



Politechnika
Częstochowska



Wydział Inżynierii Produkcji
i Technologii Materiałów

KATEDRA METALURGII I TECHNOLOGII METALI

Mgr inż. Hanna Suchan

PRACA DOKTORSKA

Rola hydrodynamiki strumienia zasilającego kadź pośrednią
w interaktywności faz ciągłych

Promotor pracy: Dr hab. inż. Adam Cwudziński, prof. PCz

Częstochowa 2024

Szczególne podziękowania autorka składa:

Promotorowi pracy za udzieloną pomoc oraz wsparcie w pisaniu pracy.

Spis treści

1. Wstęp	7
2. Część literaturowa.....	8
2.1. Technologia ciągłego odlewania stali.....	8
2.2. Kadź pośrednia- budowa i funkcje	12
2.3. Wylew osłonowy jako urządzenie sterujące przepływem	19
a) Strefa zalewania kadzi pośredniej	22
b) Hydrodynamika przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią	27
2.4. Rola fazy żuźlowej w metalurgii kadzi pośredniej	32
2.5. Zjawisko zmywania fazy żuźlowej	37
2.6. Formowanie wtrąceń niemetalicznych z udziałem fazy żuźlowej	45
2.7. Kryteria podobieństwa dla przepływów jednofazowych i wielofazowych- modelowanie fizyczne.....	48
2.8. Krzywa czasu przebywania jako narzędzie oceny struktury hydrodynamicznej w kadzi pośredniej.....	54
2.9. Podsumowanie części literaturowej.....	56
3. Część doświadczalna	57
3.1. Cel i teza pracy.....	57
3.2. Charakterystyka badanego obiektu.....	57
3.2.1. Charakterystyka kadzi pośrednich.....	57
3.2.2. Charakterystyka wylewów osłonowych.....	60
3.3. Metodyka badań	63
3.3.1. Modelowanie numeryczne	65
3.3.2. Modelowanie fizyczne	72
3.4. Wyniki badań i ich analiza	75
3.4.1. Badania wstępne- dobór siatki obliczeniowej	75
3.4.2. Symulacje numeryczne i fizyczne- hydrodynamika w układzie jednofazowym.....	78
3.4.2.1. Analiza rozkładu pól przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią.....	78
a) Symulacje izotermiczne	78
b) Symulacje nieizotermiczne	87
3.4.2.2. Analiza charakterystyk czasu przebywania RTD.....	97
a) Symulacje izotermiczne.....	97
b) Symulacje nieizotermiczne.....	108
3.4.2.3. Podsumowanie wyników dla układu jednofazowego.....	116
3.4.3. Eksperymenty laboratoryjne i symulacje komputerowe dla układu wielofazowego	118
a) Walidacja modelu numerycznego	118
b) Symulacje izotermiczne warunków stacjonarnych dla analizowanych kadzi pośrednich	135
3.4.4. Interakcja układu wielofazowego w warunkach nieustalonych odlewania sekwencyjnego	138
4. Wnioski.....	169
Spis rysunków.....	171
Spis tabel	182
Bibliografia.....	183

Spis symboli

a	Średnica jonowa	m
A_{TOE}	Powierzchnia 'oka żuźlowego'	m^2
Bo	Liczba Bonda	-
C_0	Początkowe stężenie znacznika	kg/m^3
C_t	Chwilowe stężenie znacznika	kg/m^3
C_∞	Końcowe stężenia znacznika	kg/m^3
ΔC	Siła napędowa rozpuszczenia wtrącenia	kg/m^3
Ca	Liczba Capillarna	-
Ca^*	Krytyczna liczba Capillarna	-
C_i	Stężenie znacznika	kg/m^3
d	Średnica wlewu	m
D_{eff}	Efektywny współczynnik dyfuzji	m^2/s
D_i	Masowy współczynnik dyfuzji	m^2/s
E	Energia	J
Eo	Liczba Eötvösa	-
F_b	Siła bezwładności	N
$F_{b,m}$	Siła bezwładności modelu	N
$F_{b,p}$	Siła bezwładności prototypu	N
F_g	Siła grawitacji	N
$F_{g,m}$	Siła grawitacji modelu	N
$F_{g,p}$	Siła grawitacji prototypu	N
F_{np}	Siła napięcia powierzchniowego	N
$F_{\eta,m}$	Siła lepkości modelu	N
$F_{\eta,p}$	Siła lepkości prototypu	N
F_η	Siła lepkości	N
Fr	Liczba Frouda	-
g	Przyspieszenie ziemskie	m/s^2
h	Entalpia	J
J	Strumień dyfuzji	kg/m^2s
k	Stała Boltzmanna	J/K
k_{eff}	Efektywna pojemność cieplna	W/m·K
l	Parametr l spełniany przy skali Fr i We	kg^2/s^2m^3
l_p	Parametr l , spełniany przy skali Fr i We w prototypie	kg^2/s^2m^3
l_m	Parametr l , spełniany przy skali Fr i We w modelu	kg^2/s^2m^3
L	Wymiar charakterystyczny	m
L_m	Wymiar modelu	m
L_p	Wymiar prototypu	m
\dot{m}_{pq}	Transfer masy z fazy p do q	kg/m^2
\dot{m}_{qp}	Transfer masy z q do p	kg/m^2
Mo	Liczba Mortona	-
p	Ciśnienie	Pa
P_{pw}	Pole powierzchni wylewu	m^2
Q	Objętościowe natężenie przepływu	m^3/s
Q_a	Objętościowe natężenie przepływu aktywnego	m^3/s

Q_{EAS}	Kąt skośności siatki numerycznej	-
Q_g	Natężenie przepływu gazu obojętnego	l/min
Q_m	Objęściowe natężenie przepływu w modelu	m ³ /s
Q_p	Objęściowe natężenie przepływu w prototypie	m ³ /s
Q_{wlew}	Objęściowe natężenie przepływu w wylewie osłonowym kadzi głównej	m ³ /s
Q_{wylew}	Objęściowe natężenie przepływu w wylewie zanurzeniowym	m ³ /s
Re	Liczba Reynoldsa	-
R_{WN}	Promień wtrącenia niemetalicznego	m
t	Czas	s
S_{α_q}	Źródło mas fazy q	kg/m ³ ·s
t_m	Czas modelu	s
t_p	Czas prototypu	s
\bar{t}	Średni czas przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią	s
T	Temperatura	K
u	Prędkość	m/s
$u_{ciekła\ stali}$	Prędkość ciekłej stali	m/s
$u_{cięższej\ fazy}$	Prędkość cięższej fazy	m/s
$u_{kr(1)}$	Prędkość krytyczna, wg równania 1	m/s
$u_{kr(2)}$	Prędkość krytyczna, wg równania 2	m/s
$u_{kryt.ciekła\ stali}$	Krytyczna prędkość ciekłej stali	m/s
u_m	Prędkość modelu	m/s
u_p	Prędkość prototypu	m/s
\vec{u}_q	Wektor prędkości fazy q	m/s
U_0	Prędkość odlewania	m/s
U_f^{n+1}	Strumień objęściowy przechodzący przez powierzchnię komórki w kroku n+1	m ³ /s
U_{wlew}	Prędkość przepływu ciekłej stali w wylewie osłonowym kadzi głównej	m/s
V	Objętość	m ³
$V_{komórki}$	Objętość komórki	m ³
V_m	Objętość modelu	m ³
V_m/V	Objęściowy ułamek przepływu idealnego mieszania	-
V_p	Objętość prototypu	m ³
V_p/V	Objęściowy ułamek przepływu tłokowego	-
V_s/V	Objęściowy ułamek przepływu stagnacyjnego	-
We	Liczba Webera	-
α_q	Ułamek objęściowy fazy q	-
α_q^n	Wartość ułamka objęściowego fazy q w kroku czasowym n	-
α_q^{n+1}	Wartość ułamka objęściowego fazy q w kroku czasowym n+1	-
$\alpha_{q,f}^{n+1}$	Wartość fazy q na powierzchni komórki w kroku czasowym n+1	-

ε	Energia dyssypacji kinetycznej energii turbulencji	m^2/s^3
η	Lepkość dynamiczna	$\text{Pa}\cdot\text{s}$
$\eta_{\text{ciekła stal}}$	Lepkość dynamiczna ciekłej stali	$\text{Pa}\cdot\text{s}$
$\eta_{\text{żużel}}$	Lepkość dynamiczna żużła	$\text{Pa}\cdot\text{s}$
θ	Czas bezwymiarowy	-
$\bar{\theta}_c$	Bezwymiarowy średni czas przepływu ciekłej stali przez każdą pośrednią	-
θ_i	Bezwymiarowy czas dla stężenia znacznika w danej chwili	-
θ_{\min}	Bezwymiarowy czas odpowiadający najmniejszemu stężeniu znacznika	-
θ_{\max}	Bezwymiarowy czas odpowiadający najwyższemu stężeniu znacznika	-
$\Delta\theta$	Krok czasu bezwymiarowego	-
κ	Kinetyczna energia turbulencji	m^2/s^2
λ	Skala modelu	-
λ_{FR}	Skala Frouda i Reynoldsa	-
λ_{FW}	Skala Frouda i Webera	-
$\nu_{\text{ciekła stal}}$	Lepkość kinematyczna ciekłej stali	m^2/s
ν_m	Lepkość kinematyczna modelu	m^2/s
ν_{olej}	Lepkość kinematyczna oleju	m^2/s
ν_p	Lepkość kinematyczna prototypu	m^2/s
ν_{woda}	Lepkość kinematyczna wody	m^2/s
$\nu_{\text{żużel}}$	Lepkość kinematyczna żużła	m^2/s
ρ	Gęstość	kg/m^3
$\rho_{\text{cięższej fazy}}$	Gęstość cięższej fazy	kg/m^3
$\rho_{\text{lżejszej fazy}}$	Gęstość lżejszej fazy	kg/m^3
$\rho_{\text{ciekła stal}}$	Gęstość ciekłej stali	kg/m^3
ρ_q	Gęstość fazy q	kg/m^3
$\rho_{\text{żużel}}$	Gęstość żużła	kg/m^3
σ_m	Napięcie międzyfazowe	N/m
σ_p	Napięcie powierzchniowe	N/m
τ	Całkowity czas rozpuszczenia wtrąceń niemetalicznych	s
$\bar{\tau}$	Efektywny tensor naprężeń	Pa
ϕ_{eq}	Charakterystyczny kąt równobocznych elementów siatki numerycznej	°
ϕ_{max}	Maksymalny kąt pomiędzy elementami siatki numerycznej	°
ϕ_{min}	Minimalny kąt pomiędzy elementami siatki numerycznej	°

1. Wstęp

Ciągłe odlewanie stali (COS) jest procesem, które obecnie stanowi jedną z głównych metod produkcji stali. Stałe dążenie do zwiększenia jego wydajności, a także do uzyskania stali o pożądanym składzie chemicznym oraz pozbawionej zanieczyszczeń, stawia przed naukowcami wyzwanie poszukiwania nowych rozwiązań technologicznych udoskonalających ten proces. Jednym z urządzeń biorących udział w odlewaniu jest kadź pośrednia. Między innymi poprzez swój kształt, czy zabudowę przestrzeni roboczej umożliwia kierowanie przepływem ciekłej stali, wpływając na strukturę odlewanej wlewki ciągłego. Jest urządzeniem wielozadaniowym, które oprócz swojej podstawowej roli utrzymania ciągłości odlewania bez konieczności zatrzymywania procesu ciągłego odlewania, wpływa między innymi na usuwanie wtrąceń niemetalicznych występujących w ciekłej stali. Kadzie pośrednie mogą różnić się od siebie swoją budową, a w celu zwiększenia kontroli nad przepływającą przez nie ciekłą stalą, ich konstrukcje można dodatkowo modyfikować, wprowadzając do nich urządzenia sterujące przepływem (USP). Do najpopularniejszych USP należą przegrody, tamy oraz inhibitory turbulencji. Ich zastosowanie umożliwia polepszenie hydrodynamiki ciekłej stali poprzez uzyskanie lepszej homogenizacji chemicznej i cieplnej ciekłej stali, a także rafinację zanieczyszczeń w postaci wtrąceń niemetalicznych (WN) znajdujących się w ciekłej stali [1]. Ważnym zadaniem spełnianym przez kadź pośrednią jest możliwość przeprowadzenia odlewania sekwencyjnego, czyli odlewania kilku gatunków ciekłej stali od razu po sobie. Zmodyfikowanie zabudowy kadzi pośredniej pozwala wpłynąć na masę wlewki ciągłego o składzie chemicznym pośrednim, między dwoma różnymi gatunkami stali, odlewanych w tym procesie [2-7]. Zmiana zachowania ciekłej stali w kadzi pośredniej może być również efektem użycia wylewu osłonowego o zmodyfikowanej budowie wewnętrznej. Taki wylew osłonowy pełni rolę urządzenia sterującego przepływem, a zwłaszcza takiego, które całkowicie umożliwi zastąpienie innych urządzeń kierujących przepływem. Wylew osłonowy, łączący kadź główną z kadzią pośrednią pozwala na kontrolę strumienia zasilającego kadź pośrednią, a co za tym idzie formowanie hydrodynamiki ciekłej stali w całej kadzi [8-15]. Poza ciekłą stalą, w kadzi pośredniej znajduje się jeszcze żużel pokrywający lustro ciekłej stali. W zależności od składu chemicznego służy on do ochrony stali przed stratami cieplnymi oraz/lub umożliwia rafinację wtrąceń niemetalicznych z ciekłej stali przepływającej przez kadź pośrednią. Jednakże obecność żużla może być źródłem tworzenia się nowych wtrąceń w stali (wtrąceń endogenicznych), na skutek reakcji składników żużla ze składnikami stali. Kształtowanie silnych turbulencji ciekłej stali w kadzi pośredniej może doprowadzić do porywania cząstek żużla przez ciekłą stal. Najczęstszą przyczyną zachodzenia tego zjawiska fizycznego jest interakcja strumienia zasilającego kadź pośrednią z żużlem pokrywającym lustro ciekłej stali. Proces ten może nastąpić zarówno w stanie stacjonarnym, kiedy utrzymywany jest stały poziom stali w kadzi pośredniej jak i podczas etapu przejściowego. Wymiana kadzi stalowniczej z pustej na pełną, wiąże się

z niestabilnymi warunkami odlewania w kadzi pośredniej co powoduje zmianę poziomu stali w kadzi pośredniej. Rozpoczęcie procesu napełniania kadzi pośredniej powoduje uderzenie strumienia zasilającego w lustro ciekłej stali, który penetruje fazę żuźlową oraz generuje silne turbulencje, które odkrywają lustro stali i powodują mieszanie ciekłej stali oraz żuźła. W przypadku, gdy następuje przerwanie ciągłości fazy żuźlowej, powstaje bardzo szkodliwe dla jakości stali zjawisko 'oka żuźlowego', które staje się przyczyną wtórnego utlenienia stali, na skutek oddziaływania ciekłej stali z powietrzem atmosferycznym. Ze względu na gwałtowność zajścia wymienionej fazy odlewania, ważne jest uwzględnienie w badaniach nie tylko odlewania stacjonarnego, ale również etapu przejściowego, który ma znaczący wpływ na obecność wtrąceń niemetalicznych w ciekłej stali [15-20]. Duża część prac badawczych prezentuje wyniki uwzględniające wyłącznie jedną fazę- ciekłą stal. Jednakże proces ciągłego odlewania to zjawisko kompleksowe, w którym udział biorą między innymi ciekła stal, powietrze oraz żużel. Dlatego też istotne jest uwzględnienie interakcji tych faz między sobą oraz opis zjawisk, zaistniałych na drodze interakcji wymienionych faz ciągłych.

Jak wcześniej zauważono, powszechna jest idea, w której wykorzystuje się wylew osłonowy jako urządzenie sterujące przepływem. W większości, zaproponowane wylewy składają się z jednego otworu zanurzonego w ciekłej stali (wyjątkiem są m.in. wylewy osłonowe zaproponowane w pracach [21-22]), a ich modyfikacja polega na ingerencji w ich przestrzeń roboczą, sprzyjającą dyssypacji energii strumienia zasilającego. Dodatkowo, najczęściej wylewy osłonowe używane są wraz z innymi USP. Istotne jest uwzględnienie zachowania wymienionych faz w strefie zasilania kadzi pośredniej, w której kształtuje się ruch ciekłej stali oddziałujący na makrohydrodynamikę w wymienionym urządzeniu. W niniejszej pracy, podjęto się opisu zachowania faz ciągłych podczas odlewania w kadzi pośredniej zasilanej ciekłą stalą poprzez wielootworowy wylew osłonowy. Celem dodatkowym była poprawa hydrodynamiki ciekłej stali w kadzi pośredniej, bez konieczności korzystania z klasycznych urządzeń sterujących przepływem, w warunkach stacjonarnego i niestacjonarnego odlewania.

2. Część literaturowa

2.1. Technologia ciągłego odlewania stali

Ciągłe odlewanie stali jest obecnie wiodącą technologią odlewania stali prowadzącą do uzyskania półwyrobu stalowego- wlewka ciągłego, który na stanowisku przeróbki plastycznej uzyskuje ostateczną formę końcowego produktu. Starania związane, między innymi, z otrzymaniem produktów o jak najlepszej jakości, definiowanej przez uzyskanie odpowiedniej makrostruktury wewnętrznej, czy powierzchni pozbawionej wad, spowodowały stałe optymalizowanie istniejących technologii odlewania stali. Korzyści ekonomiczne oraz zalety związane między innymi z redukcją ilości odpadów powstających podczas obróbki plastycznej odlanych

wlewków ciągłych, były główną przyczyną zastąpienia tradycyjnego odlewania stali, technologią COS. Analiza danych przedstawionych przez Towarzystwo Techniczne Japońskiego Instytutu Żelaza i Stali dotyczących przemysłu metalurgicznego w Japonii (kraju, które w 2021 zajmowało 3. miejsce w skali świata, jeśli chodzi o ilość wyprodukowanej stali- 96,3 mln. ton) wykazała, że na przestrzeni lat 2015-2021 Japońskie przedsiębiorstwa zajmowały się modernizacją takich urządzeń jak piec kadziowy, czy też budowały nowe linie ciągłego odlewania. Od 2013 roku za pomocą technologii COS produkowane jest około 95% stali specjalnej [23-29]. Oznacza to, że wiodącą technologią produkcji stali jest proces ciągłego odlewania.

Przez wiele lat technologia COS ulegała zmianom, w wyniku czego stosowano różnorodne urządzenia do odlewania. Urządzenia pionowe (ze względu na ciąg urządzeń ustawionych w pionie) zmniejszyły możliwość zanieczyszczenia stali wtrąceniami niemetalicznymi (WN), charakteryzowały się mniejszą ilością czynników, które mogły wpływać na jakość wlewka ciągłego, wykazywały brak konieczności prostowania pociętych wlewków, a także umożliwiały łatwiejszą wymianę i kontrolę poszczególnych części urządzenia. Jednakże ich zastosowanie ograniczało wydajność oraz szybkość odlewania, a ich główną wadą było generowanie kosztów i trudności związanych z ich konstrukcją. Następnym modyfikacją technologii COS zmniejszających koszty budowy stanowiska COS, zwiększających wydajność urządzenia, czy zwiększających wymiary przekroju poprzecznego odlewane go półproduktu, było wprowadzenie urządzenia z zakrzywieniem wlewka pod kątem 90° poniżej strefy wtórnego chłodzenia, co powodowało jego zaginanie już po jego zakrzepnięciu. Pomimo zmniejszenia wysokości urządzenia o ok. 20% i cięcia wlewka w pozycji poziomej, urządzenie to nie znalazło zastosowania w przemyśle, ze względu na szkodliwe działanie krzywizny, skutkujące występowaniem pęknięć na powierzchni wlewka w wyniku działania naprężeń rozciągających. Dążność do udoskonalenia wspomnianego procesu spowodowała rozpoczęcie stosowania urządzeń promieniowych. Urządzenia typu promieniowego (radialnego) to urządzenia, w których wlewek podczas krzepnięcia, przesuwa się po łuku okrężnym o stałym promieniu. Następnie po skryształowaniu wlewka, jest on prostowany do pozycji poziomej. Porównując ten typ urządzenia do urządzeń pionowych, mniejsza wysokość urządzeń redukuje siły nacisku metalu na krzepnący wlewek, dzięki czemu unika się ryzyka formowania się wybrzuszeń czy pęknięć. Budowa urządzeń promieniowych nie jest pozbawiona wad, mianowicie przyczynia się do jednostronnej segregacji pierwiastków, niesymetrycznego krzepnięcia wlewka, a także do większego zanieczyszczenia stali wtrąceniami niemetalicznymi, a defekty struktury kumulują się w okolicach mniejszego promienia łuku. Modyfikacją omawianego urządzenia jest urządzenie krzywoliniowe, w którym krystalizator posiada stały promień łuku, natomiast strefa wtórnego chłodzenia charakteryzuje się stopniowo zwiększającym się promieniem, aż do uzyskania przez wlewek ciągły pozycji poziomej. Możliwe jest nieograniczone wydłużanie strefy wtórnego chłodzenia, dzięki czemu można zwiększyć szybkość

chłodzenia nawet o 25%. Dużą zaletą tego typu urządzeń jest możliwość jego połączenia z walcownią. Urządzenia krzywoliniowe znalazły zastosowanie w produkcji wlewków płaskich. Najnowszą technologią COS jest technologia odlewania horyzontalnego (poziomego), która charakteryzuje się ułożeniem krystalizatora i strefy wtórnego chłodzenia w poziomie. W 2010 roku udział tego sposobu odlewania ciekłej stali wśród wszystkich stosowanych technologii COS wynosił poniżej 1% [30]. Dzięki takiej konstrukcji krystalizator ma bliski kontakt z kadzią pośrednią. W celu poprawy struktury i homogenizacji chemicznej wyciąganego wlewka ciągłego stosuje się mieszadło elektromagnetyczne. Najczęściej urządzenia poziome stosowane są w małych elektrostalowniach, które specjalizują się w produkcji szerokiego asortymentu stali stopowych i wysokostopowych. Do ich wad zaliczyć można szybką zużywalność krystalizatora oraz powstawanie przestrzeni powietrznej na skutek skurczu stali między krzepnącym wlewkiem, a górną ścianą krystalizatora [31].

Niezależnie od stosowanego rodzaju odlewania ciekłej stali oraz stosowanych urządzeń, stanowisko COS składa się z następujących elementów: kadź główna, kadź pośrednia, krystalizator, strefa wtórnego chłodzenia, zespół walców ciągnących (lub ciągnąco-prostujących), urządzenie do cięcia wlewka, urządzenie do znakowania pociętych wlewków, drąg startowy, samotokowy system do transportu wlewków ciągłych.

Kadź główna (KG), inaczej stalownicza, to zbiornik ciekłej stali, który dostarcza do kadzi pośredniej płynny metal. Swoją budową przypomina odwrócony, ścięty stożek, a do jej elementów zabudowy należą, m.in. pancierz z blachy stalowej, wyłożenie ogniotrwałe, kształtka gazoprzepuszczalna do wdmuchiwania gazu obojętnego, a także wylew z zamknięciem suwakowym. Oprócz głównego surowca znajduje się w nim żużel kadziowy zabezpieczający ciekłą stal przed utratą ciepła oraz przed kontaktem z otaczającą atmosferą. Takie same zadania spełnia pokrywa zamykająca od góry kadź stalowniczą. Do kluczowych funkcji spełnianych przez kadź główną należy pomieszczenie całego wytopu ciekłej stali, bezpieczne dostarczenie metalu z miejsca spustu do stanowiska odlewania (wieża obrotowa), a także pośrednio kontrola odlewania. Przed transportem kadzi głównej na stanowisko odlewania, podczas obróbki pozapiecowej, w wymienionym urządzeniu ciekła stal poddawana jest mieszaniu, a jej temperatura jest skrupulatnie kontrolowana. Kontrola temperatury może być dokonana za pomocą stosowania zewnętrznego ogrzewania kadzi lub poprzez mieszanie ciekłej stali: pneumatyczne, elektromagnetyczne lub za pomocą wprowadzonego do ciekłej stali gazu obojętnego [32-37]. Mieszanie ciekłej stali stymuluje dodatkowo usuwanie wtrąceń niemetalicznych [38]. Kadź stalownicza umieszczana jest na ramieniu wieży obrotowej (typu motylkowego lub z niezależnym ruchem ramion) skąd ciekła stal odlewana jest do kadzi pośredniej. Dzięki takiej konstrukcji możliwe jest odlewanie stali wytop po wytopie, bez konieczności zatrzymywania procesu. Stojan wieży lub same ramiona wieży wykonują również ruch w kierunku pionowym. Po opróżnieniu kadzi z wytopu, następuje uniesienie ramienia

wieży i wymiana pustej kadzi na kadź pełną. Następnie nowa kadź jest opuszczana i odlewanie jest kontynuowane. Wieża obrotowa wyposażona jest również w wagę mierzącą masę ciekłej stali w kadzi, dzięki czemu możliwa jest dokładna kontrola procesu odlewania.

Kadź pośrednia jest zbiornikiem znajdującym się pomiędzy kadzią główną, a krystalizatorem. Stanowi bardzo ważny element urządzenia COS, który równomiernie doprowadza ciekłą stal za pomocą wylewów zanurzeniowych do poszczególnych krystalizatorów. Jej konstrukcja oraz budowa przestrzeni roboczej umożliwiają kształtowanie hydrodynamiki przepływającej przez nią ciekłej stali.

Krystalizator jest ogniwnem urządzenia COS, w którym następuje pierwszy etap chłodzenia ciekłej stali (nazywany 'pierwotnym chłodzeniem stali'). W tym miejscu następuje schładzanie krystalizatora wodą, w celu odprowadzenia 15-30% ciepła. W efekcie wlewki posiada odpowiednio grubą, zakrzepniętą zewnętrzną warstwę, jak również posiada wymagany kształt i rozmiar. Wyróżnia się krystalizatory służące do odlewania wlewków okrągłych, prostokątnych i płaskich, kwadratowych oraz wlewków o wymiarach zbliżonych do wymiarów gotowego wyrobu. Urządzenia te dzielone są również na krystalizatory rurowe cienko- i grubościennie oraz płytowe cienko- i grubościennie. Kluczowe jest prowadzenie równomiernego chłodzenia, co pozwala zapobiec tworzeniu się wad powierzchniowych. Dzięki charakterystycznej dla krystalizatora jednostronnej zbieżności ścian, rekompensowany jest skurcz ciekłej stali w trakcie chłodzenia poprzez zmniejszanie szczeliny powietrznej występującej między krzepnącym wlewkiem, a ścianą krystalizatora. Pozwala to zachować stały kontakt między wlewkiem, a ścianą krystalizatora, co umożliwia zachowanie stabilnego chłodzenia stali. Intensywność chłodzenia krystalizatora kontrolowana jest poprzez szybkość przepływu wody oraz poprzez jej temperaturę. W celu zapobiegnięcia przywieraniu krzepnącego wlewka do ścianek krystalizatora, urządzenie to wykonuje ruchy oscylacyjne w zakresie 30÷360 skoków/min. Obecnie, krystalizatory składają się z szeregowo ułożonych kaset, do których dolnej części dołożony jest segment rolek (po rolce na kasetę). Wykonują one taki sam ruch oscylacyjny jak krystalizator. Do ich funkcji należą: usprawnienie wkładania drąga startowego, które zapobiegnie uszkodzeniu ścianek krystalizatora; wyśrodkowanie pozycji wlewka ciągłego w urządzeniu, stabilizacja wlewka po wyjściu z krystalizatora. Podobnie jak w kadzi głównej oraz w kadzi pośredniej, w krystalizatorze również obecny jest żużel. Oprócz funkcji izolacyjnych i/lub rafinacyjnych, spełnianych w wymienionych urządzeniach, posiada on właściwości smarujące, które umożliwiają przesuwanie się krzepnącej stali wzdłuż ścianek urządzenia zapobiegając jej przywieraniu. Istotną cechą żużla krystalizatorowego jest jego skład chemiczny. Jego dobór do odlewanej stali oraz parametrów procesu pozwala na uzyskanie produktu o strukturze pozbawionej defektów [39]. Istotną kwestią jest także kontrola zachowania się ciekłej stali w krystalizatorze oraz jej interakcja z fazą żużlową. Podstawowe czynniki wpływające na proces krzepnięcia to: prędkość powierzchniowa ciekłej stali, tworzenie się wirów

w pobliżu wylewu zanurzeniowego, fluktuacja powierzchni stali, zmywanie oraz zasysanie żużla. Wykazano, że wpływ na wymienione zjawiska mają wymiary krystalizatora, prędkość odlewania, geometria oraz głębokość zanurzenia wylewu zanurzeniowego, natężenie gazu obojętnego (Ar) wprowadzanego przez wylew zanurzeniowy, jak również mieszanie elektromagnetyczne [40-43].

Istotnym urządzeniem, dzięki któremu możliwe jest wyprowadzenie wlewka ciągłego z krystalizatora jest drąg startowy, który służy za miejsce krzepnięcia wlewka (zastępując dno w krystalizatorze). Niezależnie od rodzaju drąga startowego, urządzenie to złożone jest z głowicy (wymiennej lub stałej) oraz cięgna (łączycego głowicę z walcami ciągnącymi). Za pomocą drąga startowego wlewk ciągły wyciągany jest z krystalizatora. Po wyciągnięciu wlewka ciągłego z krystalizatora, wlewk przemieszczany jest do strefy wtórnego chłodzenia (o długości zależnej m.in. od kształtu i wymiarów wlewka ciągłego). Na tym etapie wlewk chłodzony jest za pomocą natrysku wodnego i/lub wodno-powietrznego, a ciepło stali redukowane jest o 35-45%. Na koniec tego etapu wlewk powinien być zakrzepnięty na wskroś. W ostatnim odcinku linii technologicznej COS, w trzeciej strefie wtórnego chłodzenia, zmniejszanie temperatury wlewka odbywa się za pomocą bezpośredniego kontaktu z powietrzem. Tutaj również prowadzone jest cięcie wlewka (poprzez cięcie mechaniczne lub cięcie ogniowe). Od wyprowadzenia wlewka ciągłego z krystalizatora wlewk transportowany jest za pomocą rolek służących do ciągnięcia i/lub prostowania wlewka [44].

Technologia ciągłego odlewania stali jest bardzo złożonym procesem. Opisane powyżej urządzenia, w których obecna jest ciekła stal: kadź stalownicza, kadź pośrednia oraz krystalizator, mimo, że cechują się odmienną budową i odmiennym zastosowaniem, posiadają kilka wspólnych cech charakterystycznych. Przede wszystkim ich prawidłowe funkcjonowanie zależne jest od kontroli temperatury, prędkości, a przez to hydrodynamiki przepływającej przez nie ciekłej stali. Wymienione czynniki wpływają bezpośrednio na interakcję ciekłej stali i żużla, a także na generowanie oraz usuwanie wtrąceń niemetalicznych. Dlatego dla przeprowadzenia prawidłowego procesu odlewania, ważne jest dokładne poznanie wszystkich zjawisk w nim występujących.

