. 1, 2004), pp. 413–422. ISSN: 0889-504X. DOI: 10.1115/1.2184352. URL: https://doi.org/10.1115/1.2184352 (visited on 04/02/2026).

[131] S. M. A. Aftab et al. "Turbulence Model Selection for Low Reynolds Number Flows". In: *PLoS ONE* 11.4 (Apr. 22, 2016), e0153755. ISSN: 1932-6203. DOI: 10.1371/journal.pone.0153755. PMID: 27104354. URL: https://pmc.ncbi.nlm.nih.gov/articles/PMC4841523/ (visited on 04/07/2026).

[132] Yonatan A. Tesfahunegn et al. “The Effect of Frequency on Current Distributions Inside Submerged Arc Furnace”. In: *2018 IEEE MTT-S International Conference on Numerical Electromagnetic and Multiphysics Modeling and Optimization (NEMO)*. 2018 IEEE MTT-S International Conference on Numerical Electromagnetic and Multiphysics Modeling and Optimization (NEMO). Aug. 2018, pp. 1–4. DOI: 10.1109/NEMO.2018.8503083. URL: https://ieeexplore.ieee.org/document/8503083 (visited on 12/15/2025).

Spis rysunków

3.1 Schemat blokowy: wielofizyczny model sprzężonego pola elektromagnetycznego, przepływu, temperatury i transportu składników zastosowany w analizach (na podstawie [67]) 20

3.2 Schemat blokowy metody obliczeniowej sprzężonych pól fizycznych [74] . . 25

7.1 Schemat przekroju pieca elektrycznego 44

7.2 Schemat pieca elektrycznego z podstawowymi wymiarami (wartość wymiarów na rysunku w milimetrach). 45

7.3 Schemat instalacji pieca elektrycznego z dwoma elektrodami (1 – Transformator, 2 – Piec oporowo-łukowy, 3 – Filtr workowy) 46

7.4 Instalacja laboratoryjnego pieca elektrycznego 46

7.5 Zdjęcie wyłożenia ogniotrwałego znajdującego się w komorze roboczej pieca elektrycznego 47

8.1 Przygotowana termopara przed zamontowaniem w wymurówce 49

8.2 Rozkład termopar na przedniej ścianie pieca 50

8.3 Rozkład termopar na tylnej ścianie pieca 50

8.4 Rozkład termopar na prawej i lewej ścianie pieca 50

8.5 Schemat rozmieszczenia termopar 50

8.6 Skorupa pieca przygotowana pod montaż termopar. a) skorupa z otworami; b) skorupa z zamontowanymi termoparami. 51

8.7 Termopary typu S w osłonie alundowej zastosowana do pomiaru temperatury żużla 52

8.8 Schemat umiejscowienia termopary w żużlu 53

8.9 Rejestrator temperatury zastosowany do zapisu danych 53

8.10 Miernik momentu obrotowego SAUTER DB 0.5-4 54

8.11 Układ cechowania miernika momentu obrotowego 55
8.12 Instalacja testowa do weryfikacji metody pomiarowej momentu obrotowego 57
8.13 Przygotowana metodą FDM sonda zanurzeniowa wykorzystana w testach weryfikacyjnych 58
8.14 Siatka numeryczna zastosowana w obliczeniach modelu porównawczego pomiaru momentu obrotowego 58
8.15 Warunki brzegowe zastosowane do wykonania symulacji 60
8.16 Rozkład prędkości w przekroju poprzecznym przez zbiornik. a) Wariant 1; b) Wariant 2 60
8.17 Sonda zanurzeniowa do pomiaru momentu obrotowego wygenerowanego przez siłę oporu żużla 63
8.18 Ramię mocujące sondę z miernikiem momentu obrotowego w instalacji pieca elektrycznego 64
8.19 Docelowa instalacja pomiarowa momentu obrotowego w piecu elektrycznym. Zielony element to sonda zanurzeniowa zainstalowana na mierniku momentu obrotowego 64