2.2. Kadź pośrednia- budowa i funkcje

Kadź pośrednia jako urządzenie pośredniczące w odlewaniu ciekłej stali między kadzią główną, a krystalizatorem (lub krystalizatorami), wpływa na strukturę wlewka ciągłego poprzez zapewnienie stabilnych warunków odlewania. Kształt kadzi zbliżony jest do „koryta”, którego warstwę zewnętrzną stanowi blacha stalowa, natomiast wewnątrz wyłożone jest ceramicznym materiałem ogniotrwałym. Za wprowadzenie ciekłej stali do kadzi pośredniej najczęściej odpowiada wylew osłonowy (możliwe jest jednak odlewanie ciekłej stali strumieniem otwartym), natomiast za jego wyprowadzenie z kadzi pośredniej do krystalizatora odpowiada wylew wyposażony

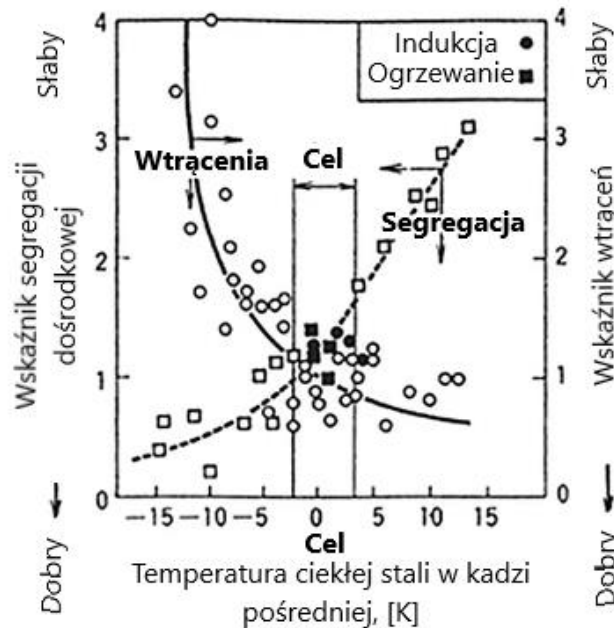
w odpowiedni system otwierania i zamykania: dozatorowy (najczęściej stosowany przy odlewaniu wlewków typu bloom czy billet), suwakowy lub przy użyciu zatyczki (dla wlewków o dużych przekrojach). W kadziach pośrednich zastosowanie znalazła specjalna pokrywa (której wyłożenie ogniotrwałe składa się z ok. 70% Al_2O_3 i 22% SiO_2), nakładana od góry na kadź, służąca ochronie stali przed otaczającym powietrzem oraz stratami cieplnymi.

Funkcjonowanie kadzi pośredniej zdeterminowane jest m.in. poprzez jej budowę. W zależności od jej konstrukcji, wytypowano trzy grupy kadzi pośrednich: kadzie korytowe (wylew osłonowy ułożony w jednej linii z wylewem/wylewami zanurzeniowymi) [1,2,45-56], kadzie typu delta (wylew osłonowy ułożony poza linią wylewu/wylewów zanurzeniowych) [4-5,57-68] oraz kadzie nietypowe (o konstrukcji dopasowanej do innych urządzeń COS). Do kadzi nietypowych należą kadzie asymetryczne o nieparzystej [5,66,69-70] lub parzystej [71] ilości otworów wylewowych, kadzie dzielone [55,72-74], kadzie z przepływem odśrodkowym (z komorą wirową [75-81]) oraz kadzie owalne [82].

Wśród podstawowych parametrów opisujących kadź pośrednią wyróżnić można: wewnętrzny kształt kadzi [58,62], jej wymiary i pojemność [70,85-86], ilość otworów wylewowych, ich położenie [70] oraz metoda ich zamykania, rodzaj stosowanych urządzeń sterujących przepływem. Na proces odlewania bardzo istotnie wpływa prędkość ciekłej stali wpływającej do kadzi pośredniej [61,85], a także sposób kontroli temperatury ciekłej stali, w celu zminimalizowania strat cieplnych i stymulowania homogenizacji cieplnej [56,72,86]. W zależności od odlewanych półproduktów, kadź pośrednia może charakteryzować się zróżnicowaną ilością otworów wylewowych. Wg. Sahai'a i Emie'ego zazwyczaj 1-2 otworów występuje w urządzeniach do odlewania wlewków płaskich [4,70,87], 2-4 do odlewania wlewków kwadratowych typu bloom [8,70], 4-8 do odlewania wlewków kwadratowych typu billet [51,54,58-59,62-63,66-67,69,88-89].

W trakcie odlewania ciekłej stali, w kadzi pośredniej dochodzi do utraty ciepła przez ściany urządzenia, dlatego istotną rolę spełnia wyłożenie ogniotrwałe znajdujące się wewnątrz kadzi. Składa się ono z nałożonej na blachę stalową warstwy izolacyjnej oraz z warstwy roboczej. Warstwa izolacyjna zbudowana jest z kształtek ceramicznych składających się w głównej mierze z krzemionki, natomiast warstwa robocza przeważnie zbudowana jest z wyłożenia magnezytowego [88]. Grubość warstwy roboczej rośnie wraz ze wzrostem pojemności kadzi pośredniej. Do utraty ciepła dochodzi również przez powierzchnię swobodną ciekłej stali. Pomimo faktu, iż ciekła stal pokryta jest żużłem izolacyjno-rafinacyjnym lub tylko izolacyjnym, straty ciepłe są wykrywalne. Na ich intensywność wpływ ma m.in. grubość żużla [86]. Podczas procesu odlewania ważnym parametrem jest temperatura przegrzania stali. Badania wykazały, że powinna być ona utrzymywana w wąskim zakresie, gdyż zbyt duże przegrzanie w kadzi głównej prowadzi do wzmożonej segregacji pierwiastków. Natomiast zbyt małe

przegrzanie stali powoduje zwiększenie liczby wtrąceń niemetalicznych obecnych w odlewany wlewk (rys.1.) [90].



Rys.1. Wpływ temperatury przegrzania na segregację pierwiastków [90]

W celu zapewnienia odpowiedniej temperatury nagrzania ciekłej stali w całej objętości kadzi pośredniej oraz homogenizacji cieplnej, stosuje się mieszanie gazem obojętnym, ogrzewanie za pomocą palników gazowo-tlenowych oraz ogrzewanie indukcyjne lub plazmowe. Najbardziej równomierne nagrzanie ciekłej stali uzyskuje się w wyniku zastosowania palników plazmowych. Mimo korzyści płynących z jego zastosowania, generuje ono m.in. wysokie koszty przez co jego wykorzystanie nie zostało rozpowszechnione [44,86]. W celu efektywnego wykorzystania ogrzewania indukcyjnego zastosowano dzieloną kadź pośrednią, która składa się z dwóch zbiorników połączonych dwoma kanałami, przez które ciekła stal zostaje ogrzewana indukcyjnie. W ten sposób możliwe jest rekompensowanie strat cieplnych oraz wspomaganie usuwania WN na skutek silniej działających sił wyporu [55,72-74]. Na efektywność działania palników wpływa ich ustawienie w kadzi [56]. Dobrym sposobem na ograniczenie strat cieplnych jest także zastosowanie komory próżniowej (kadź próżniowa) znajdującej się między warstwą izolacyjną kadzi, a blachą stalową [86].

Rosnące zapotrzebowanie na ciekłą stal o jak najwyższej czystości, przyczyniło się do użycia kadzi pośredniej jako urządzenia, które stanowi jeden z ostatnich etapów rafinacji wtrąceń niemetalicznych z ciekłej stali. Wtrącenia niemetaliczne występują w kadzi pośredniej w dwóch postaciach, jako WN egzogeniczne, pochodzące np. z wyłożenia ogniotrwałego pokrywającego urządzenia COS, żuźla zaczerpniętego z kadzi głównej, czy z żuźla z kadzi pośredniej emulgowanego przez ciekłą stal w wyniku m.in. zbyt silnych turbulencji ciekłej stali w obszarze międzyfazowym. Charakteryzują

się one dużymi rozmiarami, zazwyczaj powyżej 40 μm . Wraz z rozwojem technologicznym i udoskonalaniem procesu COS ilość tworzących się egzogenicznych WN zmniejszyła się. Drugim rodzajem WN są wtrącenia endogeniczne, które powstają w wyniku reakcji chemicznych zachodzących między ciekłą stalą, a dodatkami stopowymi, czy też w wyniku reoksydacji ciekłej stali w kontakcie z atmosferą. Wtrącenia niemetaliczne najczęściej występują w ciekłej stali w formie tlenków (m.in. FeO , Al_2O_3 , SiO_2 , MgO , MnO , $\text{MnO}\cdot\text{SiO}_2$). Jednakże, oprócz tlenków, w stali mogą występować również siarczki (MnS , FeS czy CaS), tlenosiarczki ($(\text{Mn}, \text{Fe})\cdot\text{S}\cdot\text{FeO}$ lub $(\text{Al}_2\text{O}_3, \text{SiO}_2)\cdot\text{S}\cdot\text{CaO}$) i azotki (TiN , AlN , VN , ZrN). WN charakteryzują się różnym stanem skupienia: niskotopliwe WN występują w stanie ciekłym i posiadają większe prawdopodobieństwo usunięcia, ze względu na łatwiejsze uleganie zjawisku koalescencji; natomiast, wysokotopliwe WN pojawiają się w stanie stałym i posiadają mniejsze rozmiary. Wtrącenia niemetaliczne w naturalny sposób wypływają ze stali ku jej powierzchni swobodnej na skutek zjawiska flotacji i działania sił wyporu, ulegają również kolizji na skutek zderzeń turbulentnych oraz działania sił Ostwalda, dzięki czemu w łatwiejszy sposób unoszą się ku górze. WN mogą przywierać do wyłożenia ogniotrwałego ścian kadzi pośredniej, dzięki czemu nie wypływają do krystalizatora. Jednakże przyłgnięcie WN w nieodpowiednich miejscach kadzi, takich jak wylew, może spowodować jego zarośnięcie. Stałe WN rozmieszczone są w kadzi pośredniej w dużych odległościach od siebie co utrudnia proces ich usuwania, dlatego też ciekłą stal przepływającą przez kadź pośrednią można przedmuchiwać gazem obojętnym - zazwyczaj argonem, który stymuluje mieszanie ciekłej stali, co zwiększa prawdopodobieństwo zderzenia się ze sobą wtrąceń i ich wypłynięcia do fazy żuźlowej. Kolejną możliwością usunięcia wtrąceń niemetalicznych z kadzi pośredniej jest wprowadzenie dodatków modyfikujących (modyfikatorów) do ciekłej stali. Przykładem związku, który modyfikuje WN jest wapń, dzięki któremu poddany modyfikacji tlenek glinu charakteryzuje się temperaturą topnienia niższą od temperatury topnienia ciekłej stali, dzięki czemu występuje w kadzi pośredniej w stanie ciekłym, posiada większą łatwość do flotacji ku powierzchni ciekłej stali i zyskuje większe prawdopodobieństwo do wystąpienia zjawiska koalescencji i usunięcia z ciekłej stali przepływającej przez kadź pośrednią. Jednakże zbyt duża ilość wapnia podanego w celu odtlenienia stali może spowodować jego pozostanie w stali w formie CaO [6,44,88-89,91].

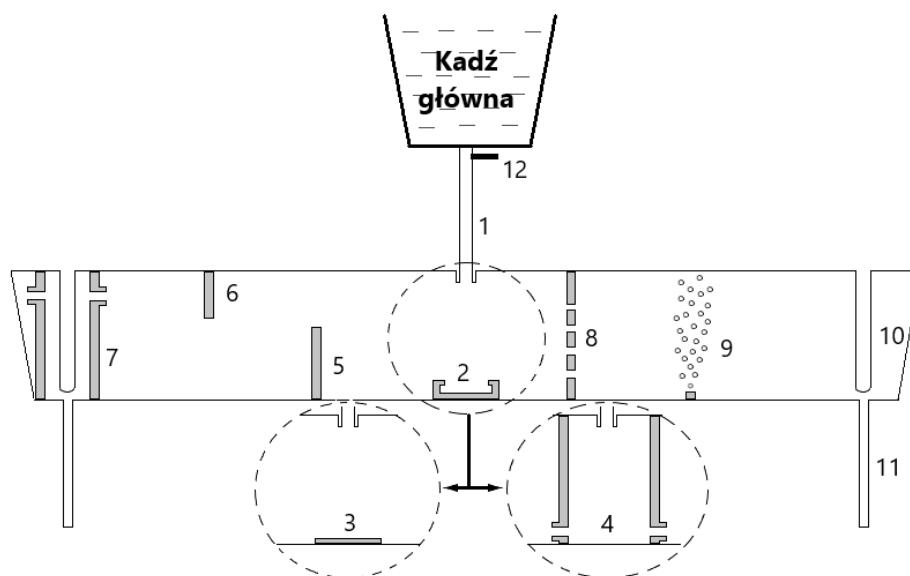
Wtrącenia niemetaliczne można usuwać również za pomocą wielootworowych filtrów ceramicznych. Urządzenia te swoją budową przypominają przegrodę, a otwory w niej zawarte posiadają rozmiary wielokrotnie większe od rozmiarów WN. Funkcjonowanie wymienionych filtrów oprócz zatrzymywania wtrąceń na powierzchni wewnętrznej otworów, dodatkowo wspomaga kierowanie przepływem ciekłej stali przez kadź pośrednią. Głównymi zjawiskami biorącymi udział podczas tego procesu są: adsorpcja wtrącenia niemetalicznego na powierzchni filtra oraz zwilżalność ściany filtra przez WN, adhezja między ścianą filtra, a wtrąceniami, a także reakcje chemiczne zachodzące między wtrąceniem, a wyłożeniem ceramicznym. Skuteczność zatrzymania

WN jest zależna od rodzaju i stanu skupienia wtrącenia niemetalicznego oraz hydrodynamiki przepływu ciekłej stali przez otwory filtra. Natomiast skuteczność przejścia wtrącenia przez ceramikę wyłożenia jest zależna od własności powierzchniowych wtrąceń, ciekłej stali i wyłożenia ogniotrwałego, a także od sił napięcia międzyfazowego między wymienionymi fazami. Ze względu na wysokie koszty produkcji oraz krótką długość życia tego typu urządzeń USP, filtry wielootworowe nie znalazły szerokiego zastosowania w produkcji [44,57,92-93].

Kadz pośrednia wraz z rozwojem technologicznym linii COS zwiększała ilość spełnianych przez nią funkcji. Jej zasadniczą rolą było równomierne doprowadzanie ciekłej stali do krystalizatorów przy zachowaniu stałej szybkości odlewania. Obecnie do głównych zadań optymalizujących działanie kadzi pośredniej należą [1,3-7,16,31,46,61,86,89]:

- Homogenizacja chemiczna i cieplna ciekłej stali;
- Redukcja ciśnienia ferrostatycznego;
- Ograniczenie wtórnego utlenienia stali, w wyniku kontaktu ciekłej stali z powietrzem, na skutek m.in. zmywania zasypki żuźlowej z powierzchni ciekłej stali;
- Usprawnienie usuwania WN z kadzi pośredniej oraz uniknięcie powstawania nowych wtrąceń np. powstałych przez porwanie żuźła przez ciekłą stal.

W celu uzyskania stali: o kształcie i przekroju poprzecznym nadanym przez krystalizator, o jak najmniejszym stopniu segregacji pierwiastków i jak najbardziej zredukowanej ilości wtrąceń niemetalicznych, pozbawionej wad strukturalnych (takich jak pęcherze, pęknięcia czy rzadzizny), stale dąży się do udoskonalania procesu COS. Najczęstszym sposobem optymalizacji pracy kadzi pośredniej jest ingerencja w jej przestrzeń roboczą za pomocą stosowania urządzeń sterujących przepływem, wśród których wyróżnić można przegrody, tamy, jazy, inhibitory turbulencji (TI), płyty podstrumieniowe, filtry ceramiczne, przegrody z otworami, przegrody gazoprzepuszczalne oraz komory wirowe (rys.2). Obecnie, jednym z istotniejszych zagadnień jest traktowanie wylewu osłonowego jako USP, współdziałającego z innymi urządzeniami, jak również działającego samodzielnie. Poszukiwanie nowego sposobu rozmieszczenia urządzeń sterujących przepływem oraz ich nowych konstrukcji wiąże się z poszukiwaniem urządzeń, które będą: sprzyjać homogenizacji cieplnej i chemicznej stali, redukując strefę przepływu stagnacyjnego, zapobiegających tworzeniu się przepływów o krótkim obiegu, zwiększających czas przebywania ciekłej stali w kadzi pośredniej, sprzyjających usuwaniu WN z ciekłej stali, eliminujących tworzenie się zjawiska 'oka żuźlowego' [2,31,59-60,94].



Rys.2. Przykłady urządzeń sterujących przepływem ciekłej stali: 1- wylew osłonowy, 2- inhibitor turbulencji, 3- płyta podstrumieniowa, 4- cylindryczna komora zalewowa, 5- przegroda, 6- jaz, 7- cylindryczna komora wylewowa, 8- filtr ceramiczny, 9- przegroda gazoprzepuszczalna do iniekcji gazu obojętnego, 10- zatyczka, 11- wylew zanurzeniowy, 12- iniekcja gazu obojętnego do wylewu osłonowego

Do zadań stawianych przed przegrodami i tamami należy sterowanie ruchem ciekłej stali w celu uzyskania przepływu o jak najmniejszym udziale przepływu stagnacyjnego. Ten rodzaj przepływu charakteryzuje się niższymi temperaturami (w porównaniu do ciekłej stali w pozostałych przepływach) oraz spowolnionym mieszaniem ciekłej stali, przez co hamuje usuwanie wtrąceń z ciekłej stali, dodatkowo przepływ ten działa niekorzystnie na uzyskanie jednorodności chemicznej i cieplnej [83]. Co więcej przepływ stagnacyjny może powodować tworzenie się nowych WN [2]. Odpowiednio umiejscowione przegrody kierują ciekłą stal ku górze oraz kształtują lokalne turbulencje w wyniku czego usprawniają adsorbowanie wtrąceń niemetalicznych przez żużel, zapobiegają tworzeniu się przepływów o krótkim obiegu [2] (przepływu którym ciekła stal przebywa zbyt krótko w kadzi pośredniej, by zostać oczyszczoną z WN [1-2,4]) oraz ograniczają generowanie turbulencji przy granicy międzyfazowej ciekła stal/ciekły żużel. Wpływ przegród umieszczanych w kadzi pośredniej zależy od ich budowy oraz umiejscowienia w urządzeniu [1-4,31,54,65,67,83-84,95-96].

Kolejnym z urządzeń sterujących przepływem są inhibitory turbulencji (*Turbulence Inhibitor*). Są urządzeniami montowanymi do dna kadzi pośredniej w strefie zalewowej, naprzeciw wylewu osłonowego. Jako USP wpływają na zachowanie ciekłej stali w kadzi, a ich główną rolą jest wyhamowywanie strumienia ciekłej stali oraz zmniejszenie turbulencji ciekłej stali w strefie zalewania [9,97]. Poprzez swoje współdziałanie z tamami i przegrodami umożliwiają hamowanie zmywania fazy

żuźlowej oraz zmniejszanie tworzącego się 'oka żuźlowego'[9]. Ponadto inhibitory turbulencji mogą sprzyjać zmniejszaniu strefy stagnacyjnej występującej w kadzi pośredniej, wydłużaniu czasu pobytu ciekłej stali w kadzi pośredniej, wspomagają także usuwanie wtrąceń niemetalicznych. Zastosowanie kadzi pośredniej pozbawionej jakichkolwiek urządzeń sterujących przepływem sprawia, że ciekła stal płynie z dużą prędkością wzdłuż dna oraz ścian kadzi, czego konsekwencją jest formowanie się fal oraz wysokich turbulencji powierzchni ciekłej stali, co przyczynia się do wystąpienia ryzyka zmywania fazy żuźlowej [65]. Tymczasem odpowiednia budowa inhibitora turbulencji powoduje zawrócenie ciekłej stali z powrotem do strefy zalewowej ze zredukowaną prędkością, co powoduje uspokojenie powierzchni swobodnej wokół wylewu osłonowego i redukcję zagrożenia związanego z powstaniem 'oka żuźlowego'. Jeszcze większe korzyści można uzyskać poprzez połączenie IT z innymi urządzeniami USP. Przykładowo, wyposażenie kadzi pośredniej w inhibitor turbulencji i kurtynę gazową o niskim natężeniu gazu obojętnego zwiększa udział przepływu tłokowego [98]. Kolejnym przykładem jest użycie inhibitora turbulencji wraz z przegrodą. Połączenie to wykazało lepszą zdolność kadzi pośredniej do uniknięcia zassania zasypanki żuźlowej oraz do ograniczenia kontaktu ciekłej stali z tlenem i azotem obecnym w otaczającym powietrzu podczas procesu wymiany kadzi głównej w trakcie odlewania sekwencyjnego [69]. Spowodowało to także zwiększenie udziału przepływu tłokowego w dwu-wylewowej kadzi pośredniej [85]. Bardzo skuteczną optymalizacją kadzi pośredniej jest połączenie IT ze zmodyfikowanym wylewem osłonowym. Łączenie tych urządzeń o różnych konstrukcjach powoduje uzyskanie zróżnicowanego wpływu na zachowanie ciekłej stali w kadzi pośredniej zarówno w okresie stabilnego odlewania jak i podczas wymiany kadzi stalowniczej [4,8-9,31,58,62,65,69,96-97,99-102].

Jedną z możliwości poprawy przepływu ciekłej stali przez każdą pośrednią, pod względem zwiększenia ilości wtrąceń niemetalicznych usuwanych z ciekłej stali, jest stosowanie argonu w celu mieszania ciekłej stali. Gaz najczęściej wprowadzany jest na większej powierzchni za pomocą kurtyn gazowych przez przegrody gazo przepuszczalne [47,95,98,103]. Mieszanie ciekłej stali za pomocą gazu obojętnego ujednorodnia przepływ pod względem cieplnym i chemicznym. Ponadto proces ten doprowadza do kolizji WN, które łącząc się ze sobą zwiększają rozmiary, przez co posiadają większą zdolność flotacji ku powierzchni swobodnej, powodując zwiększenie stopnia usuwania wtrąceń z ciekłej stali. Dodatkowo mniejsze wtrącenia 'wyłapywane' są przez pęcherze gazowe i również unoszone ku powierzchni. Odpowiednie zastosowanie przegrody z wbudowanym systemem do iniekcji gazu w postaci kurtyny gazowej nie tylko wspomaga usuwanie WN, ale również intensyfikuje usuwanie pęcherzy gazowych wodoru, tlenu oraz azotu z ciekłej stali. Argon można wprowadzać również poprzez wylew osłonowy (rys.2), dzięki czemu uzyskuje się dodatkową korzyść w postaci ochrony strumienia ciekłej stali przed powietrzem przedostającym się do wylewu poprzez ewentualne uszkodzenie rury osłonowej lub przez jej nieuszczelnienie [50,64,104]. Na efektywność działania gazu obojętnego mają wpływ rodzaj i lokalizacja

urządzenia wpuszczającego gaz, natężenie wprowadzanego gazu oraz wielkość formujących się pęcherzy gazowych (badania wykazały, że pęcherze powinny charakteryzować się średnicą w zakresie 1÷5 mm, ze względu na najlepsze oddziaływanie z wtrąceniami niemetalicznymi) [105-107]. Wg Marique i innych [108] wprowadzenie gazu obojętnego do ciekłej stali może spowodować nawet 50% wzrost ilości usuniętych WN. Zastosowanie gazu obojętnego powoduje uniezależnienie usuwania wtrąceń od ich rozmiaru. Mimo korzyści jakie daje iniekcja gazu obojętnego do ciekłej stali, metoda ta posiada także złe strony. Pęcherze wyływające przez powierzchnię ciekłej stali docierają do żuźla i mogą powodować porywanie i emulgację żuźla do ciekłej stali, powstawanie 'oka żuźlowego', przyczyniając się do obniżenia temperatury ciekłej stali i tworzenia się wtrąceń niemetalicznych [47-48,50,64,88,95,98,109-113].

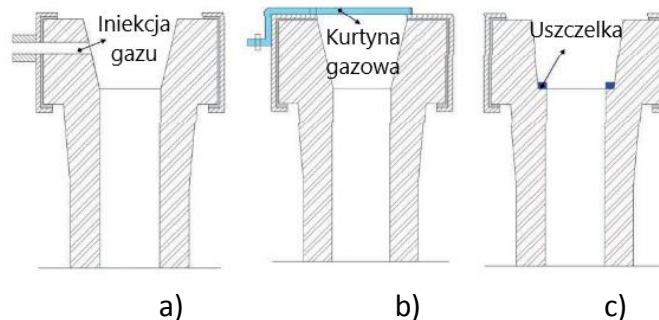
Odpowiednie połączenie urządzeń sterujących przepływem, ich lokalizacja oraz ich rozmieszczenie względem siebie, może wpłynąć na uzyskanie lepszych wyników w porównaniu do zastosowania kadzi pośredniej z wbudowanym wyłącznie jednym USP. Niemniej jednak, niekorzystna zabudowa kadzi pośredniej może spowodować powstanie stref stagnacji za przegrodami, porywanie żuźla przez powstające turbulencje lub flotację gazu obojętnego oraz narażenie na kontakt ciekłej stali z powietrzem (zwłaszcza w strefie zalewowej) [2,5-7,31,60,63,67,83].

Funkcjonowanie kadzi pośredniej może być poprawione również za pomocą przegrody elektromagnetycznej, niemniej jednak stosowanie tego typu urządzenia jest skomplikowanym zadaniem. Na uzyskanie oczekiwanej hydrodynamiki ciekłej stali wpływ ma konstrukcja przegrody (lub kombinacji przegród), jej umiejscowienie oraz siła pola magnetycznego [52,74]. Siły elektromagnetyczne znalazły zastosowanie w specjalnym rodzaju kadzi pośredniej- kadzi z przepływem odśrodkowym, w którym ruch wirowy ciekłej stali wymuszany jest w strefie zalewowej (*Swirling Flow Tundish*) [77-80]. W wymienionym rodzaju kadzi pośredniej wirowy ruch ciekłej stali może być otrzymany również bez użycia siły elektromagnetycznej, podobnie jak w kadzi, z ruchem odśrodkowym generowanym w strefie wylewowej (*Centrifugal Flow Tundish*) [75-76]. Ruch wirowy w znacznym stopniu wpływa na odtlenianie stali oraz usuwanie z niej wtrąceń niemetalicznych [74]. Wywołanie ruchu odśrodkowego w strefie wylewowej przyczynia się do stabilizacji przepływu w krystalizatorze oraz zmniejsza ilość powstających defektów powierzchniowych w przypadku odlewania stali ultraniskowęglowej, ogranicza także możliwość zarośnięcia wylewu.

2.3. Wylew osłonowy jako urządzenie sterujące przepływem

Wylew osłonowy jest ceramicznym urządzeniem, którego głównym zadaniem jest transport ciekłej stali z kadzi głównej do kadzi pośredniej. Jego zastosowanie było efektem szkodliwego wpływu odlewania ciekłej stali otwartym strumieniem, bez żadnego zabezpieczenia w postaci otaczających go ścian. Kontakt ciekłej stali z atmosferą powodował tworzenie się wtrąceń niemetalicznych w ciekłej stali, nieregularność strumienia, który ulegał rozprysnięciom oraz wywoływał silne

turbulencje. Ze względu na te czynniki, rozpoczęto stosowanie na szeroką skalę wylewu o prostej konstrukcji w postaci rury, czyli konwencjonalnego wylewu osłonowego (rys.5a) [114]. Początkowe badania skuteczności jego działania, przeprowadzone w jednej z hut w USA, wykazały 50% zmniejszenie ilości tlenu w odlewanym wlewkowi [10,115-117]. Newralgicznym miejscem wylewu osłonowego jest miejsce jego przyłączenia do kadzi stalowniczej, przez które może przedostawać się powietrze [117]. Ze względu na to, w celu dodatkowego zabezpieczenia odlewanej ciekłej stali, zaczęto wprowadzać gaz obojętny w postaci argonu (rys.5b). Wprowadzenie argonu tworzy nie tylko ochronę ciekłej stali przed kontaktem z atmosferą, ale również stanowi izolację cieplną strumienia ciekłej stali podczas transportu metalu z kadzi głównej do kadzi pośredniej [114]. Istnieje kilka sposobów wprowadzenia gazu obojętnego do wylewu osłonowego: punktowo, za pomocą kurtyny gazowej oraz za pomocą uszczelki umieszczonej wewnątrz wylewu (rys.3) [10].



Rys.3. Sposoby wprowadzenia argonu do wylewu osłonowego: a) iniekcja argonu, b) kurtyna gazowa, c) uszczelka [10]

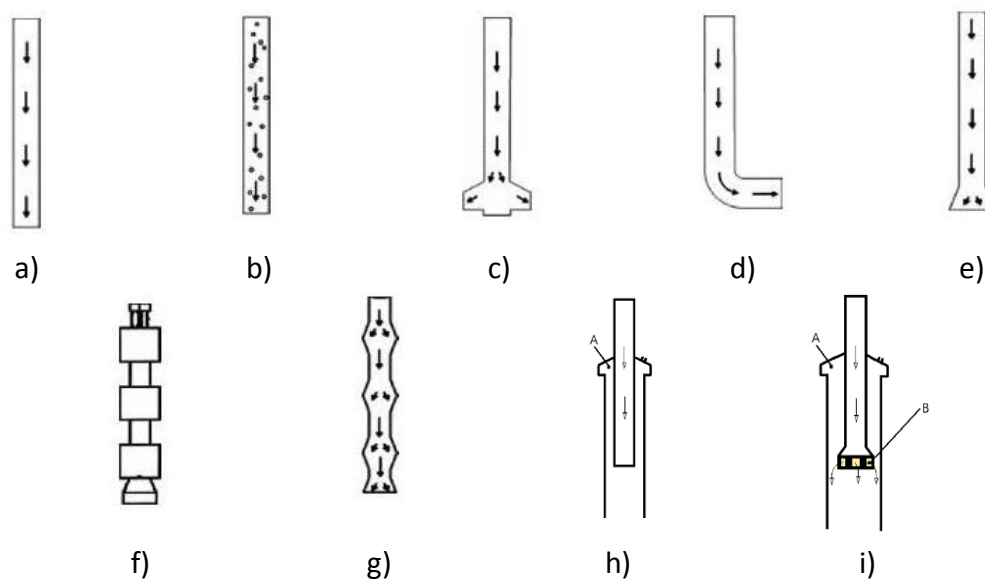
Wylew osłonowy jest urządzeniem, które poprzez swoją geometrię przestrzeni roboczej wpływa na strumień zasilający kadełko pośrednie, a następnie poprzez kształtowanie strefy zalewowej wpływa na przepływ w makroskali (mając na uwadze m.in. prędkość oraz kinetyczną energię turbulencji przepływającej przez niego ciekłej stali). Na drodze licznych badań wskazano na pozytywne oddziaływanie wylewów osłonowych o charakterystycznej budowie przestrzeni roboczej. Są to wylewy: trąbkowy (*Trumpet Ladle Shroud*), wirowy (*Swirling Ladle Shroud*) oraz dyssypacyjny (*Dissipative Ladle Shroud*) (rys.4e-g.). Porównując ich działanie do konwencjonalnego wylewu osłonowego (*Conventional Ladle Shroud*) powodują one intensyfikację rozproszenia strumienia zalewowego, która wpływa na zachowanie ciekłej stali w całej kadzi pośredniej. Działanie wylewów osłonowych o zmodyfikowanej budowie ma na celu: poprawę hydrodynamiki przepływu ciekłej stali, zapobieganie zasysaniu zasypanki żuźlowej do objętości kadzi pośredniej oraz tworzenia się zjawiska 'oka żuźlowego', zmniejszenie ryzyka występowania erozji wyłożenia ogniotrwałego w miejscu kontaktu strumienia zalewowego z dnem kadzi, a także wydłużenie długości życia tego urządzenia. Głównym celem poszukiwań odpowiedniej konstrukcji wylewu osłonowego jest korzystanie wyłącznie z tego urządzenia, rezygnując z użytkowania

innych urządzeń sterujących przepływem [9]. Obecnie ściany wylewu osłonowego zbudowane są z tlenku glinu i grafitu, natomiast wyłożone są zazwyczaj przeciwoerozyjnym ZrO_2 . Długość życia wylewów osłonowych zbudowanych z tego materiału może sięgać nawet do 10 sekwencji odlewniczych.

Wylew trąbkowy jest wylewem, którego charakterystyczną cechą jest jego rozszerzanie się w kierunku jego dolnego otworu. Kolejnym wylewem osłonowym o zmodyfikowanej budowie przestrzeni roboczej jest wylew wirowy zaproponowany przez Moralesa i współpr. Zbudowany jest z trzech komór oraz obrotowego ostrza znajdującego się na samej górze wylewu, którego zadaniem jest wprowadzenie ciekłej stali w ruch wirowy. Na dole wylew przybiera postać dzwonu (elementu występującego w wylewie trąbkowym). Z drugiej strony Jednakże 'słabym punktem' tego urządzenie jest obecne w konstrukcji ostrze, które może sprzyjać aglomeracji wtrąceń przy wejściu do wylewu, utrudniając przepływ ciekłej stali [11]. Wylewem podobnym do wylewu wirowego jest wylew dysypacyjny, który w przeciwieństwie do wylewu wirowego nie posiada ostrza umieszczonego w górnej części wylewu, natomiast komory wylewu posiadają kształt diamentu [12].

Jedną z najnowszych propozycji modyfikacji wylewu osłonowego jest wylew próżniowy (*VS- Vacuum Shroud*) (rys.4h,i). Jest to wylew złożony z kilku elementów: prostego wylewu oraz z osłony otaczającej wylew, umożliwiającej wytworzenie próżni. Dzięki takiej budowie wylew prosty jest stale zanurzony w ciekłej stali [13].

Istnieją również wylewy osłonowe, które ze względu na swoją budowę wykorzystywane są w stalowniach wyposażonych w kadzie pośrednie o szczególnych właściwościach. Wylew podwójny o konstrukcji przypominającej wylew zanurzeniowy do krystalizatora, posiadający dwa otwory wylewowe umieszczone w ścianie rury osłonowej w jej dolnej części (rys. 4c). Aczkolwiek, wadą przedstawionego wylewu jest warunek jego używania w kadzach pośrednich o dużej pojemności, tj. symetryczne kadzie wielowylewowe. W urządzeniach, których ściany kadzi pośredniej znajdują się w bliskiej odległości do strumienia zalewowego wypływającego z tego rodzaju wylewu, istnieje ryzyko erozji wyłożenia ogniotrwałego wymienionych ścian [10,114]. Natomiast, wylew zakrzywiony stosowany jest w kadzi pośredniej, w której stosowana jest komora wirowa w strefie zalewowej, w której ciekła stal wprowadzana jest w ruch odśrodkowy (rys.4d) [77,79].

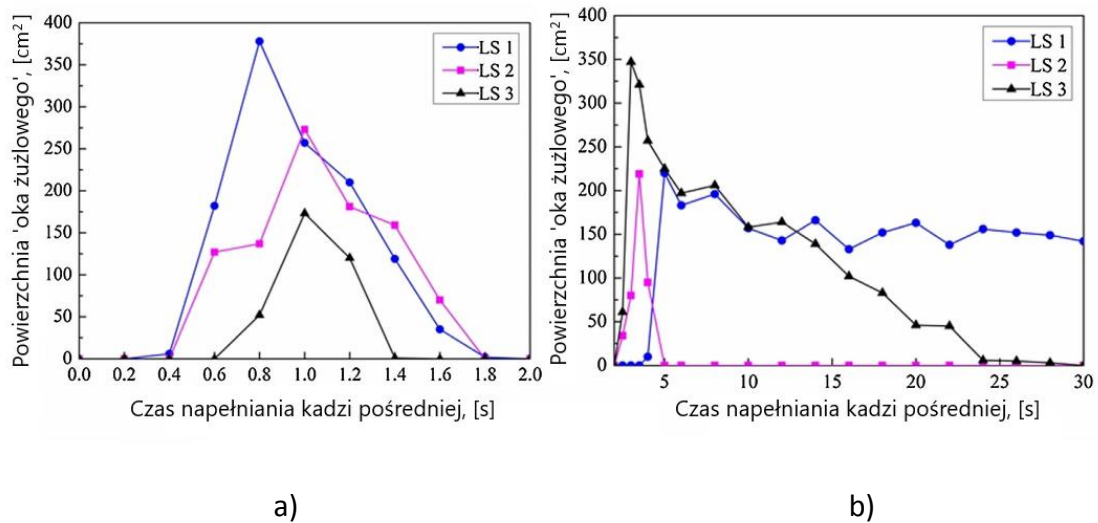


Rys.4. Rodzaje wylewów osłonowych: a) wylew konwencjonalny, b) wylew podwójny, c) wylew z wprowadzaniem argonu, d) wylew zakrzywiony, e) wylew trąbkowy, f) wylew wirowy, g) wylew dyssypacyjny, h) wylew próżniowy

a) Strefa zalewania w kadzi pośredniej

Wypływający z wylewu osłonowego strumień zasilający ma kluczowe znaczenie dla zachowania się ciekłej stali w strefie zalewowej kadzi pośredniej jak i poza nią. Prędkość ciekłej stali oraz intensywność turbulencji występujące w tym obszarze wpływają na dalszy przepływ ciekłej stali (hydrodynamika w makroskali), erozję wyłożenie ogniotrwałego dna oraz ścian kadzi pośredniej, na zmywanie powierzchni żużla i tworzenie się 'oka żużlowego' oraz na zajmowaną przez niego powierzchnię. Stosowanie wylewu konwencjonalnego w początkowym etapie podczas zalewania kadzi pośredniej powoduje uderzenie strumienia zalewowego z dużą prędkością w dno kadzi, silnie oddziałując na wyłożenie ogniotrwałe oraz wywołując rozprysk kropli ciekłej stali. W trakcie zalewania już częściowo wypełnionej ciekłą stalą kadzi, strumień zasilający generuje liczne wiry w obszarze zalewowym co przyczynia się do ingerencji ciekłej stali w fazę żużlową, jej porywanie i przerywanie jej struktury, narażając powierzchnię ciekłej stali na kontakt z powietrzem [17,51,114]. Sukcesywne zwiększanie średnicy rury osłonowej w kierunku jej dolnej części, w przypadku wylewu trąbkowego, powoduje zmniejszenie prędkości ciekłej stali w strumieniu zasilającym, a co za tym idzie zmniejszenie turbulencji w obszarze zalewowym zarówno w trakcie odlewania w warunkach stabilnych, jak i podczas wymiany kadzi głównej. Jednocześnie powoduje to minimalizowanie ryzyka erozji ścian kadzi w tej strefie, zmniejszenie prędkości na granicy międzyfazowej ciekła stal/żużel i zmniejszenie powierzchni 'oka żużlowego' [97]. Badania te wykazały także, że zastosowanie wylewu trąbkowego w połączeniu z inhibitorem turbulencji zmniejsza powierzchnię tworzącego się 'oka

żuźlowego' w porównaniu do zastosowania prostego wylewu z IT (rys.5). Redukowana jest także ilość rozprysnięć powstających podczas zalewania kadzi pośredniej [97].



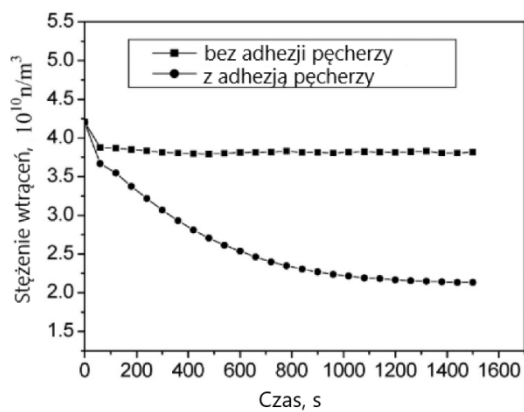
Rys.5. Zależność powierzchni 'oka żuźlowego' od czasu napełniania kadzi pośredniej: a) 0-2 s, b) 2-30 s: LS 1- wylew konwencjonalny, LS 2- wylew trąbkowy, LS 3- wylew trąbkowy z inhibitorem turbulencji [97]

Konstrukcja wylewu wirowego w postaci komór sprzyja dyssypacji energii kinetycznej wewnątrz wylewu, natomiast umieszczenie ostrza w górnej części wylewu kreuje ruch wirowy ciekłej stali. Zwiększenie otworu wylewowego wylewu osłonowego (podobnie jak w wylewie trąbkowym i dyssypacyjnym) wzmacnia efekt wyhamowania ciekłej stali, a także ogranicza przywieranie wtrąceń niemetalicznych do ściany wylewu, tym samym zapobiega jego zarastaniu, zwiększając efektywność procesu COS [11,14]. Wylew wirowy obniża prędkość ciekłej stali wpływającej do kadzi pośredniej, wyraźnie obniża turbulencję strumienia zalewowego, unikając w ten sposób odślaniania lustra stali z żuźla. Wg badań, prędkość strumienia zasilającego w przypadku zastosowania wylewu wirowego stanowi 1/3 prędkości uzyskanej przy zastosowaniu wylewu prostego. Niemniej jednak stosowanie wylewu wirowego jest ograniczone ze względu na trudności wynikające z jego produkcji [8-9]. Wylew dyssypacyjny, poprzez swoją budowę, pozwala na redukcję kinetycznej energii turbulencji ciekłej stali jeszcze przed jej wpłynięciem do kadzi pośredniej. W ten sposób ograniczana jest ilość wirów tworzących się podczas zasilania kadzi (wiry te powstają przy zastosowaniu wylewu prostego), co z kolei zmniejsza ilość żuźla i powietrza zassanych do ciekłej stali. Wylew ten w zdecydowanym stopniu redukuje prędkość oraz kinetyczną energię dyssypacji strumienia zasilającego [17]. Zarówno w przypadku wylewu wirowego jak i dyssypacyjnego, konstrukcja trzech komór powoduje mieszanie ciekłej stali wewnątrz wylewu, co wpływa na zmniejszenie prędkości oraz rozproszenie turbulencji strumienia zasilającego. Zmniejszenie prędkości strumienia zasilającego kadzi pośrednią, przy użyciu obu wariantów wylewu, wpływa na zmniejszenie prędkości ciekłej stali przy granicy międzyfazowej ciekła stal-ciekły żuźel, minimalizując ryzyko porwania cząstek

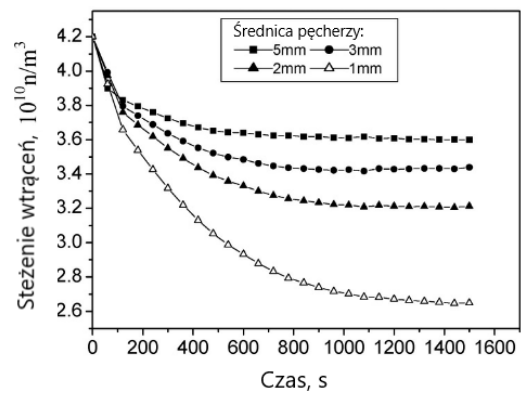
żuźła do ciekłej stali. Wylew dyssypacyjny istotnie wpływa na zachowanie ciekłej stali podczas rozpoczęcia odlewania po wymianie kadzi głównej. Przyczynia się on do zmniejszenia ilości powietrza i żuźła zaczerpniętego w momencie mieszania faz w porównaniu do wylewu prostego, co jest zarazem związane ze zmniejszeniem ilości wprowadzanego tlenu i azotu [16]. W pracy [9] określono, że zastosowanie wylewu dyssypacyjnego w cztero-wylewowej kadzi pośredniej typu delta, umożliwia całkowite zastąpienie urządzeń sterujących przepływem. W kadziach pośrednich o ruchu odśrodkowym (z wbudowaną komorą wirową) zastosowanie znalazł wylew zakrzywiony. Wprawienie ciekłej stali w ruch wirowy zwiększa ilość kolizji wtrąceń niemetalicznych oraz usprawnia flotację wtrąceń ku powierzchni w strefie zalewowej. Jednocześnie mechanizm ten nie przyczynia się do zaburzenia stabilności powierzchni międzyfazowej ciekła stal-ciekły żuźel [77,79]. Wadą tego rodzaju wylewu jest duże ryzyko erozji ściany w miejscu zakrzywienia rury osłonowej [10]. Chatterjee, który badał wylew podwójny, wykazał że wypływająca z niego ciekła stal charakteryzowała się obniżoną prędkością, co skutkowało zredukowaniem turbulencji ciekłej stali w strefie zalewowej, ograniczeniem emulgowania żuźła przez ciekłą stal oraz zmniejszeniem powierzchni 'oka żuźlowego' [10,114]. Zastosowanie wylewu próżniowego powoduje zmniejszenie prędkości strumienia zasilającego każdą pośrednią, a także zmniejszenie intensywności turbulencji w stosunku do aplikacji wylewu prostego, trąbkowego i użytych wraz z inhibitorem turbulencji [13,119]. W pracy [13] analizowano kilka możliwości zabudowy kadzi pośredniej w wylewy proste, trąbkowy i dyssypacyjny wraz z prostym inhibitorem turbulencji oraz wylewu prostego z rozbudowanym inhibitorem turbulencji, a także wyposażoną wyłącznie w wylew próżniowy. Analiza momentu rozpoczęcia odlewania ciekłej stali z kadzi głównej po etapie jej wymiany, kiedy to wysokość ciekłej stali jest obniżona, wykazała utworzenie 'oka żuźlowego' o dużo większej powierzchni podczas zastosowania wylewów dyssypacyjnego i trąbkowego z inhibitorem turbulencji. Znikomą powierzchnię odnotowano stosując wylew próżniowy. Odmienne wyniki uzyskano w warunkach stabilnego odlewania. Największe 'oko żuźlowe' uzyskano stosując wylew prosty wraz z prostym inhibitorem turbulencji, mniejsze przy wylewie dyssypacyjnym z IT, następnie przy wylewie trąbkowym z inhibitorem turbulencji i wylewem prostym z rozbudowanym IT (podobne wartości). Najmniejsze zmycie powierzchni ciekłej stali uzyskano przy użyciu wylewu próżniowego. W przypadku wprowadzenia argonu do każdego z wymienionych wylewów, największe 'oko żuźlowe' powstało przy zastosowaniu wylewu prostego i trąbkowego z tradycyjnym inhibitorem turbulencji, a najmniejsze przy użyciu wylewu próżniowego. Nowa konstrukcja wylewu również korzystnie wpływa na powierzchnię 'oka żuźlowego' przy zwiększeniu natężenia przepływu ciekłej stali. Ponadto badania wykazały, że wylew próżniowy obniża ilość utlenionego żuźła oraz zmniejsza ilość WN pozostających w ciekłej stali. Wylew próżniowy minimalizuje także ryzyko erozji wyłożenia ogniotrwałego kadzi pośredniej [119]. Modyfikacją tej konstrukcji wylewu jest wylew ze zmodyfikowanym wylewem

wewnętrznym, którego dolna część przybiera postać dzwonu, w ścianach którego umieszczone są okna wylewowe (rys.4i). W drugim wariantcie tego wylewu w górnej części wylewu występuje dodatkowa przegroda, która rozprasza strumień zalewowy. Wykazano, że tego rodzaju modyfikacje obniżają prędkość ciekłej stali wpływającej do kadzi pośredniej, a także, że zapobiegają powstawaniu 'oka żuźlowego' [120]. Zachowanie ciekłej stali można kontrolować również za pomocą głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali. Głębsze zanurzenie powoduje nasilenie rozproszenia strumienia zasilającego, jednakże im mniejsza odległość końca wylewu osłonowego od dna kadzi, tym większe ryzyko erozji wyłożenia ogniotrwałego [121]. W pracy [122] analizie poddano pięć wylewów osłonowych zanurzonych na głębokości: 0,1, 0,2, 0,3, 0,4 m w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej wyposażonej lub nie w inhibitor turbulencji. Charakterystyczną cechą wszystkich wylewów osłonowych był ich rozszerzanie się w kierunku dolnego otworu, podobnie jak w wylewie trąbkowym. Ponadto trzy z wylewów posiadały wbudowane komory w kształcie diamentu, analogicznie jak w wylewie wirowym. Zaobserwowano, że w każdym przypadku strumień zasilający ulega spowolnieniu (w zakresie $0,25 \div 0,65$ m/s w zależności od wariantu wylewu osłonowego).

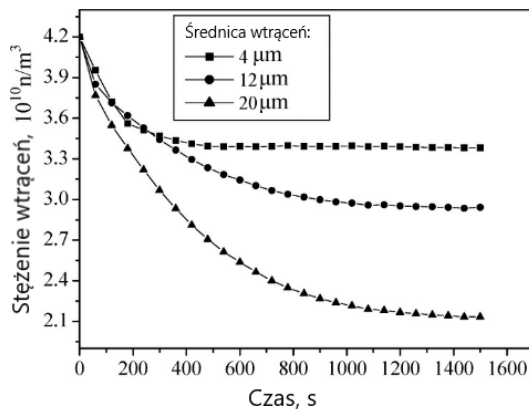
Jak wcześniej wspomniano, jednym z wylewów osłonowych wpływających na zachowanie ciekłej stali przepływającej przez kadź pośrednią jest wylew z wprowadzonym do niego argonem. Osłaniając strumień zalewowy przed kontaktem z powietrzem, argon minimalizuje ilość tlenu przedostającego się do ciekłej stali, a co za tym idzie zapobiega procesowi utlenienia składników stali, zapobiega zatykaniu otworu wylewowego, chroni ciekłą stal przed utratą temperatury oraz sprzyja poprawie powierzchni krzepnących w krystalizatorze wlewków. W wylewie z wprowadzonym argonem usuwanie wtrąceń z ciekłej stali przebiega na dwa sposoby: poprzez tworzenie się większych wtrąceń na skutek kolizji mniejszych WN (co ułatwia unoszenie się kompleksów ku powierzchni swobodnej) oraz poprzez ich usuwanie za pomocą ich adhezji przez pęcherze gazu obojętnego (rys.6a.). Efektywność zachodzenia tych procesów jest zależna od natężenia przepływu wprowadzanego gazu, a także od powstawania dostatecznie drobnych pęcherzy. Wraz ze zmniejszeniem rozmiarów pęcherzy gazowych maleje ilość wtrąceń niemetalicznych obecnych w ciekłej stali. Dodatkowo zaobserwowano, że iniekcja gazu skuteczniej usuwa wtrącenia o rozmiarze $20 \mu\text{m}$ niż o rozmiarze $4 \mu\text{m}$, a także że wraz ze wzrostem natężenia przepływu argonu maleje ilość WN obecnych w ciekłej stali (rys.6b-d) [50].



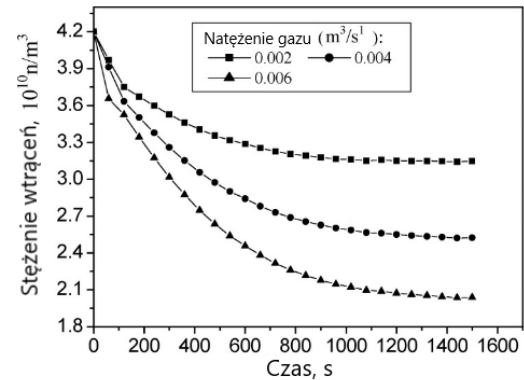
a)



b)



c)



d)

Rys.6. Wpływ: a) adhezji pęcherzy na stężenie wtrąceń w kadzi pośredniej; b) średnicy pęcherzy na stężenie wtrąceń na wylewie z kadzi pośredniej; c) średnicy wtrąceń na ich stężenie na wylewie z kadzi pośredniej; d) natężenia przepływu gazu na stężenie wtrąceń w kadzi pośredniej [50]

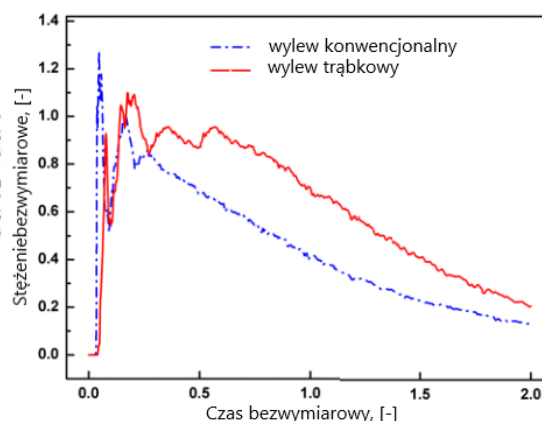
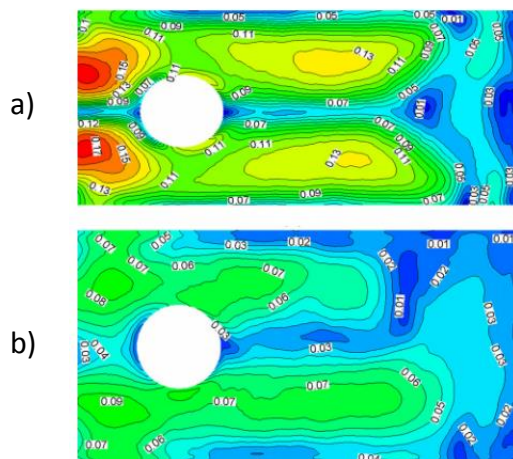
Optymalne wprowadzenie argonu do wylewu osłonowego pozwala uzyskać pęcherze o niewielkich rozmiarach, które pod wpływem turbulencji ciekłej stali ulegają kolizji z wtrąceniami niemetalicznymi i unoszą się ku powierzchni swobodnej ciekłej stali. Wg pracy [109], w której badania wykonano na modelu wodnym jedno-wylewowej kadzi pośredniej wykonanej w skali 1:2, uzyskanie pęcherzy gazu o rozmiarach 0,3-0,5 mm wymaga zastosowania otworu, przez który wprowadzany jest gaz, o średnicy 0,3 mm i natężenia przepływu gazu równego 0,08 l/min. Mimo tak wielu zalet aplikacji tego rodzaju wylewu osłonowego, nieodpowiednie stosowanie argonu może przyczynić się do zmywania fazy żuźlowej i odłaniania powierzchni ciekłej stali. Z tego względu natężenie przepływu argonu powinno być odpowiednio dobrane do rodzaju kadzi pośredniej, jej zabudowy i stosowanych parametrów odlewania. Dla kadzi cztero-wylewowej natężenie przepływu gazu równe 2-10%

natężenia przepływu ciekłej stali jest natężeniem negatywnie wpływającym na zmywanie żużla [64].

Analogiczne wyniki odnośnie redukcji prędkości ciekłej stali w strefie zalewowej kadzi pośredniej jak pod wpływem użycia wylewów trąbkowego, dyssypacyjnego czy wirowego uzyskano w pracy [123], w której analizie poddano wylewy osłonowe proste i z wprowadzoną do nich modyfikacją w postaci wbudowania na ich końcu trzech cylindrów o mniejszej średnicy. Zaobserwowano, że zastosowanie prostego wylewu osłonowego o średnicy 0,11 m zdecydowanie zmniejsza prędkości w obszarze zasilania kadzi oraz przyczynia się do zwiększenia przepływu tłokowego w porównaniu do użycia wylewu o średnicy 0,07 m. W badaniach przeprowadzonych dla wylewów osłonowych wielootworowych zauważono, że wpływ na zachowanie ciekłej stali w strefie zalewowej kadzi pośredniej pod względem prędkości ciekłej stali oraz intensywności turbulencji ma ilość otworów [123], ich rozmiary czy też sposób ich ułożenia w kadzi [124-126].

b) Hydrodynamika przepływu ciekłej stali

Dobór odpowiedniego wylewu osłonowego w kadzi pośredniej umożliwia kształtowanie struktury hydrodynamicznej bez zastosowania klasycznych urządzeń sterujących przepływem. Na podstawie przeprowadzonych badań wykazano, że wylew trąbkowy zwiększa udział przepływu tłokowego przez każdą pośrednią oraz redukuje udział przepływu o krótkim obiegu. W efekcie stosowania wylewu trąbkowego zredukowane jest ryzyko wystąpienia przepływów o wysokich prędkościach w obszarze międzyfazowym z 0,085 m/s (dla wylewu konwencjonalnego w połączeniu z inhibitorem turbulencji) na 0,052 m/s (dla wylewu trąbkowego o średnicy 1,5-krotnie większej od średnicy głównej wylewu osłonowego), a nawet na 0,037 m/s (dla wylewu trąbkowego o średnicy 2-krotnie większej), co powoduje obniżenie ryzyka zmywania zasytki żużlowej i porywania jej do ciekłej stali. Użycie wylewu trąbkowego sprzyja również zintensyfikowaniu mieszania ciekłej stali w kadzi poprzez zwiększenie udziału przepływu idealnego mieszania o 3% w stosunku do wylewu konwencjonalnego w jedno-wylewowej kadzi pośredniej [14]. Wykazano również, że zastosowanie wylewu trąbkowego przyczynia się do redukcji prędkości ciekłej stali w porównaniu do zastosowania wylewu konwencjonalnego (rys.7). Analiza udziału poszczególnych stref przepływu pod wpływem działania tej konstrukcji wylewu osłonowego, wskazała na zmniejszenie udziału przepływu tłokowego o ponad 10%, zwiększenie przepływu tłokowego o ponad 7% i idealnego mieszania o prawie 3% w porównaniu do użycia wylewu prostego (rys.8) [14]. Dodatkowo wylew trąbkowy wykazuje działanie zmniejszające ryzyko zarośnięcia wylewu osłonowego [10].

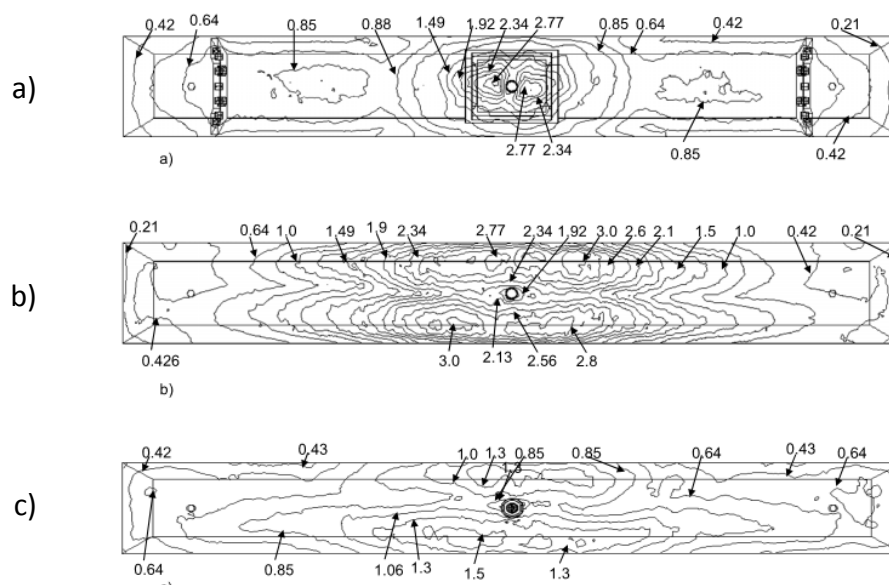


Rys.7. Średnie wartości prędkości ciekłej stali na powierzchni swobodnej modelu jedno-wylewowej kadzi pośredniej w wyniku zastosowania: a) wylewu konwencjonalnego, b) wylewu trąbkowego [14]

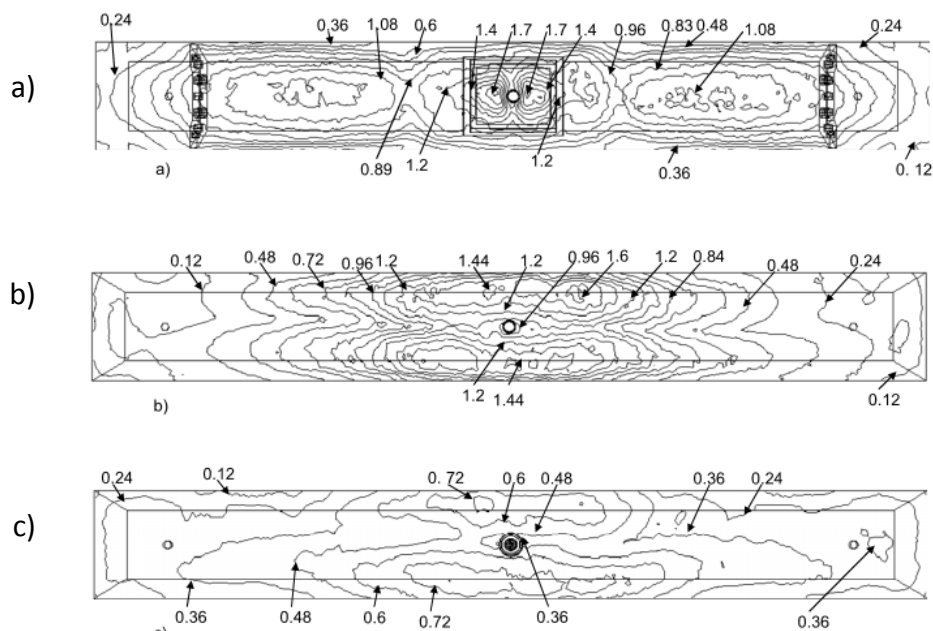
Rys.8. Krzywa RTD typu E uzyskana dla korytowej kadzi jedno-wylewowej [14]

Wylew wirowy, podobnie jak wylew trąbkowy, uspokaja przepływ ciekłej stali w pobliżu granicy międzyfazowej ciekła stal- ciekły żużel, dzięki czemu ryzyko porwania żuźla jest redukowane. Zastosowanie wylewu wirowego sprzyja powstaniu przepływu wirowego ciekłej stali, rozprzestrzeniającego się w całej objętości kadzi pośredni [8]. Analiza zachowania się ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej typu korytowego wskazała na brak obecności wirów zlokalizowanych przy wylewach do krystalizatora wywołanych na skutek działania wylewu wirowego, w przeciwieństwie do zastosowania wylewu konwencjonalnego. Ilość usuwanych wtrąceń niemetalicznych w kadzi z użytym wylewem wirowym, stała się mniej zależna od rozmiarów WN [53]. Na podstawie przeprowadzonych testów dowiedziono również, że zastosowanie wylewu wirowego korzystnie wpływa na redukcję turbulencji oraz na przepływ ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej (rys.9-10), sprzyjając usuwaniu wtrąceń niemetalicznych (rys.11) [53]. Stosując niższe natężenie masowe ciekłej stali (3,8 t/min) podobne efekty uzyskuje się używając zarówno wylewu wirowego jak i inhibitora turbulencji w połączeniu z przegrodą przelewową, natomiast dla wyższych natężeń masowych ciekłego metalu (7,6 t/min) efekty te są silniejsze w przypadku zastosowania wyłącznie wylewu wirowego. Porównując zastosowanie wymienionego rodzaju wylewu z zastosowaniem powyższych urządzeń sterujących przepływem, kadź z wylewem wirowym wykazuje większą zdolność do poprawy wydajności usuwania wtrąceń wraz ze zwiększeniem ilości wpływającej do kadzi pośredniej ciekłej stali, podczas gdy w kadzi z użytymi USP nie widać takich zmian [10,128-129]. Badania wpływu wylewu dyssypacyjnego na przepływ ciekłej stali w dwu-

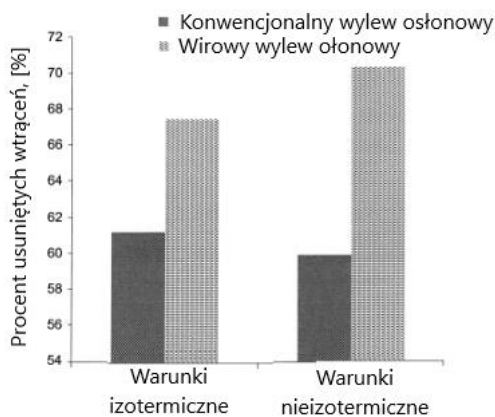
wylewowej kadzi pośredniej wskazały na minimalizację zjawiska zatykania wylewu stosowanego między kadzią pośrednią, a kadzią główną, eliminację przepływu zwrotnego podczas wymiany kadzi stalowniczej lub jej napełniania na początku odlewania, a poprzez zmniejszenie turbulencji w całej kadzi pośredniej wskazały na zmniejszenie ilości zemulsyfikowanego żużla. Dodatkowo wykazano korzyści związane z uspokojeniem granicy międzyfazowej podczas wymiany kadzi głównej. Przeprowadzone testy wykazały, że struktura wylewu dyssypacyjnego powoduje kreowanie się wielu wirów, które wpływają na wydłużenie mieszania się ciekłej stali zarówno we wlewie jak i w całej kadzi pośredniej. Zastosowanie wylewu dyssypacyjnego w dwu-wylewowej kadzi pośredniej zwiększa udział przepływu tłokowego o 8% oraz zmniejsza udział przepływu stagnacyjnego o ponad 17%, w porównaniu z użyciem wylewu konwencjonalnego (rys.12) [15]. Ponadto wylew dyssypacyjny usuwa podobną ilość WN co wylew wirowy (rys.13) [11]. W pracy [11] wykazano, że prędkość przepływu ciekłej stali przez dwu-wylewową kadh̄ pośrednią jest niższa w wyniku zastosowania wylewu dyssypacyjnego, niż w przypadku zastosowania wylewu wirowego (rys.14).