9.1 Schemat struktury wielofizycznego modelu pieca elektrycznego. Q_{JH} – wydajność objętościowa źródeł ciepła Joule'a-Lenza; F_{Lor} – gęstość objętościowa siły Lorentza; V – pole prędkości; T – rozkład temperatury. 66

10.1 Model 3D pieca elektrycznego. a) geometria elektrody dla wariantu I, b) geometria elektrod dla wariantu II 74
10.2 Model 3D domeny elektromagnetycznej pieca elektrycznego. a) geometria elektrody dla wariantu I, b) geometria elektrod dla wariantu II 74
10.3 Widok ogólny siatki numerycznej modelu elektromagnetycznego dla domen elektrody i żużla, a) siatka dla wariantu I, b) siatka dla wariantu II 76
10.4 Widok ogólny siatki numerycznej modelu hydrodynamicznego dla domen elektrody i żużla, a) siatka dla wariantu I, b) siatka dla wariantu II 77
10.5 Warunki brzegowe przyjęte w podmodelu elektromagnetycznym 78
10.6 Warunki brzegowe przyjęte w podmodelu hydrodynamicznym 79
10.7 Schemat przepływu informacji między stosowanymi oprogramowaniami obliczeniowymi 79

11.1 Wykres zmiany lepkości dynamicznej żużla w funkcji temperatury 83

11.2 Wykres zmian wartości skutecznych napięcia i natężenia prądu elektrycznego w funkcji czasu podczas prowadzenia procesu przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo – łukowym 84

11.3 Rozkład prądu płynącego pomiędzy elektrodami grafitowymi w objętości żużla w a) przekroju podłużnym w osi elektrod; b) w płaszczyźnie przechodzącej przez połowę zanurzonej części elektrody 85

11.4 Rozkład siły Lorentza w przekroju podłużnym w osi elektrod 86

11.5 Rozkład gęstości mocy cieplnej powstałej w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza w przekroju podłużnym w osi elektrod 86

11.6 Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla, w przekroju podłużnym w osi elektrod . 87

11.7 Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla w przekroju poprzecznym stanowiącym powierzchnię symetrii układu 88

11.8 Porównanie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla 89

11.9 Porównanie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla 90

11.10 Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentza w przekroju wzdłużnym pieca przechodzącym przez osie elektrod 91

11.11 Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentza w przekroju poprzecznym przechodzącym przez oś elektrody . . . 92

11.12 Porównanie rozkładu prędkości w przekroju wzdłużnym w osi elektrod dla obliczeń a) model laminarny uwzględniający siłę Lorentza; b) model turbulentny Transition $k - k_L - \omega$; c) model turbulentny Transition SST . . . 95

11.13 Przebieg zmian wartości skutecznych napięcia i natężenia prądu w funkcji czasu podczas przetopu żużla w elektrycznym piecu oporowo-łukowym . . . 96

11.14 Rozkład prądu płynącego pomiędzy elektrodami grafitowymi w objętości żużla w a) przekroju podłużnym w osi elektrod; b) w płaszczyźnie przechodzącej przez połowę zanurzonej części elektrody 97

11.15 Rozkład siły Lorentza w przekroju podłużnym w osi elektrod 98

11.16Rozkład gęstości mocy cieplnej powstałej w wyniku zjawiska Joule'a-Lenza w przekroju podłużnym w osi elektrod 98

11.17Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami, zanurzonymi 2 cm nad dnem pieca, w przekroju podłużnym w osi elektrod 99

11.18Rozkład temperatury w stanie ustalonym w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla w przekroju poprzecznym stanowiącym powierzchnie symetrii układu 100

11.19Porównanie średnich wartości temperatury żużla z okresu stabilnej pracy pieca z wynikami symulacji numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna) 101

11.20Porównanie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna) 102

11.21Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentz'a w przekroju wzdłużnym pieca przechodzącym przez osie elektrod 103