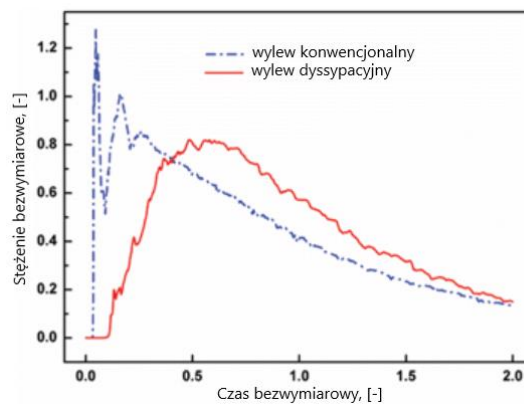
Rys.9. Pole rozkładu kinetycznej energii turbulencji ($\text{m}^2/\text{s}^2, \times 10^{-3}$) na płaszczyźnie 0,01 m poniżej powierzchni swobodnej, przy zastosowaniu masowego natężenia przepływu 3,8 t/min dla zastosowanych: a) inhibitora turbulencji i przegród, b) wylewu konwencjonalnego, c) wylewu wirowego [127]



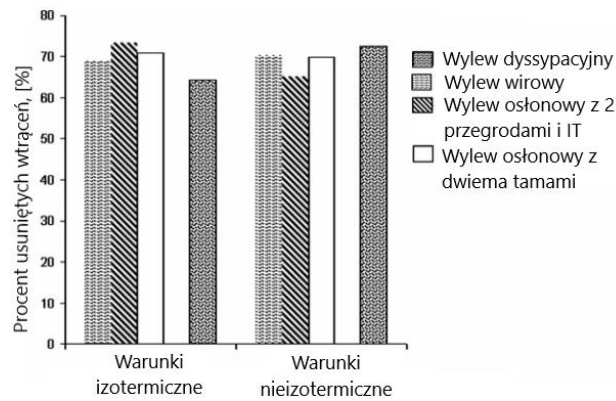
Rys.10. Pole rozkładu kinetycznej energii turbulencji ($\text{m}^2/\text{s}^2, \times 10^{-3}$) na płaszczyźnie 0,01 m poniżej powierzchni swobodnej, przy zastosowaniu masowego natężenia przepływu 7,6 t/min dla zastosowanych: a) inhibitora turbulencji i przegród, b) wylewu konwencjonalnego, c) wylewu wirowego [128]



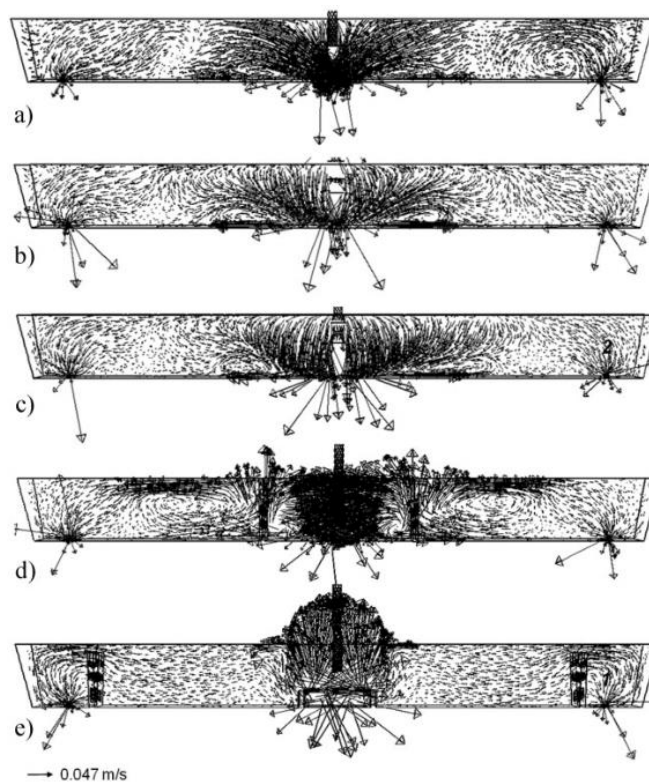
Rys.11. Ilość WN usuniętych przy użyciu wylewów SLS i CLS w kadzi dwu-wylewowej [53]



Rys.12. Krzywa RTD typu E uzyskana dla korytowej kadzi jedno-wylewowej [15]



Rys.13. Ilość WN usuniętych przy użyciu różnych wariantów zabudowy w dwu-wylewowej kadzi pośredniej [11]



Rys.14. Pola przepływu ciekłej stali dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej, w której użyte były: a) wylew konwencjonalny, b) wylew wirowy, d) wylew dyssypacyjny, e) przegrody po dwóch stronach strefy zalewowej, f) kombinacja inhibitora turbulencji i przegród [11]

Jak już wcześniej wspomniano, istotny wpływ na kontrolę hydrodynamiki ciekłej stali wywiera głębokość zanurzenia wylewu osłonowego w kadzi pośredniej. W pracy [121] zaobserwowano, że zwiększenie głębokości wylewu osłonowego w jedno-wylewowej KP z 0,1 m do 0,4 m powoduje wydłużenie trwania strefy przejściowej podczas zmiany wymiany kadzi głównej z pustej na pełną podczas odlewania sekwencyjnego, dlatego najkorzystniejsze jest zastosowanie wylewu zanurzonego na

0,1 m (tablica 1). Na podstawie analizy hydrodynamiki przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią potwierdzono słuszność zastosowania tej głębokości zanurzenia w ciekłej stali. Wykazano ograniczenie oddziaływania strumieni wstecznych oraz zmniejszenie zakresu stref turbulencji. Użycie konwencjonalnego wylewu osłonowego zanurzonego w stali na głębokość 0,1 m wpłynęło również na wyższy stopień homogenizacji cieplnej ciekłej stali [130]. Analiza nowych konstrukcji wylewów osłonowych zaproponowanych przez Bartosiewicza [122] wykazała, że zmniejszają one turbulentny przepływ ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej oraz zwiększają wpływ działania sił konwekcji naturalnej, zwłaszcza w połączeniu z inhibitorem turbulencji. Natomiast nie wpływają one na zmianę pól temperatury w kadzi pośredniej (różnica w temperaturze na wlewie i wylewie z kadzi wynosiła 4 K). W przypadku trwania etapu przejściowego w trakcie odlewania sekwencyjnego, możliwe jest skrócenie czasu mieszania i uzyskanie wlewka ciągłego o przejściowym składzie chemicznym o 5,04 tony mniejszego niż podczas odlewania przy użyciu wylewu konwencjonalnego. Ponadto przeprowadzone w pracach [123-126] analizy wykazały że w przypadku zastosowania wylewów wielootworowych istotny wpływ na przepływ ciekłej stali (podobnie jak na strefę zalewową) ma sposób ułożenia otworów w wylewie, ich położenie w ciekłej stali oraz ich średnica. Wymienione czynniki wpływają m.in. na udział poszczególnych rodzajów przepływów w kadzi pośredniej oraz na symetrię przepływu ciekłej stali przez analizowane urządzenie.

Tabela 1. Masa wlewka o przejściowym składzie chemicznym w zależności od głębokości zanurzenia wylewu osłonowego [121]

Głębokość zanurzenia wylewu osłonowego, [m]	Czas odlewania wlewka o przejściowym składzie chemicznym, [s]	Długość wlewka ciągłego o przejściowym składzie chemicznym, [m]	Masa wlewka ciągłego o przejściowym składzie chemicznym, [Mg]
0,1	741,4	11,12	26,3
0,2	756,9	11,36	26,9
0,3	772,2	11,58	27,4
0,4	795,6	11,93	28,2

2.4. Rola fazy żuźlowej w metalurgii kadzi pośredniej

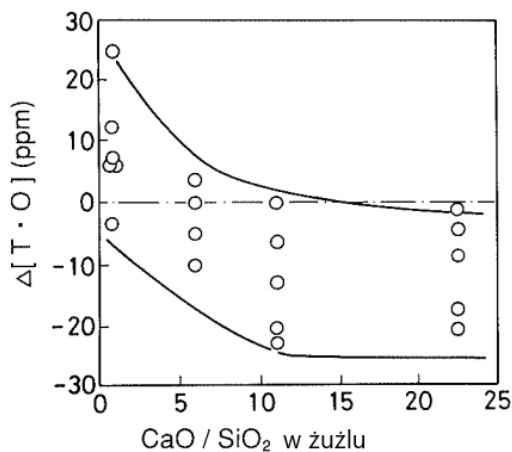
Faza żuźlowa pełni kluczowe zadanie przy zabezpieczeniu ciekłej stali przed stratami cieplnymi oraz przed kontaktem z otaczającą atmosferą, a także przy usuwaniu wtrąceń niemetalicznych z objętości kadzi pośredniej. Przerwanie jej

ciągłości naraża stal na emulgowanie cząstek żużla i ich porywanie do ciekłej stali, a także naraża ciekłą stal na interakcję z powietrzem, co może skutkować utlenieniem składników metalu, tym samym zanieczyszczając ciekłą stal wtrąceniami niemetalicznymi. Ze względu na spełniane przez żużel funkcje, dzielimy go na żużel izolacyjny oraz żużel izolacyjno-rafinacyjny [71,131]. Faza żużlowa ma układ warstwowy. Od strony ciekłej stali wyróżniamy fazę stopioną żużla, następnie warstwę spieczoną, na samej górze natomiast znajduje się warstwa stała (rys.15). Środkowa warstwa spieczona jest warstwą przejściową między warstwą stałą i ciekłą, charakteryzującą się obecnością pęknięć i porów. W strukturze żużla izolacyjnego wszystkie warstwy spełniają tę samą rolę odpowiadającą jego nazwie, natomiast w żużlu izolacyjno-rafinującym zewnętrzne warstwy żużla spełniają odmienne zadania. Zadaniem ciekłej warstwy żużla kontaktującej się z ciekłym metalem jest absorbowanie wtrąceń niemetalicznych wypływających z ciekłej stali. Warstwa ta powinna charakteryzować się jak najwyższą jednorodnością oraz możliwie wysoką grubością. Faza stała żużla, natomiast, służy do ochrony ciekłej stali przed kontaktem z atmosferą oraz do ochrony przed stratami cieplnymi. Grubość poszczególnych warstw zależy od składu chemicznego fazy.

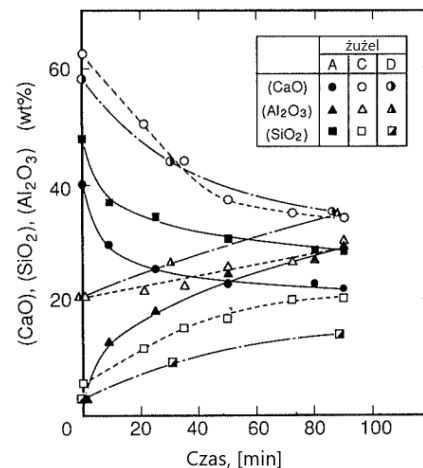


Rys.15. Struktura żużla w kadzi pośredniej

Głównymi składnikami żużla są: CaO, MgO, SiO₂ oraz Al₂O₃. Dodatkowo w skład fazy żużlowej mogą wchodzić K₂O, Na₂O, Fe₂O₃, TiO₂ i MnO, a ich udział mieści się w zakresie ≤1÷ 5%. Mogą posiadać pH kwaśne lub zasadowe, które zależy od proporcji udziału tworzących go związków [132]. Badania [133] wykazały, że w celu obniżenia narażenia ciekłej stali na rozpuszczenie w niej tlenu, zaleca się stosowanie żużli o wysokiej zasadowości, gdyż wzrost zasadowości żużla przyczynia się do zmniejszenia ilości tlenu rozpuszczonego w ciekłej stali (rys.16). Dodatkowo analizie poddano ilość tlenków CaO, SiO₂ i Al₂O₃ w żużlu w zależności od czasu odlewania. W przypadku zastosowania żużlu kwaśnego (A, rys.17) ilość CaO i SiO₂ maleje podczas, gdy udział Al₂O₃ wzrasta. Użycie żużla zasadowego (C i D, rys.17) powoduje spadek udziału CaO, podczas gdy zawartość Al₂O₃ i SiO₂ rośnie.



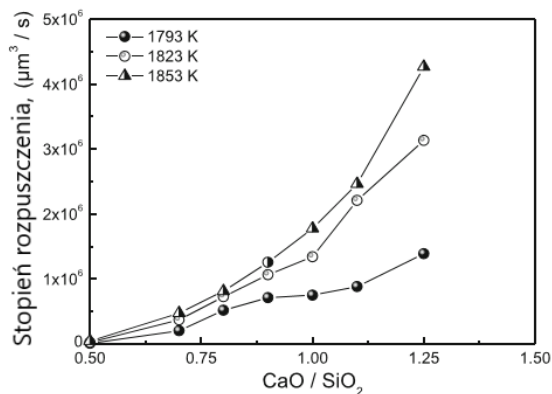
Rys.16. Wpływ zasadowości żużla na ilość tlenu rozpuszczonego w ciekłej stali [133]



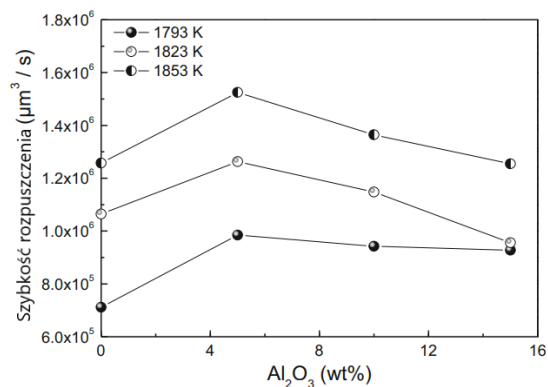
Rys.17. Udział tlenków w żużlu w zależności od zasadowości żużla i czasu trwania odlewania [133]

Bardzo ważnym tlenkiem wchodzącym w skład fazy żużlowej jest SiO_2 , który występuje zazwyczaj w ilości od 20% do 45%. Mniejsze jego ilości występują w żużlach zasadowych, a większe w żużlach kwaśnych. Żużle zasadowe mają większą zdolność do usuwania związków glinu. Skuteczność usuwania WN ulega obniżeniu wraz ze wzrostem tlenku glinu w żużlu [134]. Zauważono, że szybkość rozpuszczenia tlenku krzemu w żużlu zawierającym od 10 do 26% tlenku glinu, jest zależna od lepkości fazy żużlowej. Jej niska wartość oznacza łatwiejszy proces rozpuszczenia WN w żużlu [132]. Wzrost zasadowości żużla powoduje obniżenie jego lepkości. Bardzo ważnym aspektem procesu ciągłego odlewania stali przez każdą pośrednią jest utrzymanie wysokiej temperatury odlewania, ponieważ jej spadek hamuje usuwanie wtrąceń niemetalicznych (rys.18). Najlepszy wpływ na proces usuwania SiO_2 z ciekłej stali ma żużel, który w swoim składzie oprócz 48,4% SiO_2 , 43,6% CaO , 3,0% MgO zawiera 5% Al_2O_3 (rys.19). Wykazano również, że wraz z upływem czasu maleje rozpuszczalność wtrąceń niemetalicznych w żużlu- niezależnie od temperatury procesu i lepkości żużla. Dodatkowo otrzymane krzywe rozpuszczalności wtrąceń w żużlu, zbliżone są głównie do przewidywanych modeli dyfuzji: dyfuzji warstwy granicznej (model 2) oraz dyfuzji w ciekłej stali (model 1) (rys.20) [135]. Lepkość żużla $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ maleje wraz z wzrostem zawartości tlenku wapnia w składzie. Wpływ zawartości poszczególnych związków chemicznych na lepkość niskokrzemowego żużla został szerzej przeanalizowany w pracy Kim'a i Park'a, gdzie potwierdzenie wpływu lepkości żużla oraz temperatury procesu znalazło odzwierciedlenie we wzorze (1) na całkowity czas rozpuszczenia WN [136]:

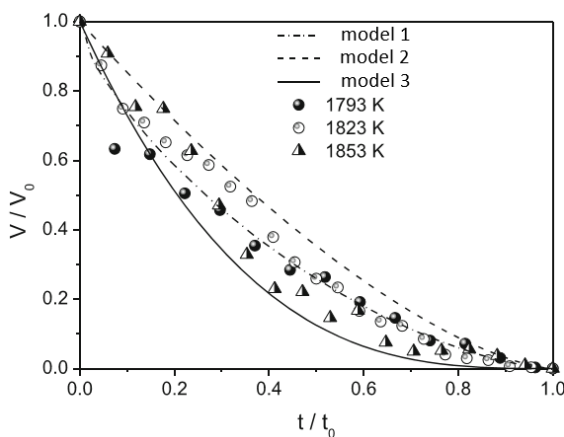
$$\tau = \frac{\rho \cdot R_{WN}^2 \cdot 3\pi a \eta}{2kT\Delta C} \quad (1)$$



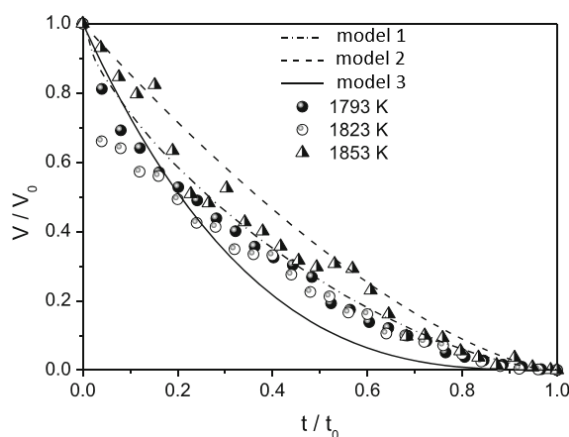
Rys.18. Zależność rozpuszczalności SiO₂ w zależności od zasadowości żużla i temperatury [135]



Rys.19. Zależność rozpuszczalności SiO₂ od ilości Al₂O₃ w żużlu i temperatury [135]



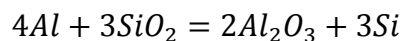
a)



b)

Rys.20. Wpływ temperatury procesu na czas rozpuszczenia wtrąceń w żużlu: a) żużel o lepkości 0,126÷0,172 Pas; b) żużel o lepkości w zakresie 0,342÷0,494 Pas [135]

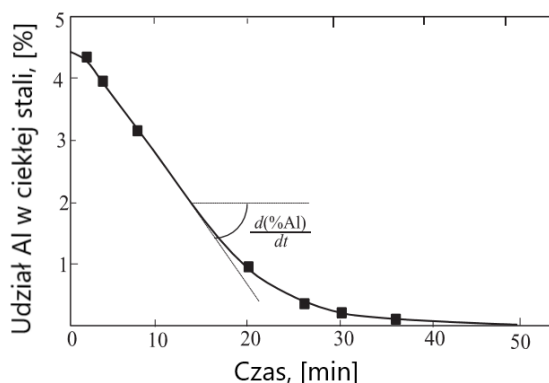
Doskonałymi właściwościami izolacyjnymi charakteryzuje się łuska ryżowa, która zawiera w głównej mierze krzemionkę. Posiada ona wysoką lepkość, która sprawia trudności przy adsorpcji WN. Dodatkowo, duża ilość krzemionki może przyczynić się do utlenienia stali. Z tego powodu huty starają się stosować żużle o składzie dostosowanym do wymogów odlewanych wyrobów [133]. Mimo, że tak duża ilość tego tlenku może przyczyniać się do utleniania składników ciekłej stali, łuska ryżowa znalazła szerokie zastosowanie w procesie odlewania. Bardzo duża ilość SiO₂ w składzie tego żużla przyczynia się do zajścia zjawiska samodysocjacji tego związku na Si i O₂ na granicy międzyfazowej czego skutkiem jest przejście tlenu do ciekłej stali i połączenie z glinem tworząc związek Al₂O₃ [137]. Badania wykazały, że główną reakcją zachodzącą na granicy międzyfazowej jest reakcja (2):



(2)

Zgodnie z powyższym wzorem udział SiO_2 i Al_2O_3 jest ze sobą powiązany. Wzrost aktywności krzemionki w żużlu powoduje utworzenie wtrąceń bogatych w tlenek glinu, co oznacza, że im większy udział SiO_2 w żużlu tym większa ilość i większe rozmiary wtrąceń Al_2O_3 . Udział Si w stali rośnie także wraz z czasem trwania procesu odlewania [137]. Stopień rozpuszczenia krzemionki zależny jest również od lepkości żużla. Im niższa lepkość, tym większy udział krzemu w ciekłej stali [138]. W pracy [139] zaobserwowano, że zawartość SiO_2 lub innych tlenków o mniejszym powinowactwie do tlenu w żużlu niż glin w ciekłej stali, skutkuje utlenieniem Al z ciekłej stali przez tlen pochodzący z tlenku krzemu obecnego w żużlu. Faza żużlowa nie utlenia glinu, gdy zawiera do 5% SiO_2 w swoim składzie, gdy posiada 10% lub więcej udziału tego związku, występuje zależność według której wraz ze wzrostem SiO_2 wzrasta ilość utlenionego Al. Prawdopodobną przyczyną zachodzenia tego zjawiska jest różnica w szybkości reakcji, ze względu na aktywność tlenku krzemu. Aby zapobiec utlenianiu stali przez żużel, w jego składzie powinny znajdować się pierwiastki o mniejszym powinowactwie do tlenu niż glin w ciekłej stali. Badania dotyczące utleniania Al oraz Ti znajdujących się w ciekłym metalu na granicy międzyfazowej ciekła stal-ciekły żużel wykazały, że mechanizm ich utleniania przeważnie zależy od kinetycznej siły napędowej niż od termodynamiki reakcji, dlatego też zjawisko utlenienia tych pierwiastków zachodzi równocześnie [140].

Usuwanie wtrąceń niemetalicznych z ciekłej stali w celu uzyskania metalu pozbawionego zanieczyszczeń zależne jest także od napięcia międzyfazowego na granicy faz ciekła stal- ciekły żużel. Im wyższa wartość napięcia międzyfazowego, tym granica międzyfazowa jest bardziej stabilna i płaska, co zapobiega porywaniu cząstek żużla do ciekłej stali. Obniżenie wartości napięcia międzyfazowego prowadzi do łatwiejszego mieszania wymienionych faz, przez co możliwe jest emulgowanie cząstek żużla i zachodzenie reakcji między ich składnikami. Dlatego ważna jest kontrola napięcia międzyfazowego w celu zapobiegnięcia jego modyfikacji, przy jednoczesnym umożliwieniu absorpcji wtrąceń niemetalicznych przez żużel. Ze względu na fakt, iż na granicy międzyfazowej mogą lokalnie zachodzić reakcje chemiczne, napięcie międzyfazowe jest zmienne. W pracy [141] wykazano, że wraz ze zmniejszeniem zawartości Al w ciekłej stali, maleje wartość napięcia międzyfazowego (rys.21).



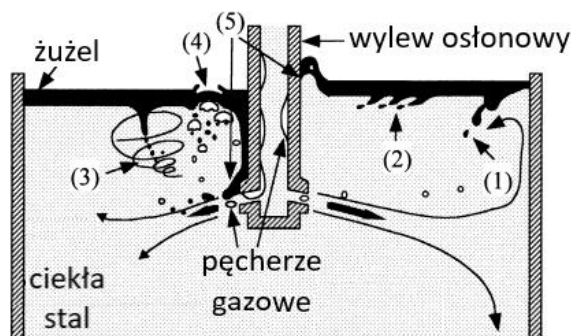
Rys.21. Wykres zmiany napięcia międzyfazowego w czasie [141]

2.5. Zjawisko zmywania fazy żuźlowej

Zmywanie fazy żuźlowej jest poważnym zjawiskiem, które wywiera bardzo szkodliwy wpływ na odlewaną ciekłą stal. Ingerencja ciekłej stali w pokrywający ją żużel może doprowadzić do porwania lub zassania jego cząstek, czego efektem będzie utworzenie wtrąceń niemetalicznych egzo- lub endogenicznych. Na interakcję wymienionych faz oddziaływać mogą różnorodne mechanizmy powodujące zaciągnięcie żużla do ciekłej stali. Jednym z najczęściej występujących mechanizmów jest zaciąganie żużla pod wpływem oddziaływania strumienia ciekłej stali w narożu urządzenia. Również pod wpływem działania przepływającej pod powierzchnią żużla ciekłej stali, na skutek działania naprężeń ścinających może dojść do zaciągnięcia żużla w głąb kadzi pośredniej. Mechanizm ten, znany pod nazwą niestabilności Kelvina-Helmholtza, zachodzi na skutek różnicy prędkości wymienionych faz ciągłych, wynikającej z różnicy lepkości między ciekłą stalą, a żużlem. Prędkość fazy żuźlowej jest znacznie mniejsza niż prędkość z jaką porusza się ciekła stal, co prowadzi do naruszenia ciągłości żużla i porwaniu cząstek żużla w kierunku przepływu ciekłej stali. Krytyczna prędkość ciekłej stali powyżej, której zachodzi porwanie żużla, możliwe jest do określenia z użyciem wzoru (3):

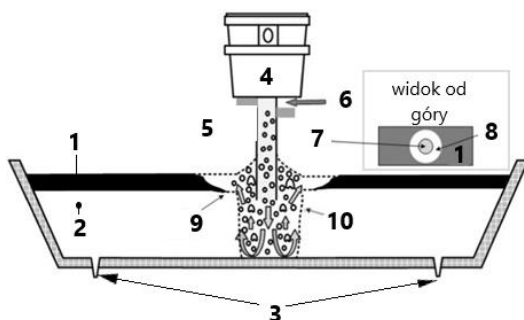
$$u_{kr} = \left(\frac{4g(\rho_{ciekła\ stal} - \rho_{żużel})\sigma_m(\eta_{ciekła\ stal} + \eta_{żużel})^4}{(\eta_{ciekła\ stal}^2 \cdot \rho_{żużel} + \eta_{żużel}^2 \cdot \rho_{ciekła\ stal})^2} \right)^{0,25} \quad (3)$$

Do interakcji między żużlem, a ciekłą stalą może zajść na skutek działania wirów von Karmana. Do porywania żużla za pomocą tego mechanizmu następuje w efekcie różnic w strukturach przepływu i powstających gradientach ciśnień. Kolejnym mechanizmem, jest interakcja pęcherzy gazowych z żużlem, na który wpływ mają natężenie przepływu wprowadzanego do kadzi pośredniej gazu, średnica pęcherzy gazowych, napięcie międzyfazowe na granicy ciekła stal-żużel, czy gęstość i lepkość żużla. Do porywania cząstek żużla może dochodzić również pod wpływem silnych fluktuacji warstwy żużla, występujących m.in. pod wpływem zwiększenia prędkości ciekłej stali na wlewie podczas etapu wymiany kadzi głównej. Ostatnią z metod zaciągania żużla jest jego pełzanie po ścianie wylewu osłonowego. Jest ono spowodowane różnicą ciśnienia związaną z asymetrią przepływu występującą przy wylewie osłonowym, która może pojawić się w wyniku turbulentnego ruchu ciekłej stali (rys.22) [142-144].

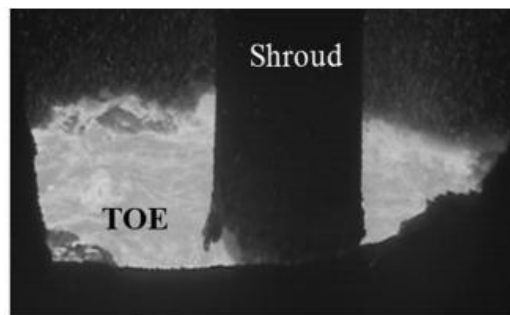


Rys.22. Wybrane mechanizmy 'zaciągania' żużla do ciekłej stali, na podstawie zjawisk zachodzących w krystalizatorze COS: 1- zaciąganie żużla pod wpływem oddziaływania strumienia ciekłej stali, 2- oddziaływanie naprężeń ścinających- niestabilność Kelvina-Helmholtza, 3- wiry von Karmana, 4- oddziaływanie pęcherzy gazowych, 5- pełzanie żużla po powierzchni wylewu osłonowego [142]

Zmywanie fazy żużlowej może być spowodowane nieprawidłowym przepływem ciekłej stali przez kadź pośrednią, a w szczególności dużą prędkością ciekłej stali przy powierzchni swobodnej ciekłej stali oraz silnymi turbulencjami występującymi w tym obszarze. Oprócz nieodpowiedniej hydrodynamiki, na stan żużla wpływa także zastosowanie gazu obojętnego (najczęściej w postaci argonu) w procesie COS. Mimo korzyści jakie można uzyskać poprzez wprowadzenie argonu do wylewu osłonowego czy wprost do kadzi za pomocą np. kurtyny gazowej, może ono przynosić negatywne efekty takie jak zmywanie warstwy żużlowej pokrywającej ciekłą stal i odkrywanie powierzchni swobodnej ciekłej stali, narażając ją na szkodliwe działanie otaczającej atmosfery [18,114]. Zazwyczaj zjawisko całkowitego odstąpienia lustra stali przybiera kształt okrągły i z tego względu nazywane jest 'okiem żużlowym'- w literaturze anglojęzycznej określane jako *Tundish Open Eye* (TOE) (rys.23,24). Jednakże tworzenie się TOE nie wynika wyłącznie z wyptywania dużych ilości argonu przez granicę międzyfazową, ale jest również skutkiem oddziaływania przepływu turbulენტnego ciekłej stali, który powoduje interakcję ciekłej stali z żużlem, przyczyniając się nie tylko do jego zmywania, ale także do porywania jego kropeł i ich emulgowanie w objętości kadzi. Ponadto przepływ prowadzący do powstania TOE przyczynia się do zmniejszenia grubości żużla wokół 'oka żużlowego' i zwiększenia grubości żużla przy ścianach kadzi pośredniej (lub w kadzi głównej) [128,145-146]. Występowanie tego zjawiska może doprowadzić do strat cieplnych ciekłej stali, formowania się wtrąceń egzo- i endogenicznych na skutek porywania cząstek żużla do ciekłej stali oraz na skutek wprowadzenia do kadzi pośredniej azotu i tlenu występujących w powietrzu, które reagują ze składnikami stali [10,147].



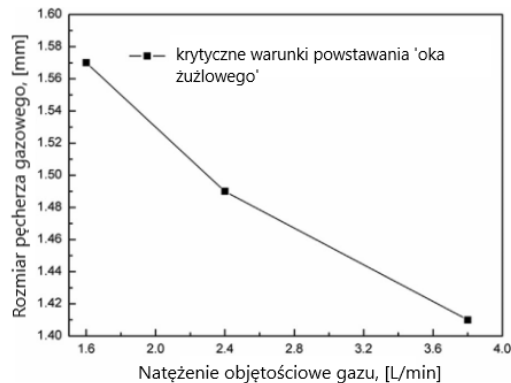
Rys.23. Przykładowy schemat tworzenia się TOE w dwu-wylewowej kadzi pośredniej: 1- żużel, 2- ciekła stal, 3- wylewy zanurzeniowe, 4- kadź główna, 5- otwarty zawór, 6-iniekcja argonu, 7-wylew osłonowy, 8- 'oko żużlowe', 9- warstwa żużla wokół wylewu osłonowego o malejącej grubości, 10- cylindryczna strefa mieszania się faz: argon-ciekła stal [87]



Rys.24. 'Oko żużlowe' powstające w kadzi pośredniej w warunkach przemysłowych [148]

Na wielkość TOE bardzo istotny wpływ ma m.in. ilość wprowadzanego gazu obojętnego oraz jego natężenie, czy zachowanie strumienia zalewowego- a mianowicie jego intensywność turbulencji [145]. Wprowadzony do wylewu osłonowego gaz obojętny, wpływa do strumienia zalewowego, a następnie na skutek sił wyporu unosi się ku powierzchni swobodnej ciekłej stali. Tam powstają przepływy zwrotne, które zmywają powierzchnię żużla i spychają go promieniowo, powodując powstanie okrągłego obszaru ciekłej stali wystawionego na kontakt z atmosferą. Ze względu na to, że tlen i azot wykazują powinowactwo do składników zawartych w ciekłej stali, przyczyniają się do jej utlenienia i tworzenia się nowych związków zanieczyszczających stal, powodujących m.in. zarastanie wylewu/ów kadzi pośredniej [127,131,148-149]. Wymienione konsekwencje działania TOE stanowią trudność w przeprowadzeniu procesu odlewania, a także obniżają jakość otrzymanego wlewka ciągłego [110]. Unoszenie się odpowiednio dużych pęcherzy gazu ku powierzchni ciekłej stali powoduje kreowanie się przepływów zwrotnych pod powierzchnią granicy międzyfazowej dookoła wylewu, które zmywają fazę żużlową i tworzą TOE. Im większa średnica tworzących się pęcherzy, tym większe ryzyko utworzenia się 'oka żużlowego' o większej powierzchni. W przypadku, gdy średnica pęcherza wynosiła 0,0016 m, powierzchnia 'oka żużlowego' wynosiła 0,0113 m², natomiast gdy średnica pęcherza była dwukrotnie większa, rozmiar 'oka żużlowego' wzrósł do 0,1426 m². Wprowadzenie do wylewu osłonowego drobnych pęcherzy powoduje ich

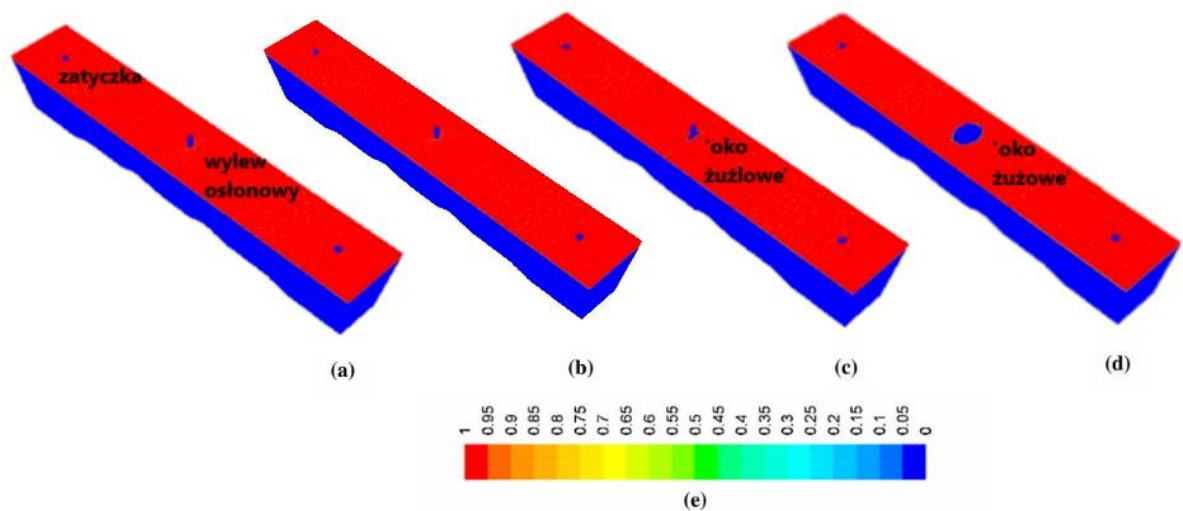
nierównomierne rozprzestrzenianie, co jest bardziej korzystne, ponieważ nie ingerują one w tak dużym stopniu w fazę żuźlową, jak w przypadku dużych pęcherzy (3-5 mm), które szybciej unoszą się w bliższych od siebie odległościach. Drobniejsze pęcherze poddają się hydrodynamicie przepływu ciekłej stali, w przeciwieństwie do dużych pęcherzy, które szybciej wyływają ku powierzchni, w bliższych odległościach między sobą, stanowiąc zagrożenie dla żuźła. Jednakże dla każdego natężenia gazu wprowadzanego do kadzi pośredniej gazu istnieje krytyczny rozmiar pęcherzy gazowych, który spowoduje odstonięcie lustra stali (rys.25) [150].



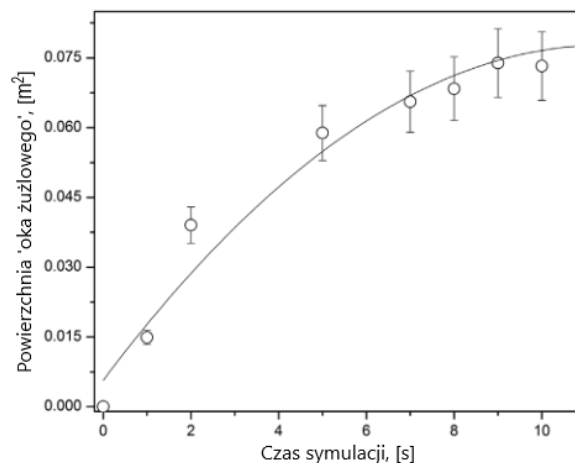
Rys.25. Krytyczny rozmiar pęcherzy gazowych wpływających na zmywanie fazy żuźlowej [150]

Kolejnym czynnikiem wpływającym na wielkość 'oka żuźlowego' jest natężenie przepływu gazu wprowadzanego do kadzi pośredniej. Wg pracy [151] w czterywylewowej kadzi pośredniej typu delta optymalne wydaje się być zastosowanie argonu o natężeniu przepływu w wylewie osłonowym stanowiącego 6% natężenia objętościowego przepływu ciekłej stali. Zwiększanie natężenia przepływu argonu w wylewie osłonowym skutkuje powiększeniem powierzchni 'oka żuźlowego' (rys.26), co wpływa na wyższy stopień utlenienia składników stali, w wyniku kontaktu większej ilości ciekłej stali z powietrzem. Zwiększenie natężenia przepływu argonu wpływa również na silniejsze interakcje ciekłej stali z fazą żuźlową oraz silniejsze porywanie kropeł żuźła do ciekłej stali [64,87,151-152]. Zaobserwowano także, że rozmiary TOE rosną z upływem czasu odlewania (rys.27). Wykazano, że możliwe jest oszacowanie powierzchni tworzącego się 'oka żuźlowego' pod wpływem działania gazu obojętnego, na podstawie następującego wzoru (4) [87]:

$$A_{TOE} = 0,017Q_g - 0,159 \quad (4)$$



Rys.26. Wpływ argonu wprowadzanego w wylewie osłonowym na rozmiary TOE pod wpływem natężenia przepływu gazu równego: (a) 0, (b) 5, (c) 10, (d) 20% masowego natężenia ciekłej stali [87]



Rys.27. Wpływ czasu odlewania na powierzchnię oka żuźlowego dla cztero-wylewowej kadzi pośredniej typu delta [18]

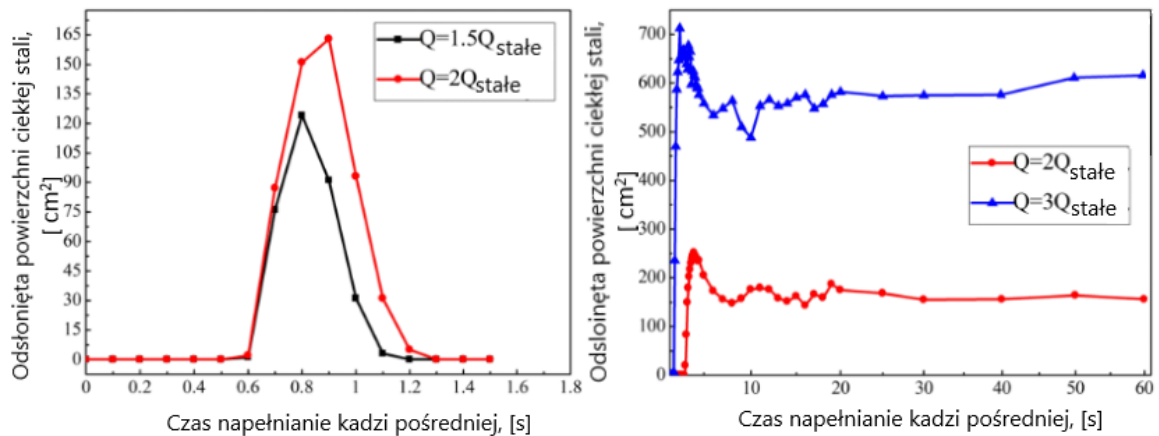
Na interakcję ciekłej stali z fazą żuźlową wpływ wywiera również prędkość ciekłego metalu przy granicy międzyfazowej. Wg autorów jego wartość krytyczna, zależna jest od napięcia międzyfazowego między ciekłą stalą, a żużłem (5-6) [153]:

$$u_{kr(1)} = \frac{\sigma}{\eta_{\text{żuźel}}} \left(-0,0008 + 0,0039 \cdot \log_{(10)} \frac{v_{\text{żuźel}}}{v_{\text{ciekła stal}}} \right) \quad (5)$$

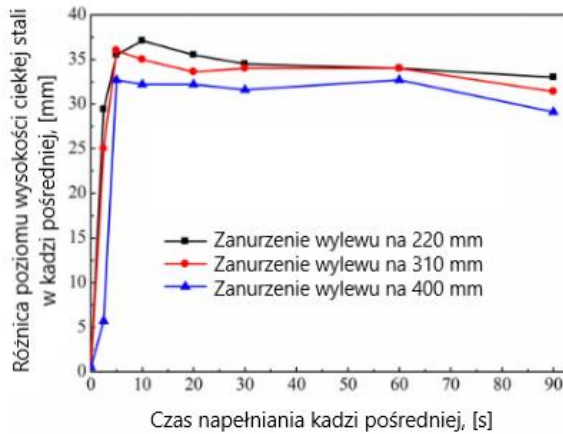
$$u_{kr(2)} = \frac{\sigma}{\eta_{\text{żuźel}}} \left(-0,0007 + 0,0034 \cdot \log_{(10)} \frac{v_{\text{żuźel}}}{v_{\text{ciekła stal}}} \right) \quad (6)$$

Kluczowym czynnikiem wpływającym na zjawisko porywania żuźła jest etap wymiany kadzi stalowniczej z pustej na pełną podczas odlewania sekwencyjnego.

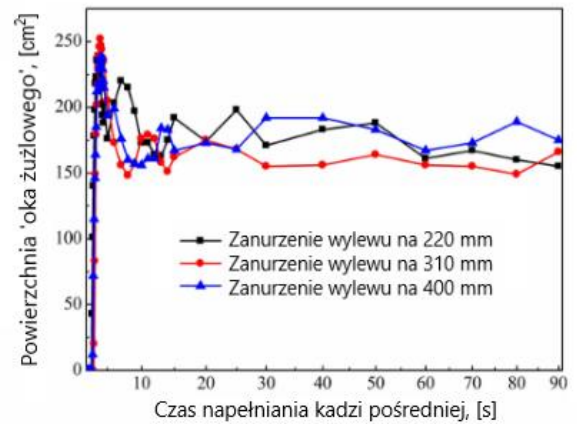
W tym momencie, nadal trwa odlewanie ciekłej stali z kadzi pośredniej do krystalizatora, poziom ciekłej stali w kadzi pośredniej obniża się, powodując wynurzenie wylewu osłonowego. Następnie po wymianie kadzi stalowniczej następuje jej otwarcie. W tym momencie strumień zasilający uderza w powierzchnię ciekłej stali z maksymalną prędkością w celu osiągnięcia wymaganego poziomu stali w kadzi, powodując jego silne rozprysnięcie. Następuje porwanie zasypki żuźlowej oraz zassanie powietrza w wyniku czego powstaje mieszanina trzech faz. Potwierdziły to badania przeprowadzone przez Zhanga i współautorów [19], według których po upływie ok. 0,8 s, zwiększenie natężenia przepływu ciekłej stali na wlewie z $1,5Q$ do $2Q$ dla odlewania stabilnego, powoduje zwiększenie powierzchni zajmowanej przez 'oko żuźlowe' o $\sim 20 \text{ cm}^2$ (rys.28). W tym samym badaniu zaobserwowano wpływ wysokości umieszczenia wylewu osłonowego w KP podczas ponownego zalewania kadzi po etapie wymiany kadzi głównej na wielkość 'oka żuźlowego' (rys.29). Dodatkowy wpływ na intensyfikację tego zjawiska mają pęcherze gazowe wpływające przez wylew osłonowy (jest to powietrze znajdujące się we wlewie przed otwarciem spustu kadzi głównej oraz specjalnie wprowadzony gaz obojętny), które kierują się ku górze na skutek sił wyporu i gwałtownie oddziałują na fazę żuźlową. W związku z tym bardzo istotne jest zastosowanie takiej prędkości, odpowiedniej dla danej kadzi pośredniej i warunków odlewania danej huty, by pęcherze unosiły się z prędkością nie ingerującą w strukturę żuźla [12,19].



Rys.28. Wpływ natężenia przepływu ciekłej stali podczas wymiany kadzi głównej na powierzchnię 'oka żuźlowego' [19]



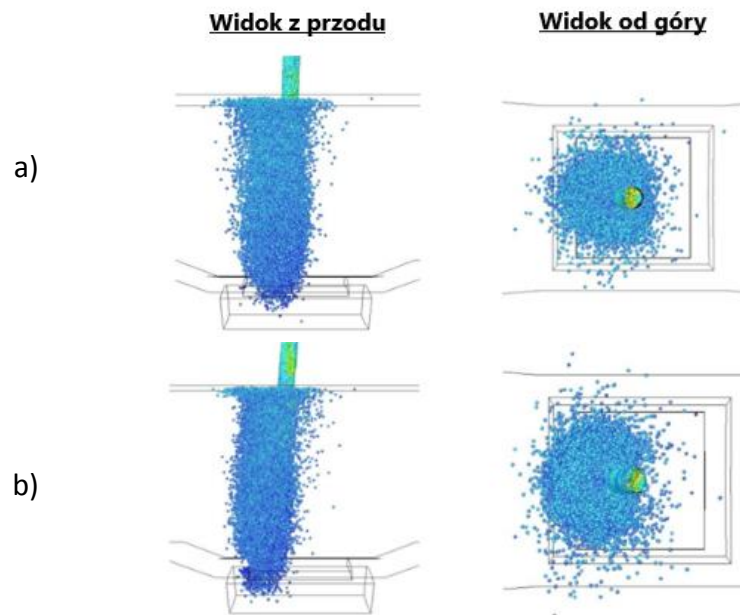
a)



b)

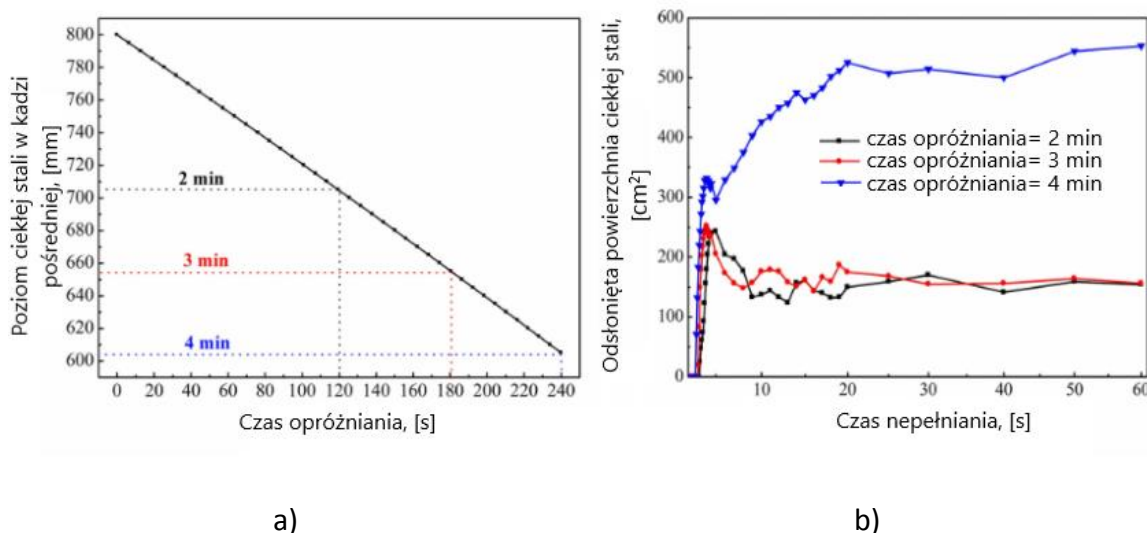
Rys.29. Wahania: a) poziomu ciekłej stali oraz b) powierzchni TOE, pod wpływem różnych wysokości umieszczenia wylewu osłonowego, podczas wymiany kadzi głównej [19]

Lokalizacja TOE jest zależna od poprawności umieszczenia wylewu osłonowego. Przyłączenie wylewu osłonowego do otworu umieszczonego w dnie kadzi stalowniczej krzywo, poza pionem, skutkuje odchyleniem strumienia zasilającego od pionu, co prowadzi do nieprawidłowego rozmieszczenia turbulencji, co może prowadzić do zmycia fazy żuźlowej, a nawet zwiększyć intensywność emulgowania żużla z ciekłą stalą, zwłaszcza podczas odlewania sekwencyjnego. Nawet mały kąt odchylenia, powoduje przesunięcie tworzących się turbulencji, a w efekcie i tworzącego się TOE (rys.30) [148]. Aby uniknąć tych nieprawidłowości korzysta się z manipulatorów hydraulicznych z czujnikami, które wskazują na kąt odchylenia wylewu od pionu. Wpływ na zwiększenie dyssypacji energii strumienia zasilającego ma również zanurzenie wylewu osłonowego na większą głębokość, co pozwala minimalizować ryzyko powstania TOE. Badania wykazały jednak, że w przypadku pięcio-wylewowej kadzi pośredniej zanurzenie na głębokość 0,22 m oraz 0,4 m podczas wymiany kadzi głównej może wpływać niekorzystnie na zmywanie fazy żuźlowej, dlatego ważne jest dostosowanie poziomu umieszczenia wylewu osłonowego do określonego rodzaju produkcji i parametrów odlewania. Dla pięcio-wylewowej kadzi pośredniej, wylew osłonowy powinien znajdować się na wysokości 0,31 m poniżej lustra ciekłej stali [10,19,148].



Rys.30. Wpływ przesunięcia wylewu osłonowego poza oś wzdłużną wylewu: a) 2°, b) 5° [148]

Zauważono, że na występowanie 'oka żuźlowego' oraz związane z nim rozmiary mają wpływ także parametry charakteryzujące żużel. Należą do nich: grubość, lepkość, a także napięcie międzyfazowe między ciekłym żużlem, a ciekłą stalą. Savolainen i wsp. [154] na podstawie przeprowadzonych badań na specjalnym modelu, na wodzie i oleju, odpowiadających ciekłej stali i żużlowi, wykazali, że zwiększenie gęstości oraz lepkości żużla, a także napięcia międzyfazowego między nim, a ciekłą stalą, obniża zdolność ciekłej stali do emulgowania fazy żuźlowej. Żużel o wysokiej lepkości zwiększa siły tarcia między wymienionymi fazami i powoduje silniejsze rozproszenie energii, kształtując mniejsze 'oko żuźlowe' [114]. Zaobserwowano również, że wzrost lepkości i grubości żużla oraz napięcia międzyfazowego powoduje zaciąganie kropel żużla o większych rozmiarach [154]. Zauważono, że redukcja lepkości żużla oraz redukcja napięcia międzyfazowego będzie sprzyjać porywaniu żużla [87,155]. Zwiększenie grubości żużla również powoduje zmniejszenie powierzchni tworzącego się TOE [113,128]. Zastosowanie wylewu prostego powoduje, że strumień zasilający uderza o dno kadzi pośredniej, wznosi się do góry i prowadzi do falowania powierzchni ciekłej stali. Przepływ wznoszący ciekłej stali ingeruje w żużel, a tworzące się wiry porywają go do objętości kadzi pośredniej [51]. Kolejnym czynnikiem wpływającym na powierzchnię ciekłej stali narażonej na kontakt z atmosferą jest czas trwania wymiany kadzi stalowniczej. Jego wydłużenie powoduje obniżanie się poziomu ciekłej stali, co sprzyja wystąpieniu ryzyka porwania żużla do wylewu zanurzeniowego. Badanie przeprowadzone przez Zhanga i współ. wykazały, że wydłużenie czasu wymiany kadzi głównej z 2 do 4 min, po 20 sekundach opróżniania kadzi pośredniej, skutkuje rozszerzeniem się powierzchni 'oka żuźlowego' o $\sim 370 \text{ cm}^2$ (rys.31) [19].



Rys.31. Wpływ czasu wymiany kadzi głównej na: a) poziom ciekłej stali, b) powierzchnię oka żuźlowego [19]

Istnieje kilka sposobów na ograniczenie występowania TOE. Działania te powinny mieć na celu m.in. zmniejszenie kinetycznej energii turbulencji ciekłej stali oraz zwiększenie rozproszenia energii strumienia zalewowego. Redukcja powierzchni tworzącego się 'oka żuźlowego' możliwa jest poprzez wprowadzanie argonu do kadzi pośredniej z natężeniem i rozmiarach pęcherzy dostosowanych do m.in. rodzaju stosowanej kadzi pośredniej, czy do natężenia ciekłej stali na wlewie. Kolejnymi sposobami na zmniejszenie ryzyka powstania TOE oraz emulgacji żuźła jest zastosowanie: inhibitora turbulencji, dostosowanego do danej kadzi pośredniej [19,158], wylewu osłonowego wirowego, dysypacyjnego lub próżniowego.

Badania przeprowadzone w pracy [145] wykazały, że zjawisko zmywanie fazy żuźlowej w kadzi pośredniej nie powinno być porównywane do tego występującego w kadzi głównej, ponieważ mechanizmy kształtowania się 'oka żuźlowego' są różne w zależności od urządzenia, w którym występują.

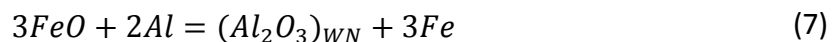
2.6. Formowanie wtrąceń niemetalicznych z udziałem fazy żuźlowej

Faza żuźłowa jest bardzo istotnym elementem funkcjonowania kadzi pośredniej. Jak już wcześniej wspomniano, chroni ciekłą stal przed stratami cieplnymi i wspomaga usuwanie wtrąceń niemetalicznych, ale również sama może być ich źródłem. Finalizacja odlewania ciekłej stali z kadzi głównej i kadzi pośredniej, podczas której może dojść do zaabsorbowania żuźła kadziowego, w momencie gdy poziom stali zbliża się do dna urządzenia oraz w wyniku działań niszczących wyłożenie ogniotrwałe prowadzi do powstawania 65-70% wtrąceń niemetalicznych obecnych w kadzi pośredniej [84]. 40% zanieczyszczeń (będących produktami utlenienia ciekłej stali) obecnych w ciekłej stali jest skutkiem utworzenia 'oka żuźlowego' pod wpływem

oddziaływania strumienia zalewowego, natomiast 30% wtrąceń pochodzi z emulgacji żuźla na skutek turbulencji [55]. Część WN może się także tworzyć na drodze reakcji składników ciekłej stali z fazą żuźlową, dlatego ważne jest dobranie żuźla o składzie i właściwościach, który wspomogę usuwanie WN z ciekłej stali, a jednocześnie zminimalizuje źródło powstawania nowych.

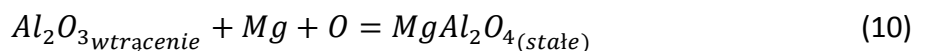
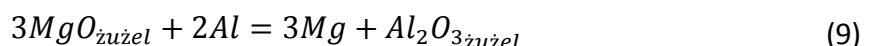
Ze względu na potrzebę uzyskania stali o jak najlepszej czystości, żużel pokrywający lustro ciekłej stali powinien być dobrany tak, by w jak największym stopniu absorbować wtrącenia niemetaliczne oraz chronić stal przed stratami cieplnymi. Unoszone przez ciekłą stal wtrącenia docierają do fazy żuźlowej, a następnie do niej przywierają. W kolejnym etapie powinny one zostać pochłonięte przez żużel, ponieważ brak ich absorpcji może spowodować ich oderwanie od powierzchni fazy i przedostanie się z powrotem do ciekłej stali, ponownie ją zanieczyszczając. Z tego powodu ważne jest, aby wtrącenia zostały rozpuszczone w żużlu najszybciej jak to możliwe. Na proces absorpcji wtrąceń wpływ mają: zwilżalność fazy żuźlowej oraz wysoki stopień rozpuszczenia WN w żużlu [157].

Faza żuźlowa, w skład której wchodzi tlenki, które łatwo ulegają rozpadowi, wykazuje niekorzystne działanie w postaci redukcji tych tlenków przez składniki zawarte w ciekłej stali. W ten sposób m.in. FeO redukowany jest przez Si, Ti czy Al, a MnO i SiO₂ redukowane przez Al (7-8) [132,158].



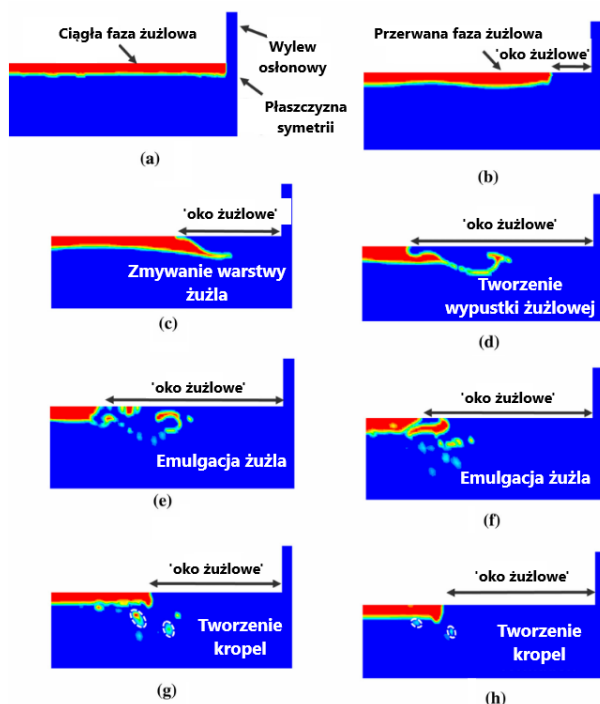
Zachodzące reakcje redukcji składników żuźla, a co ważniejsze zachodzące reakcje utlenienia składników stali prowadzą do powstania nowych wtrąceń niemetalicznych.

Szkodliwym aspektem związanym z użyciem żużli kwaśnych (a w szczególności łuski ryżowej) do ochrony ciekłej stali przed stratami cieplnymi, jest jej oddziaływanie na magnezjowe wyłożenie ogniotrwałe kadzi pośredniej, które może powodować korozję. Zjawisko to powoduje uszkodzenie wyłożenia, wprowadzając wtrącenia niemetaliczne do ciekłej stali oraz skracając czas użytkowania kadzi pośredniej. Żużel reagując z wyłożeniem ogniotrwałym kadzi powoduje przejście tlenku magnezu z wyłożenia do żuźla, w wyniku korozji. Następnie aktywny MgO wchodzi w reakcje wg poniższych reakcji (9-10), powodując utworzenie stałego wtrącenia typu spinel-MgAl₂O₄. Ilość związków tego typu obecnych w ciekłej stali wzrasta wraz z ilością łuski ryżowej, co jest efektem wzmożonej aktywności MgO w żużlu.



Badania dotyczące wpływu łuski ryżowej na zwiększanie ilości utlenianych składników ciekłej stali wskazały na zwiększenie ilości wtrąceń niemetalicznych obecnych w ciekłej stali wraz ze zwiększeniem ilości stosowanej łuski ryżowej [137].

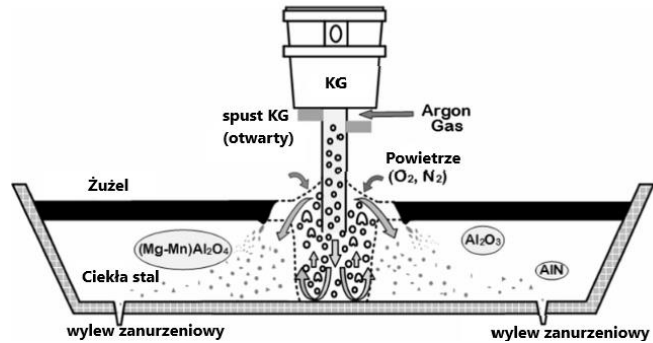
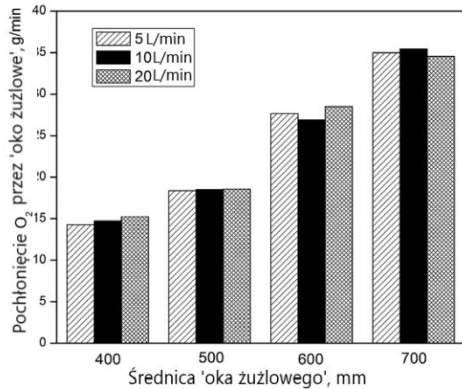
Na formowanie wtrąceń niemetalicznych w ciekłej stali wpływ mają nie tylko reakcje chemiczne zachodzące między składnikami żużła, powietrza i ciekłą stalą. Źródłem WN może być również zmywanie fazy żużlowej, co może doprowadzić do emulgacji jej cząstek przez ciekłą stal (rys.32).



Rys.32. Zachowania fazy żużlowej w dwu-wylewowej kadzi pośredniej pod wpływem działania argonu o natężeniu równym 20% natężenia masowego ciekłej stali: (a) $t=0$, (b) $t=0,4$ s, (c) $t=0,68$ s, (d) $t=1,2$ s, (e) $t=1,48$ s, (f) $t=2,2$ s, (g) $t=3,2$ s, i (h) $t=7$ s [87]

Kontakt ciekłej stali z powietrzem jest bardzo negatywnym zjawiskiem, prowadzącym do silnego zanieczyszczenia stali, w szczególności uwzględniając szkodliwy wpływ tlenu i azotu. Badania [18] wskazały wzrost ilości pochłoniętego do ciekłej stali tlenu wraz ze zwiększeniem powierzchni TOE (rys.33). Ze względu na powinowactwo składników stali tj. Fe, Al, Ti czy Mn do tlenu, następuje proces ich reoksydacji. W wyniku tego procesu chemicznego powstają następujące związki: Al_2O_3 , gliniany Ti czy MnO. Kolejnym pierwiastkiem obecnym w powietrzu powodującym duże szkody w ciekłej stali jest azot, który wchodząc w reakcję ze składnikami stali tworzy szkodliwe AlN, czy TiN. Powstają także związki kompleksowe: $MnAl_2O_4$, $MgAl_2O_4$, $Al_2O_3-TiO_x$ (rys.34). Wszystkie wymienione związki charakteryzują się wysoką twardością i wysoką temperaturą topnienia i nawet w temperaturze odlewania występują w stanie stałym. Posiadają kształt dendrytyczny lub przybierają postać klasterów przez co wykazują łatwość do przywierania do ścian kadzi czy wylewu

zanurzeniowego. W efekcie może to doprowadzić do m.in. zarośnięcia wylewu zanurzeniowego i przzerwania struktury wlewka ciągłego. Utworzone endogeniczne wtrącenia niemetaliczne mogą przedostać się także do stali krzepnącej w krystalizatorze, zanieczyszczając produkt końcowy. Odlany wlewek posiada dużo niższą jakość, a skutki obecności WN w jego strukturze mogą spowodować wystąpienie wad wlewka [18,87].