11.22Rozkład prędkości w objętości żużla z uwzględnieniem oddziaływań siły Lorentz'a w przekroju poprzecznym wzdłuż osi elektrody 104

11.23Porównanie rozkładu prędkości dla obliczeń a) model laminarny; b) model turbulentny Transition $k - k_L - \omega$; c) model turbulentny Transition SST . 106

12.1 Zmiana średnich wartości poszczególnych składowych oraz modułu siły Lorentza w funkcji częstotliwości prądu. 109

12.2 Rozkład wektorowy siły Lorentza w układzie dla analizowanych częstotliwości prądu: a) 5 Hz, b) 50 Hz, c) 5 000 Hz, d) 50 000 Hz 109

12.3 Zmiana wartości maksymalnej i średniej prędkości przepływu żużla w funkcji częstotliwości prądu 110

12.4 Zmiana głębokości wnikania pola elektromagnetycznego w funkcji częstotliwości prądu 111

12.5 Schemat optymalizacji przepływu żużla 112

12.6 Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku bazowego 115

12.7 Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku niewycentrowanego 115

12.8 Ułożenie elektrod w żużlu dla przypadku wycentrowanego 115

12.9 Rozkład gęstości prądu dla przypadku bazowego 116

12.10Rozkład gęstości prądu dla przypadku niewycentrowanego 117

12.11Rozkład gęstości prądu dla przypadku wycentrowanego 117

12.12Porównanie rozkładu gęstości mocy cieplnej Joule'a-Lenza w przekroju przez środek dolnej powierzchni elektrody dla modeli a) bazowego, b) niewycentrowany, c) wycentrowany 118

12.13Porównanie rozkładu prędkości w przekroju przez środek dolnej powierzchni elektrody dla modeli a) bazowego, b) niewycentrowany, c) wycentrowany 119

12.14Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku bazowego 120

12.15Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku po optymalizacji niewycentrowanego 121

12.16Rozkład prędkości w objętości żużla dla przypadku wycentrowanego po optymalizacji 122

Spis tabel

3.1 Zestawienie fundamentalnych różnic między piecem SAF i EAF 16

8.1 Wyniki cechowania miernika momentu obrotowego 56
8.2 Parametry siatki obliczeniowej modelu porównawczego obrotnicy 59
8.3 Właściwości fizyczne gliceryny w temp. 20°C 59
8.4 Współrzędne punktu przyłożenia obliczanej wartości momentu obrotowego 61
8.5 Zestawienie porównawcze wyników wartości momentu obrotowego uzyskanego eksperymentalnie z wartościami uzyskanymi numerycznie w wariancie 1 61
8.6 Zestawienie porównawcze wyników wartości momentu obrotowego uzyskanego eksperymentalnie z wartościami uzyskanymi numerycznie w wariancie 2 62

10.1 Podsumowanie parametrów siatki numerycznej dla modelu elektromagnetycznego 75
10.2 Zdefiniowany rozmiar elementów w domenach 76
10.3 Jakość uzyskanych siatek 77

11.1 Właściwości materiałowe spalin zastosowane w analizach numerycznych . . 81
11.2 Właściwości materiałowe żużla zastosowane w analizach numerycznych . . 82
11.3 Właściwości materiałowe elementów w domenie fazy stałej 82
11.4 Porównanie wartości skutecznej napięcia w okresie stabilizacji z wartością obliczoną w oprogramowaniu GetDP dla pieca elektrycznego 84
11.5 Zestawienie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla 89

11.6 Zestawienie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego w piecu z elektrodami zanurzonymi do połowy głębokości żużla 90

11.7 Wartość średnia i maksymalna prędkości żużla dla modelu laminarnego z uwzględnieniem sił Lorentza 92

11.8 Zestawienie średniej wartości momentu obrotowego uzyskanego w okresie stabilizacji pomiaru z wartością obliczoną w modelu stacjonarnym procesu 93

11.9 Wartości maksymalne wskaźnika y^+ dla obszaru styku płynu z ciałem stałym w zależności od zastosowanego modelu turbulentnego 94

11.10Porównanie wartości średnich i maksymalnych prędkości żużla w zależności od zastosowanego modelu przepływu 94

11.11Porównanie zmierzonej wartości skutecznej napięcia w okresie stabilizacji pracy pieca z wartością obliczoną numerycznie w programie GetDP 97

11.12Zestawienie średniej wartości temperatury żużla z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna) 101

11.13Zestawienie średniej wartości temperatury wymurówki (dla poszczególnych termopar) z okresu stabilizacji warunków prądowych z wynikami uzyskanymi w symulacjach numerycznych dla stanu ustalonego (wariant z elektrodami umieszczonymi w odległości 2 cm od dna) 102

11.14Wartość średnia i maksymalna prędkości żużla dla modelu laminarnego z uwzględnieniem sił Lorentz'a 104

11.15Zestawienie średniej wartości momentu obrotowego uzyskanego w okresie stabilizacji pomiaru z wartością obliczoną w modelu stacjonarnym procesu 104

11.16Wartości maksymalna wskaźnika y^+ dla obszaru styku płynu z ciałem stałym w zależności od zastosowanego modelu turbulentnego 105

11.17Porównanie wartości średnich i maksymalnych prędkości żużla w zależności od zastosowanego modelu przepływu 105

12.1 Natężenie prądu zapewniające stałą moc wydzielaną w układzie w zależności od ustawienia elektrod 116

12.2 Wartość prędkości uzyskana w wyniku optymalizacji 119

12.3 Udział procentowy objętości żużla w poszczególnych zakresach prędkości . 122

Dodatek A

Symbole przyjęte w pracy

Jeśli w tekście nie wykazano inaczej, stosowane symbole należy rozumieć jako:

Symbole alfabetu łacińskiego

- a - ułamek objętościowy fazy ciekłej [−]
- $\mathbf{A}$ - wektor potencjału magnetycznego
- $A^{(m)}$ - pole powierzchni m-tej ściany
- A_{mush} i η - stałe opisujące tłumienie [−]
- $\mathbf{B}$ - wektor indukcji magnetycznej
- $\mathbf{B}^*$ - sprzężenie zespolone wektora indukcji magnetycznej
- C_{a1}, C_{e1} - bezwymiarowe, empiryczne stałe modelowe kontrolujące tempo produkcji i dysypacji dla procesu przejścia
- C_{a2}, C_{e2} - bezwymiarowe, empiryczne stałe modelowe skalujące proces relaminaryzacji
- $C_{\omega 1}, C_{\omega 2}, C_{\omega 3}, C_{\omega R}$ - bezwymiarowe, empiryczne stałe modelowe skalujące poszczególne człony w równaniu dla specyficznej szybkości dysypacji
- d - najkrótsza odległość od analizowanego punktu do najbliższej ścianki [m]
- d - średnica cząstki [m]
- D_L - przyścienna dysypacja energii laminarnej k_L
- D_T - przyścienna dysypacja kinetycznej energii turbulencji k_T