Rys. 33. Wpływ rozmiarów TOE na ilość zaabsorbowanego tlenu, w zależności od natężenia masowego argonu wprowadzanego do kadzi pośredniej [18]

Rys.34. Wtrącenia niemetaliczne obecne w stali w wyniku utworzenia 'oka żuźlowego' [87]

2.7. Kryteria podobieństwa dla przepływów jednofazowych i wielofazowych-modelowanie fizyczne

Badania eksperymentalne przeprowadzane są na pełnowymiarowych lub wykonanych w odpowiedniej skali modelach. Pozwalają zazwyczaj odwzorować warunki izotermiczne, bez uwzględniania strat cieplnych na ścianach urządzenia i stanowią cenne źródło uzupełniające wyniki uzyskane podczas symulacji matematycznych. Dzięki nim można analizować zarówno zachowanie ciekłej stali w stanie stabilnym, jak i podczas etapu wymiany kadzi stalowniczej. Wykonanie badań eksperymentalnych wymaga zastosowania modelu odzwierciedlającego warunki przemysłowe, co wiąże się z zastosowaniem odpowiednich kryteriów podobieństwa. Pierwszym parametrem pozwalającym na zbudowanie modelu odpowiadającego konstrukcji pełnowymiarowej kadzi pośredniej, jest zastosowanie podobieństwa geometrycznego, gdzie wymiary geometryczne modelu są odpowiadającymi wymiarami obiektu przemysłowego wykonanymi w odpowiedniej skali (11):

$$L_m = \lambda L_p \quad (11)$$

Ze względu na fakt, iż lepkość kinematyczna ciekłej stali w temperaturze odlewania (~1600°C) odpowiada lepkości kinematycznej wody w temperaturze pokojowej, możliwe jest przeprowadzenie badań na modelu wodnym, bez dodatkowej

ingerencji w nadanie temu medium odpowiedniej temperatury. W ten sposób spełniane jest podobieństwo kinematyczne.

Kolejnym kryterium podobieństwa jest podobieństwo dynamiczne. Uwzględnia ono główne siły działające na cząstki ciekłej stali, zarówno w modelu jak i w obiekcie rzeczywistym, pozwalając odwzorować rzeczywisty przepływ w kadzi pośredniej. Do takich sił należą m.in. siły bezwładności (F_b) (12), lepkości (F_η) (13) oraz siły grawitacji (F_g) (14), a korelacje zachodzące między wymienionymi siłami, znane są pod nazwą liczb kryterialnych, tj. liczba Re (Reynoldsa), Fr (Frouda) czy We (Webera).

$$F_b = \rho u^2 L^2 \quad (12)$$

$$F_\eta = \eta u L \quad (13)$$

$$F_g = \rho g L^3 \quad (14)$$

Ich działanie w odpowiednim miejscu i czasie powinno spełniać następującą zależność (15):

$$\frac{F_{b,m}}{F_{b,p}} = \frac{F_{\eta,m}}{F_{\eta,p}} = \frac{F_{g,m}}{F_{g,p}} = const. \quad (15)$$

Spełnienie kryterium dynamicznego uwzględniającego skalę liniową modelu wymaga zastosowania prędkości (u) (16), czasu (t) (17), objętości (V) (18) i objętościowego natężenia przepływu (Q) (19) dopasowanego do wybranej skali modelu. W rezultacie zastosowania wymienionych zależności możliwe jest odwzorowanie hydrodynamiki przepływu ciekłej stali w kadzi pośredniej [88].

$$u_m = \sqrt{\lambda} u_p \quad (16)$$

$$t_m = \sqrt{\lambda} t_p \quad (17)$$

$$V_m = \lambda^3 V_p \quad (18)$$

$$Q_m = \lambda^{2,5} Q_p \quad (19)$$

Modelowanie fizyczne przepływów jednofazowych w przypadku ciekłej stali na modelu wodnym podporządkowane jest równoczesnemu spełnieniu podobieństwa liczby Re i Fr. Jednakże możliwe jest to jedynie przy zastosowaniu skali modelu równej 1, dlatego też stosowanie mniejszej skali wymaga zastosowania tylko jednej z wymienionych liczb. Na ogół, do wykonania badań na modelu wodnym uznaje się liczbę Frouda (20-21), uwzględniającą w swoim równaniu prędkość [159]. Natomiast liczba Reynoldsa uwzględniana jest w modelach charakteryzujących się przepływem

laminarnym. Ze względu na fakt iż kadź pośrednia cechuje się przepływem turbulentnym liczba Re pomijana jest w badaniach na modelu wodnym [88].

$$Fr = \frac{F_b}{F_g} \quad (20)$$

$$\left(\frac{u^2}{gL}\right)_{model} = \left(\frac{u^2}{gL}\right)_{prototyp} \quad (21)$$

Liczba Reynoldsa charakteryzuje stosunek sił bezwładności, do sił lepkości (22-23):

$$Re = \frac{F_b}{F_\eta} \quad (22)$$

$$\left(\frac{\rho u L}{\eta}\right)_{model} = \left(\frac{\rho u L}{\eta}\right)_{prototyp} \quad (23)$$

Modelowanie fizyczne przepływów wielofazowych jest złożonym zadaniem, które wymaga brania pod uwagę nie tylko liczby Frouda i Reynoldsa. Z tego powodu ważne jest ustalenie zagadnienia, którego ma dotyczyć badanie, a tym samym uściślenie, które parametry będą w nim odgrywać kluczową rolę. Często analizowanym, w badaniach laboratoryjnych zagadnieniem jest zachowanie pęcherzy gazowych wprowadzanych do kadzi pośredniej. Przeprowadzenie takiej analizy wymaga dodatkowego uwzględnienia dwóch liczb kryterialnych: liczby Mo (Mortona) i Eo (Eötvösa).

Liczba Mo (Mortona) uwzględnia wpływ siły grawitacji, lepkości, napięcia powierzchniowego oraz bezwładności (24) [160]:

$$Mo = \frac{F_g}{\left(\frac{F_{np}}{F_\eta}\right)^3 \frac{F_b^2}{F_\eta}} = \frac{g\eta^4}{\rho\sigma_p^3} \quad (24)$$

Natomiast liczba Eo (Eötvösa) opisuje zjawiska dyspersji i charakteryzowana jest przez siły grawitacji i siły napięcia powierzchniowego (25) [160]:

$$Eo = \frac{F_g}{F_{np}} = \frac{\rho L^2 g}{\sigma_p} \quad (25)$$

W analizie modeli wielofazowych kryterium brany pod uwagę jest również liczba We, a użyte składowe dotyczą faz uwzględnionych w prowadzonym badaniu. W przypadku analizy wpływu pęcherzy gazowych na zachowanie ciekłej stali, liczba Webera uwzględnia napięcie powierzchniowe ciekłej stali. Jednakże badanie zachowania fazy żuźlowej pod wpływem przepływu ciekłej stali (biorąc pod uwagę występujące nad powierzchnią żuźła powietrze), kieruje swoją uwagę na fluktuacje ciekłej stali, co wiąże się z uwzględnieniem napięcia występującego na granicy

międzyfazowej ciekła stal-ciekły żużel oraz dodatkowo napięcia na granicy ciekła stal-powietrze. Możliwe jest obliczenie liczby We na kilka sposobów. W pierwszym z nich pod uwagę brane są parametry tylko cięższej fazy (v, ρ) oraz napięcie międzyfazowe występujące między dwoma fazami (σ_m) (26) [153,161]:

$$We = \frac{u_{cięższej\ fazy}^2 L \rho_{cięższej\ fazy}}{\sigma_m} \quad (26)$$

Poniższy wzór natomiast, uwzględnia występowanie w modelu/ prototypie dwóch faz, dlatego też we wzorze występują gęstości fazy cięższej i lżejszej (ciekłej stali/wody, żużla/oleju) (27) [19,75-76,162]:

$$We = \frac{u_{cięższej\ fazy}^2 \rho_{cięższej\ fazy}}{[\sigma_m g (\rho_{cięższej\ fazy} - \rho_{lżejszej\ fazy})]^{1/2}} \quad (27)$$

Jedną z liczb kryterialnych uwzględnianych w modelowaniu fazy żużlowej jest liczba Bonda (Bo). Wyraża ona stosunek sił grawitacji lub wyporu do napięcia powierzchniowego (28) [159]:

$$Bo = \frac{\rho g L^2}{\sigma_p} \quad (28)$$

Wg pracy [162] najważniejszymi liczbami kryterialnymi opisującymi przepływ w urządzeniu takim jak np. kadź pośrednia, są liczby Frouda i Reynoldsa. Dodatkowo analiza zjawisk powierzchniowych powinna uwzględniać liczbę Webera. Spełnienie skali podobieństwa między modelem, a prototypem kadzi pośredniej możliwe jest przy zastosowaniu wzoru (29). Wg niego każda ciecz może być użyta do symulacji przepływu innej cieczy, pod warunkiem uwzględnienia wymienionej zależności, pod warunkiem że płyny te są Newtonowskie i nieściśliwe. Zastosowanie modelu pomniejszonego, spełniającego kryteria Fr i Re jest możliwe przy użyciu cieczy o niższej lepkości kinematycznej (rys.35).

$$\lambda_{FR} = \left(\frac{v_m}{v_p} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (29)$$

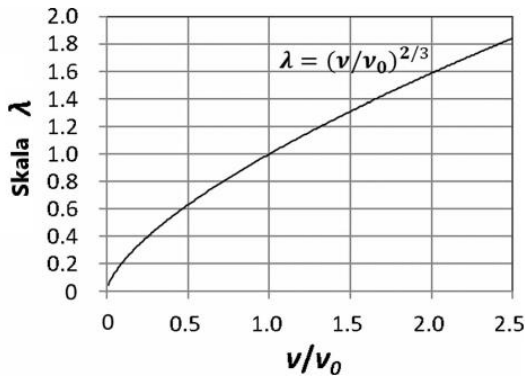
W pracy [161] stwierdzono również, że każdy płyn można zastąpić w modelu inną cieczą pod warunkiem jednoczesnego spełnienia kryterium Fr i We (30) oraz w przypadku, gdy ciecz ta jest nieściśliwa (rys.36):

$$\lambda_{FW} = \left(\frac{l_m}{l_p} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (30)$$

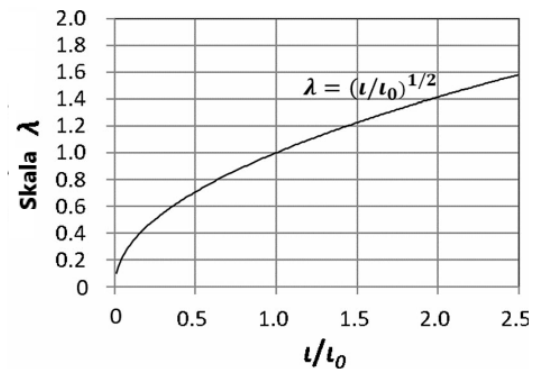
$$l = \frac{\sigma_p}{\rho} \quad (31)$$

Uwzględnienie podobieństwa wszystkich trzech liczb skutkuje uzyskaniem następującej zależności (32) [161]:

$$\frac{l_m^{1/2}}{v_m^{2/3}} = \frac{l_p^{1/2}}{v_p^{2/3}} \quad (32)$$



Rys.35. Zależność skali modelu dla spełnienia warunków podobieństwa dla liczby Fr i Re [161]



Rys.36. Zależność skali modelu dla spełnienia warunków podobieństwa dla liczby Fr i We [161]

Jak zaobserwowano na rysunku 37, jednoczesne spełnienie kryteriów Reynoldsa, Frouda i Webera, dla wyboru medium imitującego ciekłą stal wymaga użycia miedzi o temperaturze 1125°C, cyny o temperaturze 280°C lub bizmutu o temperaturze 320°C. Natomiast, media imitujące żużel (oleje silikonowe) posiadają temperaturę zbliżoną do temperatury otoczenia. W związku z tym niemożliwe jest wykonanie symulacji wielofazowych na modelu, który spełniałby kryteria Re, Fr i We zarówno dla ciekłej stali, jak i dla żużla. Z tego względu do autora pracy badawczej należy określenie jakie zjawisko ma być badane i jakie parametry warunkują zajście zjawiska, w związku z czym na tej podstawie określone są kryteria podobieństwa, dzięki którym możliwe jest określenie warunków przeprowadzanych badań. W celu przeprowadzenia analizy interakcji faz ciągłych ciekła stal-żużel na granicy międzyfazowej na układzie wielofazowym jako medium imitujące ciekłą stal, najczęściej typuje się wodę (tak jak w układzie jednofazowym, ze względu na podobieństwo Frouda), natomiast biorąc pod uwagę kryterium Webera (istotne w wymienionej analizie) uwzględniające gęstość dwóch analizowanych faz oraz napięcie międzyfazowe, do przeprowadzenia badań w temperaturze otoczenia najlepszym medium imitującym żużel jest wybór nafty kosmetycznej [163]. Pomimo, iż w pracy [164] określono, że interakcje układu woda-olej są dużo silniejsze niż w układzie ciekła stal-żużel ze względu na mniejszą różnicę gęstości wymienionych faz

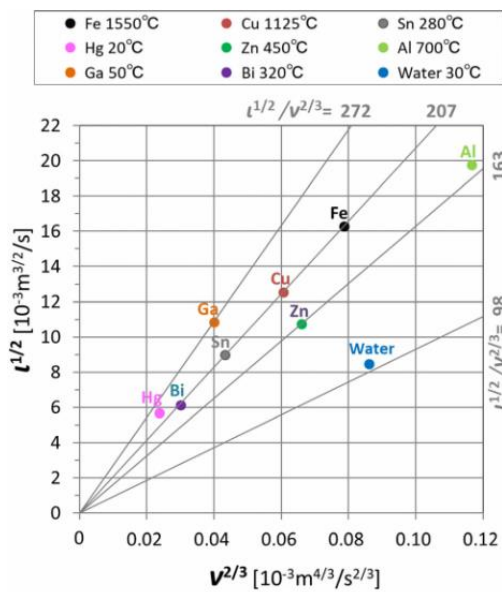
ciągłych $\left(\rho_{olej} / \rho_{woda} = 0,79; \rho_{żużel} / \rho_{stal} = 0,39 \right)$, zastosowanie wymienionych mediów imitujących fazy występujące w rzeczywistych warunkach laboratoryjnych pozwala określić mechanizmy zmywania fazy żużlowej zachodzące w analizowanych urządzeniach. Analizując przepływy turbulентne występujące w kadzi pośredniej należy uwzględnić podobieństwo ruchu płynów między sobą, a mianowicie ruch ciekłej stali/wody oraz żużła/oleju poprzez uwzględnienie stosunku lepkości kinematycznych między wymienionymi fazami (33) [162]:

$$\frac{v_{\text{żużel}}}{v_{\text{ciekła stal}}} = \frac{v_{olej}}{v_{woda}} \quad (33)$$

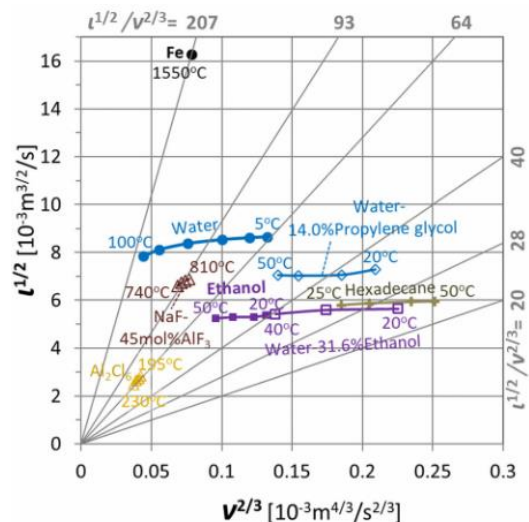
Istotnym parametrem opisującym przepływy wielofazowe jest również liczba Capillarna (Ca) (34), a zwłaszcza krytyczna liczba Capillarna (Ca^*) (35). Pozwala ona określić prędkość ciekłej stali w pobliżu granicy międzyfazowej, która spowoduje oderwanie kropli żużła od całej fazy [155-156].

$$Ca = \frac{u_{\text{ciekła stal}} \cdot \eta_{\text{ciekła stal}}}{\sigma} \quad (34)$$

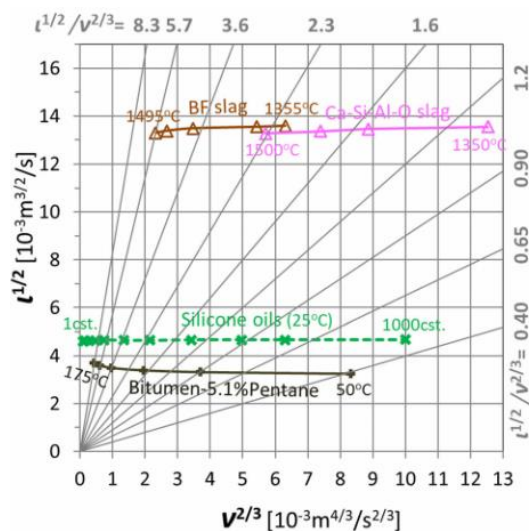
$$Ca^* = \frac{u_{\text{kryt.ciekła stal}} \cdot \eta_{\text{ciekła stal}}}{\sigma} \quad (35)$$



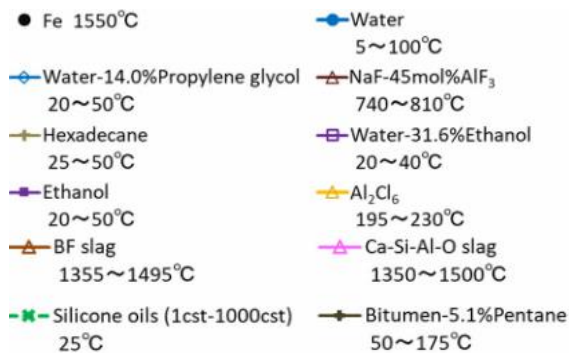
a)



b)



c)

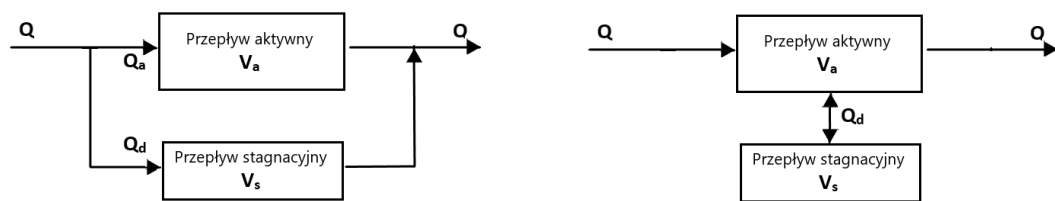


Rys.37. Właściwości fizyczne: a) różnych rodzajów cieczy, b) różnych rodzajów cieczy (skupione na węższym zakresie parametru ν ; c) różnych rodzajów cieczy (skupione na szerszym zakresie parametru ν , dla spełnienia kryteriów Re , Fr i We [161]

2.8. Krzywa czasu przebywania jako narzędzie oceny struktury hydrodynamicznej w kadzi pośredniej

Jedną z metod badawczych stosowanych m.in. do analizy struktury hydrodynamicznej w kadzi pośredniej, jest użycie znacznika, wprowadzanego do kadzi pośredniej w postaci impulsu. Odczytywanie jego stężenia na wylewie do krystalizatora pozwala wykreślić krzywą RTD (*Residence Time Distribution*) typu E, na podstawie której możliwe jest określenie zachowania ciekłej stali przepływającej przez kadź pośrednią. W celu analizy krzywej RTD zastosowanie znalazł model kombinowany

zaproponowany przez Sahai'a i Emi'ego [165], pozwalający na określenie zachowania ciekłej stali w kadzi pośredniej. Zakłada on współistnienie w kadzi trzech przepływów: tłokowego i idealnego mieszania (charakteryzujących przepływ aktywny) oraz przepływu stagnacyjnego. Przepływ tłokowy (*Plug volume- V_p*) jest przepływem, w którym cząstki ciekłej stali posiadają równy czas pobytu w kadzi pośredniej (odpowiadający średniemu czasowi przebywania ciekłej stali w urządzeniu). Przepływ idealnego mieszania (*Ideal-mixing volume- V_m*) jest przepływem charakteryzującym maksymalne wymieszanie ciekłej stali w kadzi pośredniej. Sprzyja mieszanii ciekłej stali, ujednorodniając m.in. rozkład dodatku stopowego w ciekłej stali oraz ujednorodniając temperaturę w kadzi pośredniej. Jednocześnie wydłuża czas trwania strefy przejściowej podczas odlewania sekwencyjnego ciekłej stali. Przepływ stagnacyjny (*Stagnant Volume- V_s*) określany jest jako przepływ, w którym następuje nieustanna wymiana ciekłej stali między regionem aktywnym, a stagnacyjnym której elementy poruszają się z bardzo niewielką prędkością. Ten rodzaj przepływu może prowadzić do uzyskania strat ciepłych ciekłej stali, oraz ograniczać flotację wtrąceń niemetalicznych [165] (rys.38).



Rys.38. Schemat przepływów w modelu kombinowanym [166]

Obliczenia poszczególnych rodzajów przepływu dokonuje się na podstawie następujących wzorów (36-41) [88,165-166]:

$$\theta = \frac{t}{\bar{t}} \quad (36)$$

$$\frac{Q_a}{Q} = \sum_{\theta=0}^2 C_i \Delta\theta \quad (37)$$

$$\bar{\theta}_c = \frac{\sum_{\theta=0}^2 C_i \theta_i}{\sum_{\theta=0}^2 C_i} \quad (38)$$

$$\frac{V_s}{V} = 1 - \frac{Q_a}{Q} \bar{\theta}_c \quad (39)$$

$$\frac{V_p}{V} = \frac{(\theta_{\min} + \theta_{\max})}{2} \quad (40)$$

$$\frac{V_m}{V} = 1 - \frac{V_s}{V} - \frac{V_p}{V} \quad (41)$$

Natomiast, wprowadzenie znacznika skokowo skutkuje otrzymaniem krzywej RTD typu F. Na jej podstawie również możliwe jest określenie udziału poszczególnych przepływów charakteryzujących daną hydrodynamikę ciekłej stali. Krzywa o dominującym przepływie idealnego mieszania cechuje się równomiernym rozkład stężenia znacznika w czasie. W przepływie tłokowym krzywa jest bardziej pionowa, natomiast przepływ stagnacyjny odzwierciedlony jest na krzywej w postaci dłuższego czasu potrzebnego na uzyskanie składu chemicznego nowego gatunku stali. Ponadto, na podstawie krzywej RTD typu F możliwe jest wyznaczenie zakresu trwania strefy przejściowej, czyli czasu podczas którego odlewana jest ciekła stal cechująca się składem chemicznym pośrednim między dwoma gatunkami stali odlewanych po sobie w trakcie odlewania sekwencyjnego. Za zakres trwania strefy przejściowej uznawane są różne przedziały czasu bezwymiarowego (w zależności od odlewanej stali), m.in. $0,1 \div 0,9$, czy $0,2 \div 0,8$. Na podstawie analizy przeprowadzonej w pracy [167], określono, że strefa przejściowa zawierała się w przedziale $0,2-0,8$ stężenia bezwymiarowego. Wyliczenie stężenia bezwymiarowego przedstawianego w krzywej RTD typu F odbywa się na podstawie następującego wzoru (42):

$$F = \frac{C_t - C_0}{C_\infty - C_0} \quad (42)$$

2.9. Podsumowanie części literaturowej

Przegląd literatury wykazał, że strumień zasilający jest czynnikiem, który wywiera istotny wpływ na działanie kadzi pośredniej. Wpływający do kadzi pośredniej strumień ciekłej stali ewoluuje, formując hydrodynamikę nie tylko w obszarze zalewowym, ale także w całej objętości urządzenia. Ponadto strumień zasilający może przyczyniać się do występowania niekorzystnych interakcji ciekłej stali z żużlem, co może prowadzić do porywania cząstek żużla do kadzi pośredniej, zmywania warstwy żużla z ciekłej stali i narażenia ciekłej stali na kontakt z atmosferą. Ze względu na wymienione aspekty bardzo ważna jest kontrola jego zachowania w celu uzyskania hydrodynamiki ciekłej stali o jak największym udziale przepływu aktywnego, a zwłaszcza przepływu tłokowego, jak również hydrodynamiki zwiększającej efektywność usuwania wtrąceń niemetalicznych. Natomiast interakcja faz ciągłych ciekła stal-żużel, powinna być w jak największym stopniu ograniczona, tak by nie powodować występowania niekorzystnych zjawisk prowadzących do powstawania nowych wtrąceń niemetalicznych. W celu uzyskania wymienionych założeń zabudowa przestrzeni roboczej kadzi pośredniej może być poddawana modyfikacji za pomocą urządzeń sterujących przepływem, takich jak przegrody czy inhibitory turbulencji. Przykładowo, zastosowanie inhibitora turbulencji sprzyja redukcji energii strumienia zasilającego, co minimalizuje ryzyko zmywania żużla występującego w tej strefie.

Dodatkowo, użycie przegrody przelewowej, kieruje ciekłą stal ku górze wpływając korzystnie na usuwanie wtrąceń niemetalicznych. Zachowanie strumienia zasilającego kadzi pośrednią kontrolowane może być również za pomocą wylewu osłonowego. Do najpopularniejszych jego modyfikacji należą wylew trąbkowy, wirowy oraz dysypacyjny. Modyfikacje te pozwalają uzyskać podobne efekty jak w wyniku użycia wymienionych wyżej urządzeń. Jak do tej pory najbardziej pozytywne działanie wykazał wylew próżniowy, co w przeciwieństwie do wymienionych powyżej rodzajów wylewów, redukuje powstawanie 'oka żuźlowego' do zera, powodującego wprowadzenie do stali wtrąceń niemetalicznych, które utrudniają przeprowadzenie procesu ciągłego odlewania oraz obniżają jakość odlewane go wlewka ciągłego. Oznacza to, że możliwe jest zastąpienie popularnych USP, wylewem osłonowym o zmodyfikowanej konstrukcji. Analiza dostępnych materiałów wykazała, że stale poszukuje się nowoczesnego wylewu osłonowego, który zastąpiłby inne USP i spełniałby wiele wymagań stawianych przed nim w celu poprawy działania kadzi pośredniej. Oznacza to, że wpływałby na zwiększenie przepływu tłokowego, jednocześnie zmniejszając udział przepływu stagnacyjnego, zapewniałby dobrą homogenizację chemiczną i cieplną ciekłej stali, ułatwiałby usuwanie wtrąceń niemetalicznych za pomocą żuźła, a w szczególności, minimalizowałby szkodliwą interakcję strumienia zalewowego z żużlem. Do tej pory głównie proponowano wylewy o jednym otworze wylewowym do ciekłej stali, które wyhamowując strumień zasilający, aktywizują przepływ w całej kadzi pośredniej i ograniczają interakcję ciekłej stali z pokrywającym je żużlem. Dlatego w niniejszej pracy podjęto badania dotyczące zastosowania wylewu wielootworowego, który rozdzielając główny strumień stali wpłynąłby korzystnie na funkcjonowanie kadzi pośredniej.

3. Część doświadczalna

3.1. Cel i teza pracy

Na podstawie przeprowadzonej analizy opublikowanych dotychczas prac i artykułów badawczych opracowano następującą tezę pracy, której potwierdzenia podjęto się w niniejszej pracy doktorskiej:

Wylew osłonowy kadzi głównej wyposażony w głowicę z więcej niż jednym otworem wylewowym stymuluje strumień ciekłej stali zasilający każdą pośrednią, ograniczając objętość przepływu stagnacyjnego w jej przestrzeni roboczej i zapewniając interakcję faz ciągłych minimalizującą zjawisko zmywania fazy żuźlowej z fazy metalicznej podczas ciągłego odlewania stali.

Celem pracy była analiza fizyczna i numeryczna procesu interakcji faz ciągłych (stal, żużel, powietrze) współistniejących w trakcie ciągłego odlewania ciekłej stali w kadzi pośredniej. W ramach realizowanej pracy doktorskiej opracowano korelacje pomiędzy zachowaniem się fazy żuźlowej, a strukturą hydrodynamiczną formującą się w strefie zalewania kadzi pośredniej, wskutek zastosowania innowacyjnego wylewu osłonowego. Podjęto się również oceny wpływu zaprojektowanego wylewu osłonowego pod kątem jego uniwersalności zastosowania w kadzicach pośrednich o różnym kształcie i tonażu oraz przy odmiennych warunkach odlewania.

W ramach pracy zbadano wpływ 5 wielootworowych konstrukcji wylewu osłonowego, zanurzanych na głębokość 0,1 i 0,4 m w ciekłej stali, na przepływ ciekłej stali oraz zachowanie powierzchni międzyfazowej ciekła stal-żużel-powietrze w kadzi jedno i dwu-wylewowej służącej do odlewania wlewków płaskich. Realizacja planu badań uwzględniała wykonanie symulacji numerycznych na modelu jedno- i wielofazowym kadzi pośrednich. Następnie badania komputerowe poddane zostały weryfikacji za pomocą badań eksperymentalnych przeprowadzonych na modelach wodnych, biorąc pod uwagę odpowiednią skalę modelu.

Wybór najkorzystniej działających konstrukcji wylewu osłonowego, polegał na spełnieniu poniższych zadań:

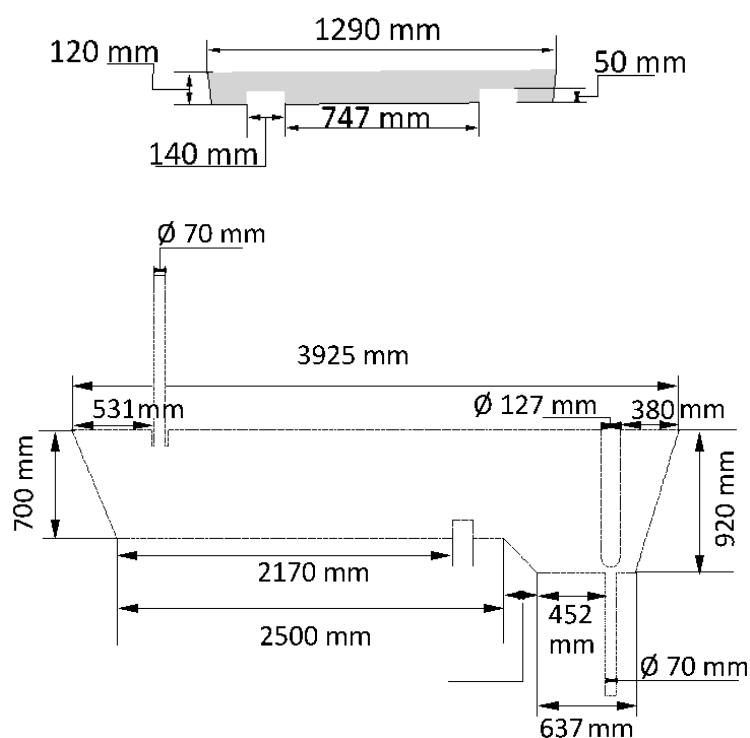
- Obniżenie procentowego udziału przepływu stagnacyjnego;
- Zmniejszenie powierzchni tworzącego się 'oka żuźlowego'.

3.2. Charakterystyka badanego obiektu

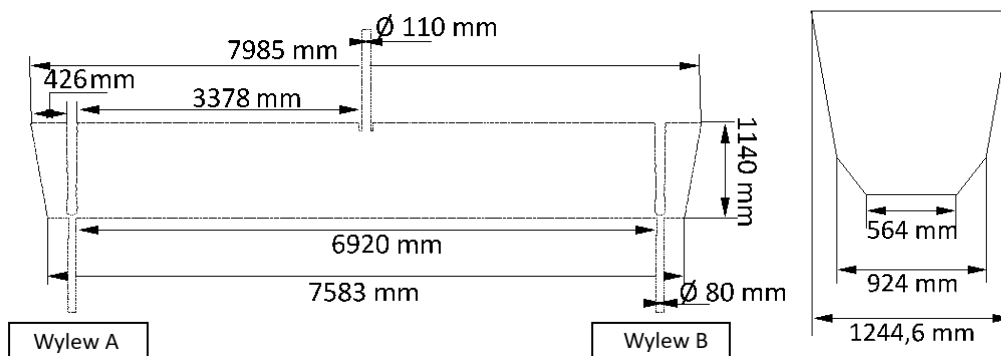
3.2.1. Charakterystyka kadzi pośrednich

W przedstawionej pracy doktorskiej analizowano dwie kadzie pośrednie służące do odlewania wlewków płaskich. Pierwsza kadź pośrednia jest kadzicą o budowie klina rozszerzającego się w kierunku strefy wylewowej. Wyposażona jest w jeden wylew zanurzeniowy umieszczony w części urządzenia o obniżonym dnie. Przed dnem obniżającym się w kierunku wylewu znajduje się niska przegroda przelewowa

o wysokości 0,12 m z umieszczonymi w niej dwoma oknami przelewowymi o wymiarach 0,14×0,05 m. Jej zadaniem jest wyhamowanie strumienia ciekłej stali płynącego wzdłuż dna kadzi w momencie rozpoczęcia sekwencji odlewania. Konstrukcja kadzi o obniżonym dnie w części wylewowej ogranicza ryzyko zassania żużla do krystalizatora. Nad wylewem zanurzeniowym umieszczona jest zatyczka, a kontrola prędkości odlewania do krystalizatora odbywa się za pomocą regulacji wysokości jej położenia. Wewnątrz zatyczki znajduje się dysza wprowadzająca argon do wylewu do krystalizatora. Wymieniona kadź pośrednia stanowi jedno z urządzeń stosowanych w jednej z hut na terenie kraju, w których odlewane są m.in. wlewki płaskie o wymiarach 1,5×0,225 m. Prędkość odlewania wynosi zazwyczaj 0,015 m/s i jest zależna od składu chemicznego odlewanej stali, jej temperatury w kadzi głównej oraz formatu odlewanej wlewki ciągłego. Pojemność nominalna kadzi wynosi 30 000 kg. Stosowany wylew osłonowy charakteryzuje się średnicą wewnętrzną 0,07 m, a prędkość ciekłej stali na wlewie regulowana jest za pomocą zamknięcia suwakowego. Dodatkowo, w warunkach przemysłowych kadź pośrednia wyposażona jest w podstrumieniowy regulator turbulencji wyhamowujący strumień zasilający urządzenie. Jednakże, analizowana w pracy kadź pośrednia pozbawiona jest tego urządzenia sterującego przepływem. Wysokość poziomu ciekłej stali w warunkach stacjonarnych odlewania wynosi 0,7 do 0,92 m w zależności od miejsca kadzi, w wyniku czego objętość kadzi pośredniej napełnioną ciekłą stalą w wymienionych warunkach wynosi około 22 000 kg. Po napełnieniu urządzenia ciekłą stalą i zanurzeniu wylewu osłonowego w ciekłej stali następuje pokrycie lustra stali zasypką żużlową. Drugą analizowaną kadzią pośrednią jest dwu-wylewowa kadź pośrednia typu korytowego, w której przepływ stali do krystalizatora regulowany jest za pomocą zatyczki. Nominalna pojemność urządzenia w warunkach przemysłowych wynosi 75 000 kg. Wysokość poziomu ciekłej stali w kadzi dwu-wylewowej wynosi 1,14 m. Odlewane wlewki ciągłe posiadają takie same wymiary jak w kadzi jedno-wylewowej, natomiast prędkość odlewania wynosi 0,023 m/s. Średnica wewnętrzna wylewu osłonowego jest równa 0,11 m. Wymiary obu kadzi pośrednich podane zostały na rysunkach 39 i 40.



Rys.39. Wymiary jedno-wylewowej kadzi pośredniej

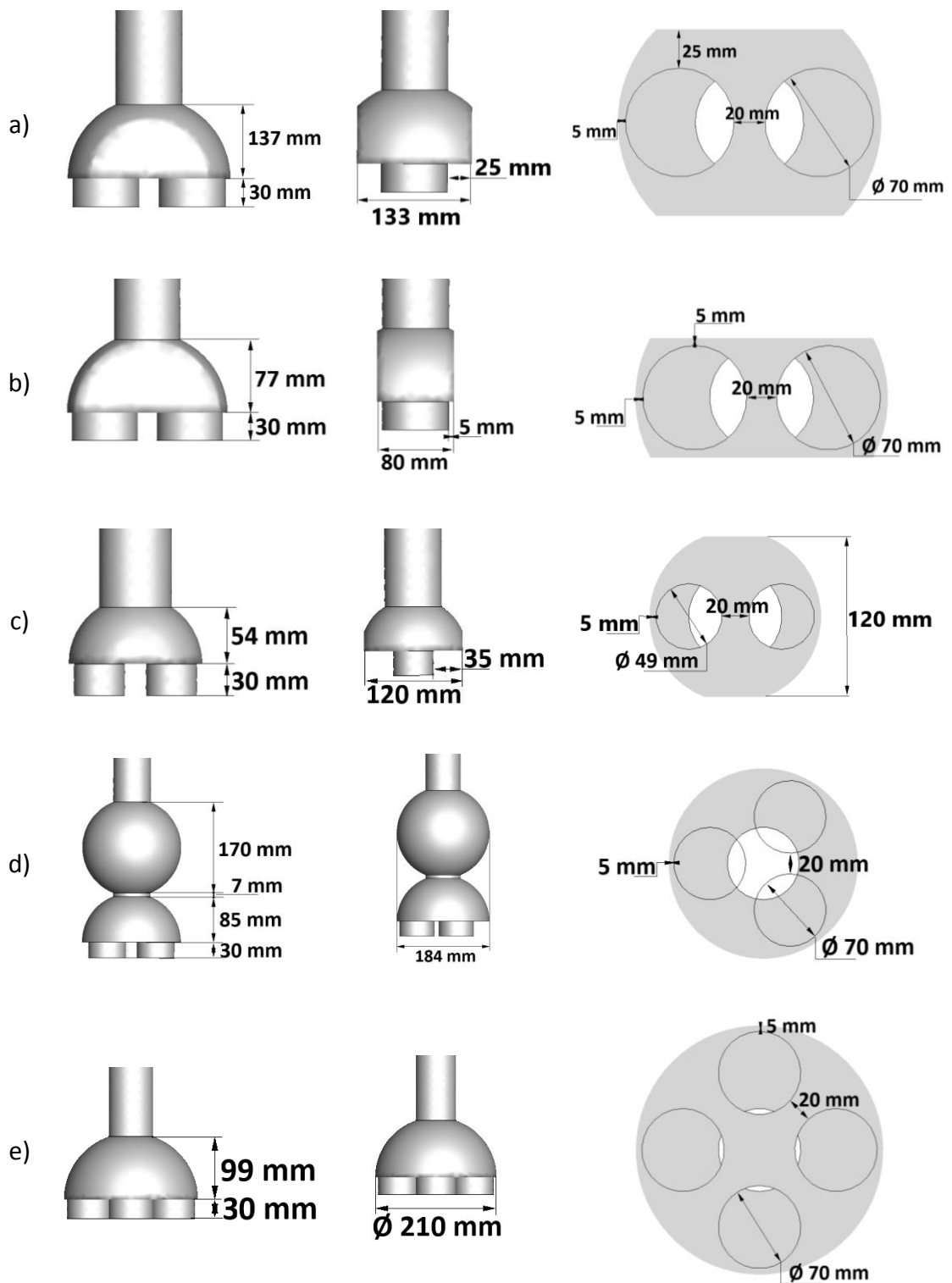


Rys.40. Wymiary dwu-wylewowej kadzi pośredniej

3.2.2. Charakterystyka wylewów osłonowych

W ramach pracy zaprojektowano 5 konstrukcji wylewu osłonowego, który pozwoliłby na poprawę przyływu ciekłej stali przez kadź pośrednią, a mianowicie zwiększyłby udział przepływu aktywnego (w szczególności przepływu tłokowego). Oprócz poprawy hydrodynamiki przepływu, zadaniem postawionym przed wylewami było ograniczenie zmywania powierzchni żużla. Modyfikacja wylewów osłonowych polegała na aplikacji na jej dolnym końcu głowicy o kształcie kopuły, w której znajdowały się otwory w ilości 2-4. Średnica kopuły dostosowywana była do ilości otworów. Przedstawione wylewy testowano na głębokości zanurzenia 0,1 i 0,4 m (zanurzenie płytsze i głębsze) w obu kadziach pośrednich. Wylewy osłonowe 1 i 2

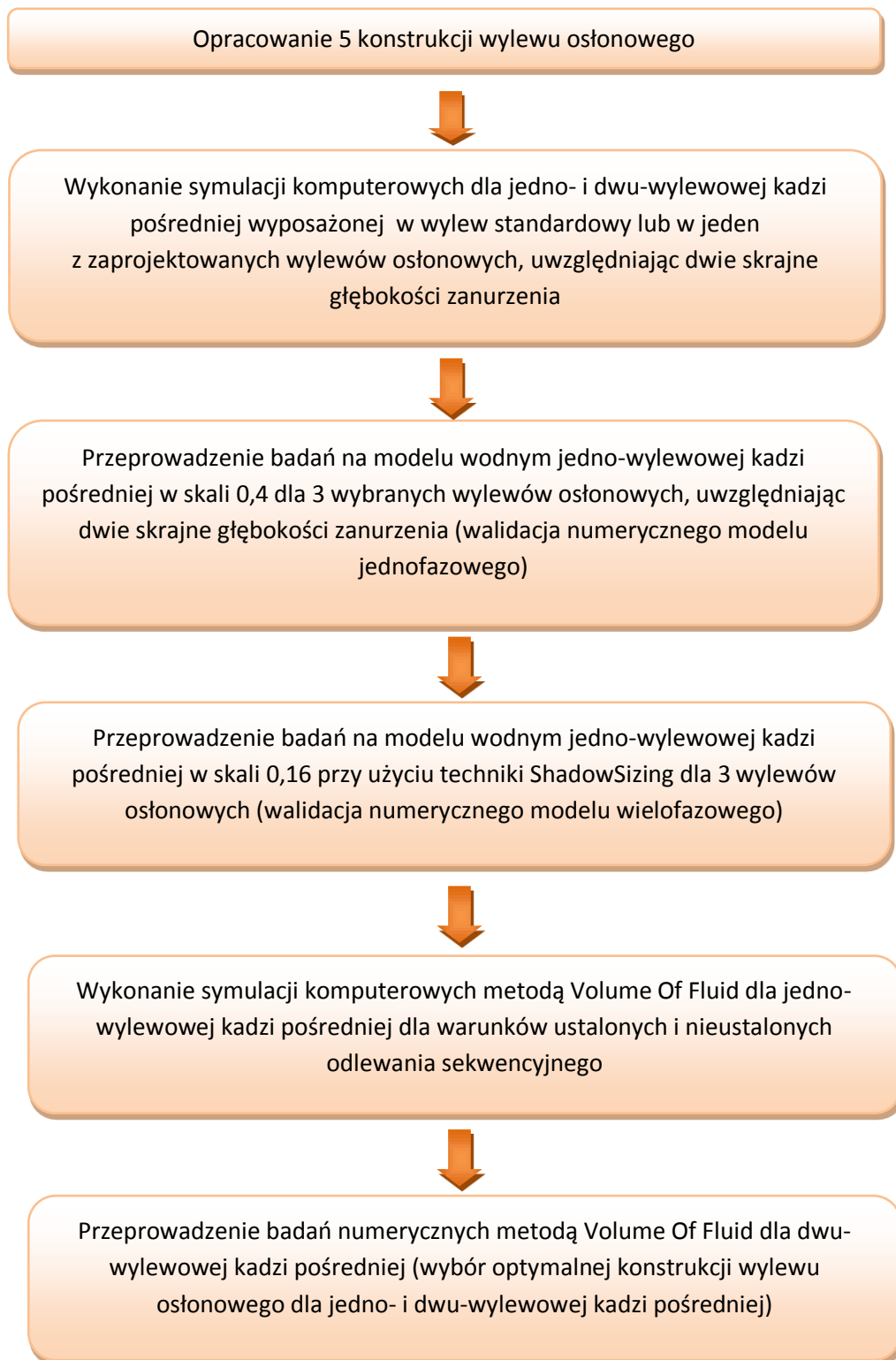
posiadały zamieszczone w swoim dnie dwa otwory o średnicy 0,07 m, których krawędzie oddalone były od siebie o 0,02 m (rys.41a,b). W wylewie 3 również zamontowane zostały dwa otwory, których pola powierzchni przekroju, stanowiły połowę pola przekroju rury osłonowej o średnicy 0,07 m (rys.41c). Wymienione wylewy osłonowe zostały umieszczone w kadzi w taki sposób, aby oba otwory wylewowe znajdowały się wzdłuż osi wzdłużnej analizowanych kadzi pośrednich. Kolejny wylew osłonowy, wylew 4 posiadał 3 otwory wylewowe. Dodatkowo nad kopułą z otworami znajdował się kulisty element, który służył wytlumieniu energii strumienia przepływającego przez wylew osłonowy (rys.41d). W jedno-wylewowej kadzi pośredniej został on umieszczony w ten sposób, by jeden otwór skierowany był w stronę bliższej krótkiej ściany urządzenia. Natomiast 2 pozostałe otwory znajdowały się w równej odległości od osi wzdłużnej kadzi i skierowane były w stronę strefy wylewowej. W kadzi dwu-wylewowej, natomiast, rozmieszczone zostały one symetrycznie w stosunku do wylewów do krystalizatora. Ostatni wylew posiadał najwięcej otworów wylewowych- 4, które umieszczone zostały symetrycznie w obu kadziach pośrednich. Każdy otwór skierowany był w stronę jednej ze ścian urządzenia (rys.41e). W wylewach 1,3,4,5 kopuła charakteryzowała się taką szerokością, aby móc do niej dopasować rury osłonowe z obu kadzi pośrednich o średnicach 0,07 i 0,11 m. Wyjątkiem jest wylew 2, w którym kopuła jest dopasowana wyłącznie do rury osłonowej używanej w jedno-wylewowej kadzi pośredniej. Z tego względu, aby połączyć ją z rurą osłonową z kadzi dwu-wylewowej, należało zastosować element łączący w postaci stożka o podstawach 0,07 i 0,11 m. W wylewach 1,2,4,5 otwory wylewowe posiadały średnicę 0,07 m.



Rys.41. Zaprojektowane wylewy ostonowe: a) wylew ostonowy 1, b) wylew ostonowy 2, c) wylew ostonowy 3, d) wylew ostonowy 4, e) wylew ostonowy 5

3.3. Metodyka badań

Zgodnie z planem przedstawionym na rysunku 42, w celu potwierdzenia sformułowanej tezy pracy, jako pierwsze opracowano 5 konstrukcji wylewu osłonowego. Następnie wykonano symulacje numeryczne w warunkach izo- i nieizotermicznych uwzględniając zaprojektowane wylewy osłonowe, zanurzone na głębokość 0,1 i 0,4 m w ciekłej stali. Po analizie uzyskanych wyników wybrano 3 warianty kadzi pośrednich wyposażonych w nowe konstrukcje wylewu osłonowego, dla których przeprowadzono badania na szklanym modelu wodnym wykonanym w skali 2:5. Pozwoliło to zweryfikować wyniki uzyskane po przeprowadzeniu badań komputerowych. Kolejnym etapem było przeprowadzenie badań laboratoryjnych na uproszczonym modelu wodnym jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla układu dwufazowego woda-nafta kosmetyczna, które pozwoliły zwalidować prawidłowość działania symulacji numerycznych przeprowadzonych metodą VOF (Volume Of Fluid). Zarówno badania eksperymentalne jak i numeryczne przeprowadzone zostały dla warunków izotermicznych z uwzględnieniem ustalonych warunków odlewania oraz etapu startu odlewania po wymianie kadzi głównej z pustej na pełną. W ostatnich etapach wykonano symulacje komputerowe metodą Volume Of Fluid dla jedno- i dwu-wylewowej kadzi pośredniej uwzględniających warunki ustalone i nieustalone odlewania sekwencyjnego.



Rys.42. Plan badań

3.3.1. Modelowanie numeryczne

W celu przeprowadzenia symulacji numerycznych w pierwszej kolejności w programie GAMBIT 2.4.6. wykonano modele geometryczne analizowanych kadzi pośrednich oraz wylewów osłonowych. Następnie w programie ANSYS Mesher 19 wykonano siatki obliczeniowe wcześniej przygotowanych obiektów. W ostatniej kolejności przygotowane pliki zaimplementowano do programu ANSYS Fluent (wersje 18-22) w celu przeprowadzenia badań numerycznych analizujących przepływ ciekłej stali przez każdą pośrednią. Doboru siatki numerycznej do badań dla układu jednofazowego dokonano na podstawie badań, w których analizowano trzy rodzaje siatki: siatkę sześciocienną składającą się ze średnio 550 tys. elementów, siatkę czworościenną o zbliżonej ilości elementów oraz siatkę czworościenną, w której liczbę elementów zwiększono do średnio 850 tys. Jednym z parametrów pozwalających ocenić jakość siatki czworościennej jest kąt skośności, definiowany według zależności (43):

$$Q_{EAS} = \max \left\{ \frac{\phi_{max} - \phi_{eq}}{180 - \phi_{eq}}, \frac{\phi_{eq} - \phi_{min}}{\phi_{eq}} \right\} \quad (43)$$

Wartość kąta skośności zawiera się w przedziale $0 \div 1$, przy czym wraz z obniżaniem jej wartości poprawia się jej jakość. Siatki skonstruowano w ten sposób, aby kąt skośności nie przekraczał wartości 0,8.

Przeprowadzenie symulacji numerycznych przepływu ciekłej stali przez każdą pośrednią zarówno dla układu jedno- jak i wielofazowego uwzględnia turbulentny ruch płynu. Z tego powodu wymaga to zastosowania odpowiednich modeli turbulencji. Analiza literatury wykazała, że popularnie stosowanym modelem turbulencji jest model realizable $k-\epsilon$, należący do grupy równań RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations*). Z tego względu wymieniony model wybrany został do przeprowadzenia badań komputerowych, a do jego opisu zastosowano następujące stałe: $C_2 = 1,9$, $\sigma_k = 1,0$, $\sigma_\epsilon = 1,2$ [101].

Odwzorowanie rzeczywistych warunków odlewania- warunków nieizotermicznych wymagało również uwzględnienia wymiany energii zachodzącej podczas procesu COS. Z tego względu przyjęto następujące straty ciepłne: -2600 W/m^2 dla ścian i dna kadzi pośredniej; $-15\ 000 \text{ W/m}^2$ dla powierzchni swobodnej ciekłej stali oraz -1750 W/m^2 dla elementów zanurzonych w ciekłej stali, tj. zatyczka, ściana wylewu osłonowego czy przegroda przelewowa [54, 168-172].

Do podstawowych równań opisujących ruch cieczy należą poniższe równania [88,173].

Równanie zachowania masy (44):

$$\frac{DC}{Dt} = D_{eff} \nabla^2 C + S_c \quad (44)$$

Równanie ciągłości (45):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho u) = 0 \quad (45)$$

Równanie Naviera-Stokesa dla płynu nieściśliwego (46-47):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \nabla(\rho uu) = -\nabla p + \nabla(\bar{\tau}) + \rho g \quad (46)$$

$$\bar{\tau} = \mu \left[(\nabla u + \nabla u^T) - \frac{2}{3} \nabla u I \right] \quad (47)$$

Równanie zachowania energii (48-49):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla(u(\rho E + p)) = \nabla \left(k_{eff} \nabla T - \sum hJ + (\bar{\tau}_{eff} \cdot u) \right) \quad (48)$$

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{u^2}{2} \quad (49)$$

Równanie rozkładu znacznika (50):

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} + \nabla(-D_i \nabla C_i + C_i u) = 0 \quad (50)$$

Po zaimplementowaniu siatki do programu ANSYS Fluent i dobraniu odpowiedniego modelu turbulencji należało dobrać odpowiednie warunki brzegowe. Na początku wylewu osłonowego ustalono warunek *velocity inlet*, na końcu wylewu zanurzeniowego warunek *outflow*. Powierzchnię ciekłej stali, którą przyjęto jako powierzchnię graniczną ciekła stal/ ciekły żużel, przyjęto jako płaską powierzchnię swobodną pozbawioną fal z zerowymi naprężeniami stycznymi. Na pozostałych powierzchniach zdefiniowano warunek *wall* (z warunkiem ściany stacjonarnej- *no-slip*).

W układzie jednofazowym, materiałem zastosowanym w obliczeniach była ciekła stal. Jej początkowe parametry odpowiadały parametrom stali wypływającej z kadzi głównej: lepkość dynamiczna 0,007 kg/m·s, przewodność cieplna 41 W/m·K, pojemność cieplna 750 J/kg·K. Temperatura ciekłej stali zastosowana na wlewie dla obu kadzi pośrednich wynosiła 1823 K. Gęstość ciekłej stali w warunkach izotermicznych wynosiła 7010 kg/m³, natomiast w warunkach nieizotermicznych wymagała skorzystania z następującego wzoru (51) [101]:

$$\rho = 8300 - 0,7105T \quad (51)$$

W przeprowadzanych symulacjach na podstawie dostępnych równań (52-56) zdefiniowano warunki początkowe potrzebne do wykonania symulacji numerycznych, których wartości przedstawiono w tabeli 2.

$$Q_{wlew} = Q_{wylew} \quad (52)$$

$$Q_{wylew} = P_{pw} \cdot U_0 \quad (53)$$

$$U_{wlew} = \frac{Q_{wlew}}{\frac{\pi d^4}{4}} \quad (54)$$

$$\kappa = 0,01 \cdot U_{wlew}^2 \quad (55)$$

$$\varepsilon = \frac{2\kappa^{1,5}}{d} \quad (56)$$

Tabela 2. Wartości początkowe użyte w symulacjach numerycznych na układzie jednofazowym

	Każdź pośrednia jedno-wylewowa	Każdź pośrednia dwu-wylewowa
Prędkość ciekłej stali na wlewie	1,316 m/s	1,620m/s
Kinetyczna energia turbulencji	0,0173 m ² /s ²	0,02625 m ² /s ²
Kinetyczna energia dyssypacji	0,06514 m ² /s ³	0,077337m ² /s ³
Masowe natężenie przepływu ciekłej stali	35,1 kg/s	107,4 kg/s
Prędkość odlewania	0,015 m/s	0,02333 m/s

Symulacje na układzie jednofazowym przeprowadzono z zastosowaniem następujących algorytmów: dla sprzężenia pól i ciśnień- metoda SIMPLEC (*Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations- Consistent*), dla dyskretyzacji przestrzennej: gradient wartości skalarnej obliczono za pomocą algorytmu *Green-Gauss Cell Based*, ciśnienie za pomocą algorytmu Standard. Natomiast, pęd, kinetyczna energia turbulencji, dyssypacja kinetycznej energii turbulencji, energia i formuła czasowa obliczone były za pomocą algorytmu *Second Order Upwind*. Ponadto, dla ciśnienia, gęstości, sił masowych, pędu, kinetycznej energii turbulencji, dyssypacji kinetycznej

energii turbulencji, lepkości turbulentnej, energii i wartości skalarnej użytkownika zastosowano następujące współczynniki podrelaksacji: 0,3; 1; 1; 0,5; 0,8; 0,8; 1; 1; 1.

Wykonanie symulacji przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią dla układu wielofazowego wymagało zastosowania powszechnie używanego modelu Volume Of Fluid (VOF). Model ten, stworzony przez Hirt'a i Nichols'a [174], należy do grupy modeli Eulera i znalazł zastosowanie w układach składających się z przynajmniej dwóch, nie przenikających się wzajemnie, płynów. Używany jest między innymi do analizy ruchu pęcherzy gazu lub cieczy w innym płynie, czy też do analizy zachowania ruchomej powierzchni swobodnej cieczy. Metoda VOF pozwala na analizę zachowania fazy w każdej komórce siatki obliczeniowej poprzez określenie ułamka objętościowego danej fazy:

$\alpha_q = 1$, gdy w całej objętości komórki znajduje się faza q ;

$\alpha_q = 0$, gdy cała objętość komórki pozbawiona jest fazy q ;

$0 < \alpha_q < 1$, gdy w komórce znajduje się granica podziału między fazą q oraz inną fazą [175].

Śledzenie granicy międzyfazowej w wymienionym modelu odbywa się dzięki równaniu ciągłości dla jednej lub większej ilości faz. Dla fazy q równanie to wygląda następująco (57):

$$\frac{1}{\rho_q} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}_q) \right] = S_{\alpha_q} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (57)$$

Natomiast dla fazy podstawowej równanie ciągłości przyjmuje postać (58):

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \quad (58)$$

Analiza dostępnych prac naukowych wykazała, że najpopularniejszą siatką wykorzystywaną w symulacjach wielofazowych jest siatka sześciocienna. Dlatego też, zastosowano ją w przedstawionych symulacjach. W pracy [176] wykazano, że tylko uzyskanie oczka o średnicy mniejszej niż 0,001 m pozwala na dokładne odwzorowanie kształtów granicy międzyfazowej. Jednakże spełnienie tego wymagania w modelach o tak dużych rozmiarach jak kadzie pośrednie, powoduje otrzymanie siatki o bardzo dużej ilości elementów, co wymagałoby zastosowania olbrzymich mocy komputerowych oraz bardzo długiego czasu potrzebnego do obliczenia analizowanego zagadnienia. Ze względu na fakt, iż celem pracy jest określenie interakcji faz: ciekłej stali i żuźla w skali makroskopowej, do stworzenia odpowiedniej siatki numerycznej, w miejscu przebywania żuźla zastosowano zagęszczenie siatki o oczku o średnicy 0,009 m. Siatka zagęszczona została również w miejscu wylewu osłonowego oraz

wylewu/-ów zanurzeniowego/-ych. Ponadto w celu zredukowania ilości elementów w siatce zdecydowano o wykonaniu symulacji na połowie kadzi jedno-wylewowej oraz na ¼ kadzi dwu-wylewowej. Warunkowane było to faktem, iż urządzenia te są obiektami symetrycznymi. Kadź jedno-wylewowa posiada jedną, natomiast kadź pośrednia dwu-wylewowa posiada 2 płaszczyzny symetrii. Ilość komórek obliczeniowych wynosiła średnio 1,4- 1,5 mln. dla kadzi jedno-wylewowej oraz 1,6 mln. komórek dla kadzi dwu-wylewowej, w zależności od zastosowanego wariantu wylewu osłonowego. Wyjątkiem w tworzeniu siatki numerycznej i zastosowaniem oczka o średnicy 0,001 m była siatka stworzona dla modelu uproszczonej jedno-wylewowej kadzi pośredniej wykonanego w skali 0,16, która składała się ze średnio 1,9- 2,2 mln. komórek.

Następnym krokiem po stworzeniu siatki analizowanego modelu, było wyeksportowanie jej do programu obliczeniowego. Po wybraniu modelu VOF wybrano dyskretyzację zmiennej przestrzennej α_q w formie niejawnej (*Implicit*), pozwalającej na szybsze uzyskanie wyników, w której otrzymuje się podaną zależność (58):

$$\frac{\alpha_q^{n+1}\rho_q^{n+1}-\alpha_q^n\rho_q^n}{\Delta t}V_{komórki} + \sum_f(\rho_q^{n+1}U_f^{n+1}\alpha_{q,f}^{n+1}) = [S_{\alpha_q} + \sum_{p=1}^n \dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}]V_{komórki} \quad (59)$$

W następnym etapie zdefiniowano odpowiednie warunki brzegowe. Na wlewie i wylewie z kadzi pośredniej zastosowano warunek *mass-flow inlet*, natomiast na górnej powierzchni zastosowano warunek *pressure outlet*, dla płaszczyzn/-y symetrii przypisano warunek *symmetry*. Wykonanie symulacji wielofazowych dla układu ciekła stal-ciekły żużel-powietrze wymagało zdefiniowania wymienionych materiałów pod względem ich gęstości i lepkości. Wynosiły one odpowiednio: 7010 kg/m³ i 0,007 kg/ms dla ciekłej stali, 2700 kg/m³ i 0,3 kg/ms dla żużla [177], 1,225 kg/m³ i 1,7894e⁻⁵ kg/ms dla powietrza (dane z bazy danych programu Fluent). Do kolejnych zadań należało określenie napięcia międzyfazowego, które wynosiło 1,6 N/m dla fazy ciekła stal/powietrze [178], 0,45 N/m dla faz żużel/powietrze [179], 1,32 N/m dla faz stal/żużel [179]. Dla dokładniejszego odwzorowania zachowania się wymienionych faz w kadzi pośredniej należało również uwzględnić adhezję występującą na ścianach kadzi pośrednich. Na podstawie artykułów, które przedstawiały zakres kąta zwilżalności między 113°, a 133°, przyjęto, że kąt zwilżenia między ścianą, a ciekłą stalą wynosi 129° [180-184]. Natomiast między ścianą, a żużlem wynosi 48° [185]. W przypadku wykonania symulacji numerycznych wykonanych dla uproszczonego modelu szklanego fazami, które użyty były w badaniu były woda-nafta kosmetyczna-powietrze. Ich gęstość i lepkość wynosiły odpowiednio 998,2 kg/m³ i 0,001003 kg/ms dla wody (dane z bazy danych programu Fluent), 790 kg/m³ [186] i 0,247 kg/ms (wyliczone eksperymentalnie przy użyciu wiskozymetru Höpplera) dla nafty kosmetycznej, parametry powietrza były takie same jak w symulacjach rzeczywistych kadzi pośrednich. Napięcia międzyfazowe wynosiły odpowiednio 0,072 N/m [187-188] dla faz woda/powietrze, 0,025 N/m [189] dla faz nafta kosmetyczna/powietrze oraz

0,0487 N/m [187] dla faz nafta kosmetyczna/woda. Natomiast, kąt zwilżalności dla wody wynosi 45° , dla nafty 25° .

Wykonanie symulacji odwzorowujących warunki rzeczywiste panujące w kadzi pośredniej wymagało zastosowania jednych z nowszych wersji programu Ansys Fluent, a mianowicie wersji 2021 R1 oraz 2022 R2. Aktualizacje te zostały wzbogacone o zaawansowane metody obliczeniowe zastosowane m.in. dla metody Volume Of Fluid. Do dokładniejszego odwzorowania granicy międzyfazowej w symulacjach numerycznych na układzie wielofazowym, skorzystano z funkcji *Sharp*, dodatkowo aktywowano funkcję *Interfacial Anti-Diffusion*. W celu uzyskania większej stabilności rozwiązania zastosowano również stabilizację metody VOF oraz ustawiono limit prędkości mogących wystąpić w symulacjach. W celu osiągnięcia zbieżności wyników korzystano z formuł *Implicit Body Force*, *Turbulence Damping*, *minimum-phase-averaged*. Punkt odniesienia dla ciśnienia znajdował się w najwyższym punkcie kadzi, nad powietrzem, na środku modelu. Wykonanie symulacji numerycznych pozwalających na uzyskanie realnych wyników wymagało zastosowania odpowiednich algorytmów i metod numerycznych oraz użycia odpowiednich współczynników podrelaksacji. Natomiast, dla układu wielofazowego sprzężenie pól i ciśnień wymagało zastosowania metody *Coupled* (łączonego z ułamkiem objętościowym). Dyskretyzacja przestrzenna: gradient wartości skalarnej obliczano stosując algorytm *Least Squares Cell Based*, ciśnienie- *Modified Body Force Weighted*, pęd, kinetyczna energia turbulencji i dyssypacja kinetycznej energii turbulencji wymagały zastosowania algorytmu *Second Order Upwind*, formuła czasowa, która uwzględniona była w symulacjach warunków niestacjonarnych wymagała użycia metody *Bounded Second Order Implicit*, natomiast ułamek objętościowy liczony był za pomocą algorytmu *Compressive*. Współczynniki podrelaksacji dla parametrów: ciśnienie, gęstość, siły masowe, pęd, kinetyczna energia turbulencji, dyssypacja kinetycznej energii turbulencji, lepkość turbulentna i ułamek masowy wynosiły odpowiednio: 0,1; 0,4; 0,4; 0,1; 0,4; 0,4; 0,4; 0,1.