- $\hat{\mathbf{e}}$ - wektor jednostkowy osi momentu obrotowego
- $E_{\gamma 1}$ - człon dysypacji przejścia
- $E_{\gamma 2}$ - człon dysypacji dla procesu relaminaryzacji
- F - wartość siły przyłożonej do końca ramienia [N]
- $\mathbf{F}^{(m)}$ - całkowity wektor siły działającej na m-tą ścianę
- $\mathbf{F}_{Buoy}$ - gęstość objętościowa siły wyporu termicznego
- F_L - gęstość objętościowa siły Lorentza
- $\mathbf{F}_p^{(m)}$ - siła ciśnienia na m-tą ścianę
- $\mathbf{F}_v^{(m)}$ - siła lepkości na m-tą ścianę
- F_{length} - empiryczna funkcja kontrolująca długość obszaru przejściowego
- F_{onset} - funkcja aktywacji
- F_{turb} - funkcja modyfikująca proces relaminaryzacji w zależności od lokalnego poziomu turbulencji w warstwie przyściennej
- $\mathbf{g}$ - wektor przyspieszenia ziemskiego
- j - jednostka urojona przesunięcia fazowego
- $\mathbf{J}$ - wektor gęstości prądu
- $\mathbf{J}_s$ - wektor źródłowej gęstości prądu
- k_L - kinetyczna energia fluktuacji w warstwie laminarnej [m^2/s^2]
- k_T - kinetyczna energia turbulencji [m^2/s^2]
- M - moment obrotowy [mNm]
- M_{obl} - obliczony moment obrotowy [mNm]
- M_{zmi} - zmierzony moment obrotowy [mNm]
- n - ilość pomiarów [−]
- N - liczba ścian na powierzchni [−]
- $\hat{\mathbf{n}}^{(m)}$ - zewnętrzny wektor jednostkowy normalny do ściany
- p - ciśnienie

- $p^{(m)}$ - ciśnienie statyczne na m-tej ścianie
- $P_{\gamma 1}$ - człon produkcyjny przejścia
- $P_{\gamma 2}$ - człon produkcyjny dla procesu relaminaryzacji
- P_{k_L} - produkcja kinetycznej energii laminarnej k_L w rejonie warstwy przyściennej
- P_{k_T} - produkcja kinetycznej energii turbulencji k_T, wywoływana przez gradienty prędkości uśrednionej
- Q_{JH} - wydajność objętościowa źródeł ciepła Joule'a-Lenza
- r - długość ramienia od osi momentometru do rzutu na ramię środka ciężkości masy wzorcowej [m]
- $\mathbf{r}^{(m)}$ - wektor położenia środka ciężkości m-tej ściany
- $\mathbf{r}_{ref}$ - wektorem położenia środka momentu obrotowego
- R_{BP} - człon transferu energii dla przejścia typu *bypass*
- R_{NAT} - człon transferu energii dla przejścia naturalnego
- Re - część rzeczywista liczby zespolonej
- S - moduł tensora szybkości odkształcenia [1/s]
- S_u - człon źródłowy topienia materiału [−]
- T - temperatura [°C]
- T_{ref} - temperatura odniesienia
- u_s - prędkość zakrzepłego materiału [m/s]
- $\mathbf{v}$ - wektor prędkości płynu
- V_j - uśredniona w czasie składowa wektora prędkości [m/s]
- x_j - składowa współrzędnej przestrzennej [m]

Symbole alfabetu greckiego

- α - kąt pomiędzy kierunkiem ramienia, a kierunkiem siły grawitacji (przyjęto 90°)
- α_T - turbulentna dyfuzyjność pędu [m^2/s]
- β - współczynnik rozszerzalności cieplnej płynu
- γ - przerywalność
- ΔM_{kor} - błąd pomiaru momentuy obrotowego [mNm]
- η - lepkość dynamiczna płynu [$Pa \cdot s$]
- η_t - turbulentna lepkość dynamiczna [$Pa \cdot s$]
- μ - przenikalność magnetyczna ośrodka
- ν - molekularna lepkość kinematyczna płynu [m^2/s]
- Ω - moduł tensora wirowości [1/s]
- ω - specyficzna szybkość dysypacji [1/s]
- ω_e - częstotliwość kątowa
- ρ_0 - gęstość odniesienia (referencyjna)
- ρ_f / ρ - gęstość płynu [kg/m^3]
- ρ_p - gęstość cząstek [kg/m^3]
- σ - przewodność elektryczna ośrodka
- σ_k, σ_ω - turbulentne liczby Prandtla dla równań k_T oraz ω
- $\tau_{ij}^{(m)}$ - tensor naprężeń lepkościowych działającym na m-tą ścianę
- υ - prędkość opadania cząstek [m/s]

Pozostałe symbole matematyczne

- ∇ - wektorowy operator różniczkowy Hamiltona (nabla)