Wykonanie symulacji numerycznych dla kadzi pośrednich o rzeczywistych wymiarach oraz dla modelu szklanego obejmowało analizę przepływu w warunkach ustalonych, w których urządzenia napełniane były z natężeniem przepływu ciekłej stali/wody o wartości Q, a także w warunkach nieustalonych. Bazując na artykule [190], w którym zastosowano napełnianie kadzi pośredniej z prędkością 7-krotnie większą od prędkości w stanie stacjonarnym, zaproponowano weryfikację interakcji faz współlistniejących w układach zasilanych ciekłą stalą/wodą o prędkości równej 4-krotności i 7-krotności prędkości stacjonarnej (natężenie przepływu- Q1 i Q2)). Na podstawie przeprowadzonych symulacji na kadzi pośredniej jedno-wylewowej, podjęto decyzję o wykonaniu również symulacji, w których natężenie przepływu równe były 2-krotności natężenia przepływu zastosowanego w stanie stacjonarnym, określone ono zostało jako natężenie Q3. Ponadto, wykonanie symulacji w warunkach nieustalonych wymagało ustalenia poziomu ciekłej stali w kadzi na koniec etapu przejściowego, po

którym kadź zostawała napełniona stalą. W przypadku stosowania płytszego zanurzenia wylewu, poziom ciekłej stali przed rozpoczęciem napełniania kadzi pośredniej jedno-wylewowej znajdował się na takiej wysokości, że wylew osłonowy zanurzony był na 0,03 m w żuźlu, natomiast w kadzi pośredniej dwu-wylewowej pozostawał w odległości 0,19 m od wylewu osłonowego. Stosując zanurzenie głębsze, w jedno-wylewowej kadzi pośredniej wylew osłonowy zanurzony był na 0,27 m w ciekłej stali, w kadzi pośredniej dwu-wylewowej, zanurzenie to wynosiło 0,11 m. Bazując na pracy [191], w której określono, że grubość żuźla pokrywającego ciekłą stal, powinna wynosić 5÷7% wysokości stali w kadzi, w przeprowadzonych symulacjach uwzględniono żuźel, którego grubość wynosiła wartość średnią wymienionego zakresu, tzn. 6% wysokości stali w kadzi pośredniej. Odpowiednio, dla kadzi jedno-wylewowej żuźel cechował się grubością 0,05 m, natomiast dla kadzi dwu-wylewowej 0,07 m. W tabeli 3 przedstawiono parametry, które zostały zastosowane w symulacjach wielofazowych.

Krzywe czasu przebywania (RTD) typu E i F dla układu jednofazowego w stanie nieustalonym, wykonane zostały za pomocą modelu SPECIES z zastosowaniem kroku czasowego równego 0,3 s. Wykonanie symulacji numerycznych na układzie wielofazowym na komputerach 4-rdzeniowych o średniej mocy wynosiło średnio 70 dni, dla wariantu dwu-wylewowej kadzi pośredniej o średnio 2 mln. elementów w siatce numerycznej, którego czas symulacji wynosił 60,1 s. Obliczenie odsoniętej powierzchni ciekłej stali dla symulacji numerycznych przeprowadzonych metodą VOF możliwe było, dzięki użyciu programu Image J. Natomiast analizy uzyskanych rezultatów dokonano z użyciem programów Tecplot, Grapher oraz pakietu Microsoft Office.

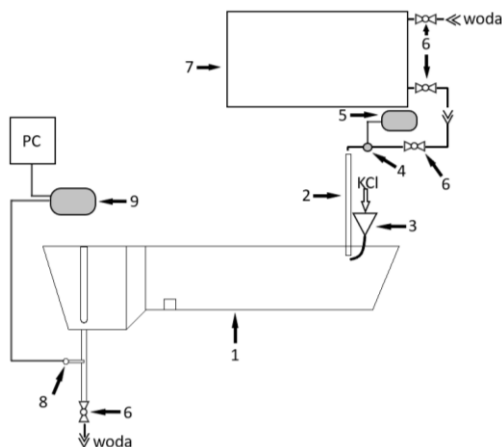
Tabela 3. Parametry zastosowane w symulacjach numerycznych metodą VOF

	Kadź pośrednia jedno-wylewowa	Kadź pośrednia dwu-wylewowa	Model szklany
Natężenie masowe Q [kg/s]	17,55	26,82	0,032
Natężenie masowe Q1 [kg/s]	107,28	70,20	0,125
Natężenie masowe Q2 [kg/s]	122,85	187,74	0,230
Natężenie masowe Q3 [kg/s]	35,10	53,64	-
Czas napełniania dla Q1 [s]	40	60,1	16
Czas napełniania dla Q2 [s]	20	30	8
Czas napełniania dla Q3 [s]	120	180	-
Wartość κ na wlewie [m ² /s ²]	0,0173	0,026252	0,00277
Wartość ϵ na wlewie [m ² /s ³]	0,06514	0,077337	0,0233
Wartość κ na wlewie dla Q1 [m ² /s ²]	0,27794	0,419904	0,041902
Wartość ϵ na wlewie dla Q1 [m ² /s ³]	4,186568	4,947233	0,141903
Wartość κ na wlewie dla Q2 [m ² /s ²]	0,851191	1,285956	0,141903
Wartość ϵ na wlewie dla Q2 [m ² /s ³]	22,43739	26,51407	8,552771
Wartość κ na wlewie dla Q3 [m ² /s ²]	0,069274	0,104976	-
Wartość ϵ na wlewie dla Q3 [m ² /s ³]	0,520942	0,618404	-
Wartość κ na wylewie [m ² /s ²]	0,0173	0,014161	0,001024
Wartość ϵ na wylewie [m ² /s ³]	0,06514	0,037448	0,004148
Poziom stacjonarny [m]	0,92	1,14	0,131
Poziom zalewania [m]	0,79	0,85	0,0934

3.3.2. Modelowanie fizyczne

W celu weryfikacji wyników uzyskanych za pomocą modelu numerycznego zarówno dla układu jedno- jak i wielofazowego wykonano badania eksperymentalne na szklanym modelu kadzi pośredniej. Fizyczny model, na którym przeprowadzono analizę jednofazowego przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią uwzględniając kryterium

Frouda, jest modelem szklanym odwzorującym swoją geometrią jedno-wylewową kadź pośrednią. Wykonany jest on w skali 2:5 ($\lambda=0,4$), a jego nominalna pojemność wynosi 220 l. Ze względu na zbliżoną lepkość kinematyczną wody w temperaturze pokojowej do lepkości kinematycznej ciekłej stali w temperaturze 1873 K, za medium zastępujące ciekłą stal przyjęto wodę. Eksperymenty laboratoryjne przeprowadzono na 3 wariantach kadzi pośredniej z wybranymi wylewami osłonowymi, które umożliwiły uzyskanie najkorzystniejszych warunków hydrodynamicznych, w stosunku do wylewu bazowego. Analiza uwzględniała dwie skrajne głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali (zanurzenie płytsze i głębsze). Wynikiem przeprowadzonych badań było uzyskanie krzywych RTD typu E. Schemat stanowiska badawczego oraz jego wygląd rzeczywisty przedstawiono na rysunkach 43 i 44. Wykonanie badań na modelu wykonanym w skali 0,4 wymagało zastosowania również wylewów osłonowych wykonanych w podanej skali. W tym celu modele zmodyfikowanych wylewów wykonane zostały za pomocą druku 3D w technologii Multi Jet Fusion (MJF) z materiału HP PA 12 (charakteryzującego się wysoką wytrzymałością mechaniczną oraz odpornością na działanie smarów, olejów czy emulsji) (rys.47).



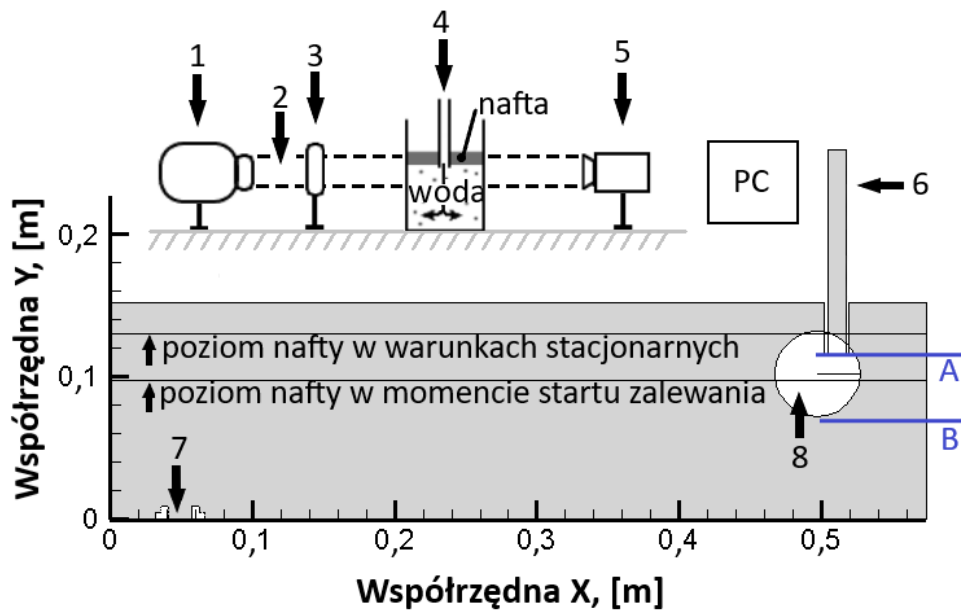
Rys.43. Schemat stanowiska badawczego szklanego modelu jedno-wylewowej kadzi pośredniej: 1. Kadź pośrednia, 2. Wylew osłonowy, 3. Aplikator znacznika, 4. Przepływomierz, 5. Układ pomiarowy natężenia przepływu wody, 6. Zawór kulowy, 7. Zbiornik na wodę, 8. Czujnik konduktometryczny, 9. Układ pomiarowy przewodności wody

Rys.44. Stanowisko badawcze jedno-wylewowej kadzi pośredniej w skali 0,4

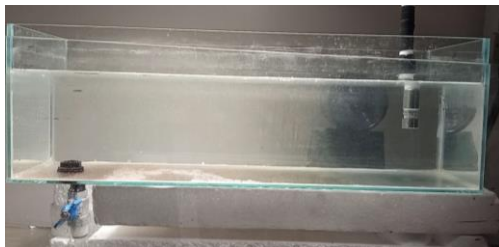
W celu dokładnego odwzorowania przepływu ciekłej stali w warunkach przemysłowych należało określić odpowiednie natężenie przepływu wody w modelu na podstawie podobieństwa dynamicznego z równania (19). Wykonanie analizy udziału poszczególnych rodzajów przepływu w modelu wymagała w pierwszym etapie

stabilizacji przepływu poprzez odlewanie w jednakowych warunkach przez czas około 20 min. Następnie w miejsce pod wylewem osłonowym wprowadzano znacznik w postaci roztworu KCl. Następnie, co 10 s, stężenie znacznika rejestrowane było na wylewie z modelu za pomocą czujnika konduktometrycznego. Analiza każdego wariantu odlewania powtarzana była 6-krotnie. Otrzymane wyniki przeliczano na wartości bezwymiarowe, a następnie zgodnie z procedurami obliczeniowymi, wyliczano udział poszczególnych rodzajów przepływu. Weryfikacja modelu matematycznego polegała na porównaniu otrzymanych wyników z wynikami otrzymanymi w symulacjach komputerowych.

Zweryfikowanie działania układu wielofazowego wymagało m.in. zastosowania kryterium We. Zgodnie z zależnością (26) określono skalę, w jakiej powinien zostać zbudowany model równą 0,16. Następnie zdefiniowano materiał, który w najlepszy sposób odzwierciedlałby żużel, była to nafta kosmetyczna, której parametry wymienione zostały w poprzednim rozdziale. W pracy pojęcie 'olej' oraz 'nafta' odnosi się do stosowanej w badaniach nafty kosmetycznej. Skonstruowany model był uproszczonym modelem jedno-wylewowej kadzi pośredniej. Posiadał jednopoziomowe dno i pozbawiony był niskiej przegrody i zatyczki. Charakteryzował się wymiarami: długość 0,582 m, szerokość 0,170 m, wysokość 0,190 m. Prędkość wody na wylewie zanurzeniowym kontrolowana była za pomocą zaworu kulowego. Wylewy osłonowe w skali 0,16 wykonane były w tej samej technologii oraz z tego samego materiału co wylewy wykonane do badań na układzie jednofazowym (rys.47). Analogicznie do wykonanych symulacji numerycznych analiza zachowania się trzech współistniejących faz w modelu obejmowała warunki stacjonarne (natężenie przepływu Q równe 3,8 l/min) oraz warunki niestacjonarne, w których zastosowano natężenia przepływu 15 l/min (Q_1) i 28 l/min (Q_2). W przeprowadzonych eksperymentach zastosowano naftę o krytycznej grubości $\sim 0,004$ m. Czas trwania przejścia, po którym następował etap napełniania analizowanego modelu wynosił 48 s. Na rysunku 45 przedstawiono schemat stanowiska do przeprowadzenia badań ShadowSizing, na rysunku 46 zaprezentowano uproszczony model jedno-wylewowej kadzi pośredniej.



Rys.45. Schemat stanowiska badawczego do badań ShadowSizing: 1. Laser, 2. Światło wiązki laserowej, 3. Shadow Strobe, 4. Analizowany model, 5. Kamera, 6. Wylew osłonowy, 7. Wylew z modelu, 8. Pole obserwacyjne, A. Poziom płytszego zanurzenia wylewu osłonowego, B. Poziom głębszego zanurzenia wylewu osłonowego



Rys.46. Model jedno-wylewowej kadzi pośredniej w skali 0,16



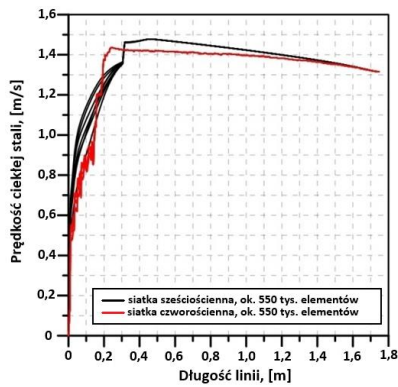
Rys.47. Modele wylewów osłonowych w skali 0,4 i 0,16

3.4. Wyniki badań i ich analiza

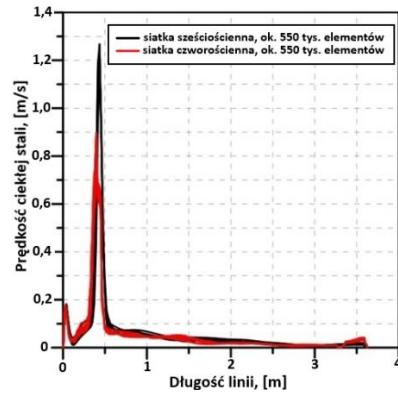
3.4.1. Badania wstępne- dobór siatki obliczeniowej

Badaniami poprzedzającymi badania właściwe, były badania wstępne na podstawie, których dokonano wyboru siatki obliczeniowej do symulacji numerycznych wykonanych na modelu jednofazowym. Do analizy wytypowano siatkę sześciocienną składającą się z 550 tys. elementów oraz dwie siatki czworościenne składające się z 550 tys. oraz 850 tys. elementów. Modelem, na którym przeprowadzono analizę był model jedno-wylewowej kadzi pośredniej wyposażony w prosty wylew osłonowy zanurzony

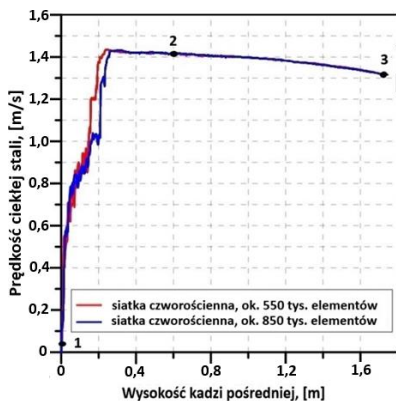
w ciekłej stali na głębokość płytszą. W pierwszym etapie analizy, porównano siatkę sześćcio- i czworościenną o tej samej ilości elementów. W tym celu wyznaczono 2 linie, z których czytano dane. Pierwsza z nich przebiegała pionowo przez środek wylewu osłonowego od poziomu dna kadzi pośredniej do górnego końca wylewu osłonowego. Natomiast, druga linia przeprowadzona była poziomo wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej pod wylewem osłonowym. Wyniki czytane były co 10 000 iteracji (między 10 000, a 150 000 iteracjami), a następnie po przeliczeniu symulacji do 170 000 i 200 000 iteracji. Na podstawie uzyskanych prędkości ciekłej stali zauważono, że w przypadku siatki sześciostiennej na linii przebiegającej w płaszczyźnie pionowej pomiędzy kolejnymi iteracjami pojawiły się rozbieżności w otrzymanych wartościach. Z tego względu do dalszej analizy wybrano siatkę czworościenną. Kolejnym etapem było określenie ilości elementów w siatce, które pozwolą na uzyskanie jak najbardziej zbieżnych wyników. W celu określenia dokładnego wpływu danej siatki na otrzymane rezultaty wyznaczono kolejną linię przeprowadzoną pionowo przez środek wylewu zanurzeniowego, od górnej do dolnej powierzchni wylewu. Na wybranych liniach wyznaczono punkty, z których czytano dane. Na pierwszej linii punkty leżące na tej linii zlokalizowane były następująco: 1.- 0,03 m od dna, 2. -dolny otwór wylewu osłonowego, 3.- 0,03 m pod górną powierzchnią wylewu osłonowego. Na drugiej linii znajdowały się trzy punkty: 4.- 0,03 m od bocznej krótkiej ściany kadzi w strefie zalewowej, 5.- w strumieniu zasilającym, 6.- 0,03 m od zatyczki. Natomiast na ostatniej linii wyznaczono dwa punkty- 7.- w połowie wylewu, 8. 0,03 m nad dolnym otworem. Otrzymane rezultaty w wymienionych punktach pozwoliły na wyliczenie ich średnich wartości prędkości oraz odchyłeń standardowych. Przeprowadzona analiza wskazała na podobny przebieg linii prędkości między symulacjami z zastosowanymi rodzajami siatek numerycznych. Największe podobieństwo wykazano dla linii przebiegającej wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej (rys.48b). Linie przebiegające przez wylew osłonowy i zanurzeniowy wykazały na istnienie pewnych różnic w prędkościach ciekłej stali (rys.48a,c). Porównując do siebie wartości średniej prędkości poszczególnych punktach kadzi, zauważyć można, że w większości punktów, wartości są do siebie zbliżone. Po wyliczeniu odchyłeń standardowych wykazano, że w punktach 1, 4, 7 odchylenie dla siatki o 850 tys. elementów jest niższe niż dla siatki o 550 tys. elementów. W punktach 2 i 3, wartości odchylenia standardowego są bardzo małe i nie przekraczają rzędu 10^{-3} w związku z czym nie są widzialne na wykresie (rys.48d). Przeprowadzona analiza wykazała, że siatka o średnio 850 tysiącach elementów jest bardziej stabilna, w efekcie czego została wytypowana do dalszych obliczeń.



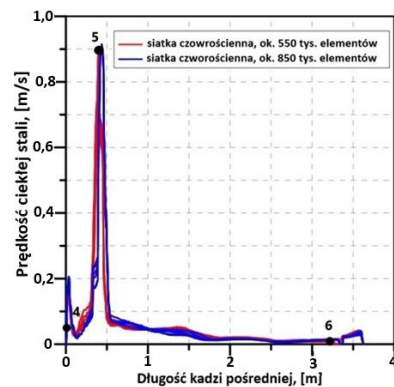
a)



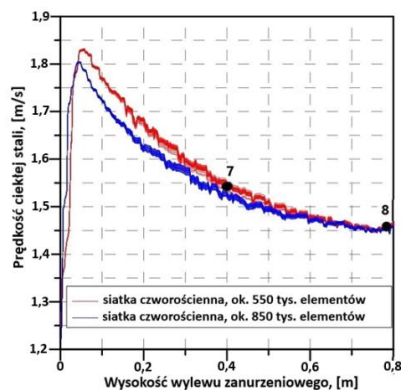
b)



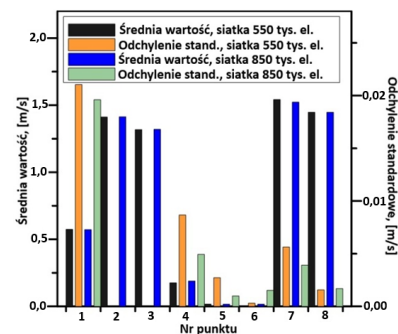
c)



d)



e)



f)

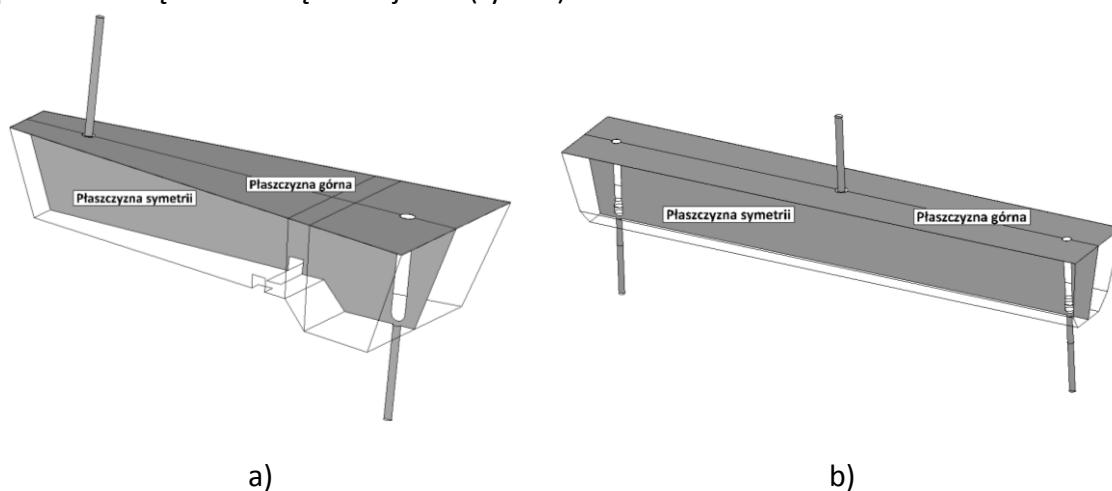
Rys.48. Wpływ rodzaju siatki numerycznej na prędkość ciekłej stalki w kadzi pośredniej: a) linia pionowa przebiegająca przez wylew osłonowy dla siatki czworo- i sześciociennej, b) linia pozioma przebiegająca wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej dla siatki czworo- i sześciociennej, c) linia pionowa przebiegająca przez wylew osłonowy dla siatek czworościennych, d) linia pozioma przebiegająca wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej dla siatek czworościennych, e) linia poprowadzona przez wylew zanurzeniowy dla siatek czworościennych, d) średnie wartości prędkości oraz odchylenia standardowe dla rozważanych punktów

3.4.2. Symulacje numeryczne i fizyczne- hydrodynamika w układzie jednofazowym

3.4.2.1. Analiza rozkładu pól przepływu ciekłej stali przez kadź pośrednią

a) Symulacje izotermiczne

W rozdziale tym przedstawiono analizę rozkładu pól przepływu ciekłej stali oraz prędkości ciekłej stali przepływającej przez badane kadzie pośrednie. W celu wykonania analizy wytypowano dwie płaszczyzny. Dla obu urządzeń były to płaszczyzna symetrii przechodząca przez środek kadzi wzdłuż jej osi wzdłużnej, oraz płaszczyzna górna, reprezentująca powierzchnię poziomą znajdującą się o 0,002 m pod powierzchnią swobodną ciekłej stali (rys.49).



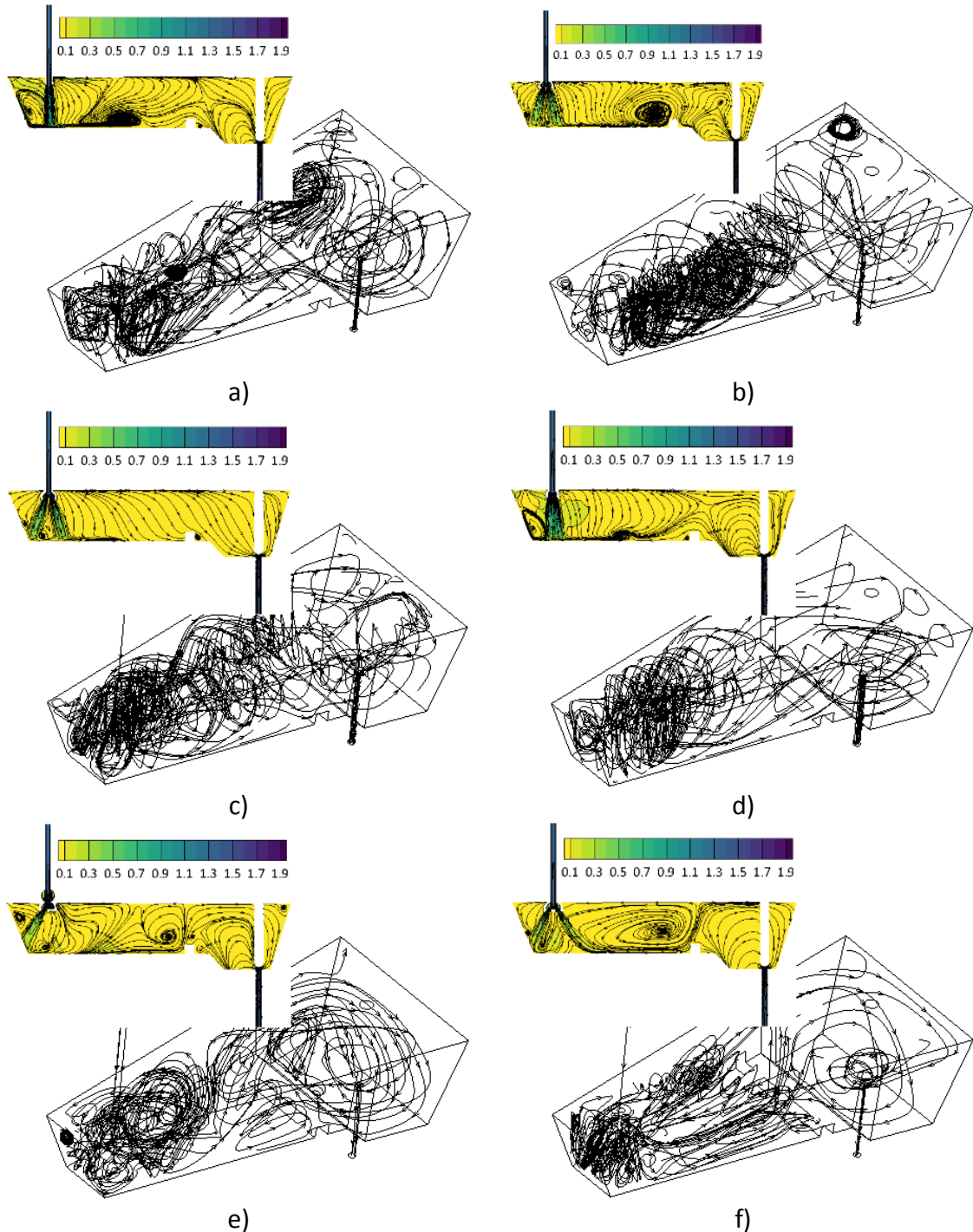
Rys.49. Płaszczyzny, na których analizowane były pola przepływu dla: a) jedno-wylewowej kadzi pośredniej, b) dwu-wylewowej kadzi pośredniej

Przedstawione na rysunku 50 mapy rozkładu strumieni przepływu ciekłej stali w całej objętości jedno-wylewowej kadzi pośredniej, wykazały, że w wariancie bazowym, w którym wylew osłonowy zanurzony był płycej w ciekłej stali, w strefie zalewowej występują pionowe wiry zajmujące niemal całą wysokość kadzi. Dalej ciekła stal płynie głównie wzdłuż osi X (rys.50a). Natomiast, obserwując mapy rozkładu strumieni przepływu stali w kadziach, w których zastosowano wylewy osłonowe dwuotworowe na płytszej głębokości zanurzenia, zauważyć można, że od strefy zalewania w stronę centrum urządzenia ciekła stal głównie przemieszcza się w poprzek kadzi. Obszar o wymienionym kierunku przepływu zmienia się w zależności od zastosowanego wylewu. W wariancie 1 występuje od strefy zasilania, aż do niskiej przegrody przelewowej, natomiast najmniejszy obszar kadzi zajmuje w wariancie 3. Ponadto w wariancie 2 i 3 stal płynąca w poprzek urządzenia zajmuje prawie całą szerokość i wysokość urządzenia. W wariancie 1 analizowany przepływ zajmuje obszar od dna kadzi, aż do ok. $\frac{3}{4}$ wysokości, a następnie wraz z oddalaniem się od strefy zalewania unosi się ku górze nad przegrodą umieszczoną przed strefą wylewową

(rys.50b-d). W wariacie 4 zauważyć można, że jeden ze strumieni zasilających odbija się od długiej ściany kadzi, płynie ku górze w kierunku strefy wylewowej. Tam, opływa ściany otaczające strefę wylewową i powraca do centrum urządzenia (rys.49e). W wariacie 5 ciekła stal między strefą zalewową, a przegrodą po opuszczeniu strefy zasilania płynie wzdłuż dna kadzi pośredniej (rys.50f). Zwiększenie zanurzenia wylewu osłonowego powoduje prawie we wszystkich wariantach intensyfikację mieszania ciekłej stali. W szczególności bardziej zauważalne jest to dla wariantu 1 i 2 (rys.51b-c). W przypadku wariantu 3 zanurzenie wylewu osłonowego na większą głębokość skutkuje tworzeniem się wiru sięgającego połowy wysokości kadzi przy strefie zalewania od strony środka kadzi. Natomiast w dalszej części kadzi ciekła stal płynie głównie między długimi ścianami kadzi (rys.51d). W warunkach izotermicznych dla kadzi jedno-wylewowej z wylewami osłonowymi zanurzonymi na płytszą głębokość w ciekłej stali, niezależnie od zastosowanego wylewu, podobieństwo w przepływie między dwiema stronami kadzi nie występuje dla żadnego przypadku. Jednakże, po zanurzeniu wylewów głębiej zauważyć można, że w niektórych partiach kadzi, przepływ staje się bardziej symetryczny, zwłaszcza w wariacie 2, 4 i 5. Obserwując powierzchnię symetrii, w każdym wariacie w warunkach izotermicznych występują cyrkulacje między strumieniem zasilającym, a bliższą krótką ścianą kadzi pośredniej. Ponadto duża część przypadków ze zmodyfikowanym wariantem wylewu osłonowego prezentuje niewielką cyrkulację w strefie zalewowej przy dnie kadzi, na skutek oddziaływania kilku strumieni zasilających (rys.50b-c,e-f, rys.51b-c, e-f). W wariacie 5 z wylewem zanurzonym na mniejszą głębokość w centralnej części urządzenia pojawia się duża cyrkulacja. Przy głębszym zanurzeniu nie zaobserwowano takiego zachowania ciekłej stali (rys.50f, rys.51f). Charakterystyczną cyrkulację zaobserwowano w wariacie bazowym oraz w wariantach 1 i 3 zanurzonych płycej. Znajduje się ona przy dnie kadzi, jednakże przy zwiększonej głębokości zanika, pozostając wyłącznie w wariacie 1 (rys.50a-b,d, rys.51a-b,d). W wariacie 4 natomiast, niewielka cyrkulacja pojawia się nieco powyżej niskiej przegrody przelewowej od strony środka kadzi. Przy zanurzeniu głębszym zmniejsza ona swoje rozmiary (rys.50e, rys.51e). Najkorzystniejszy przepływ- przepływ opadająco-pozioły (zwiększona szansa na wypłynięcie wtrąceń niemetalicznych do żuźla, w porównaniu do przepływu w pozostałych wariantach), zaobserwować można dla wariantu 2 zanurzonego płycej w ciekłej stali (rys.50c). Analiza prędkości przepływu ciekłej stali na wymienionej płaszczyźnie wykazała, że wyższe prędkości w strefie zasilania występują przy głębszym zanurzeniu wylewów osłonowych w ciekłej stali. Porównując prędkości ciekłej stali w strefie zasilania, wszystkie warianty przyczyniają się do rozdzielenia głównego strumienia zasilającego, na większą ilość strumieni o zmniejszonych prędkościach ciekłej stali, w porównaniu do wariantu bazowego (~0,8 m/s). Stosując zanurzenie płytsze wylewów osłonowych w ciekłej stali, najmniejszą redukcję prędkości strumieni zasilających zaobserwowano w wariacie 3 (~0,7 m/s). Natomiast, w wariantach 1 i 2 średnia prędkość w strumieniach zalewowych wynosi ~0,5 m/s, a w wariantach 4

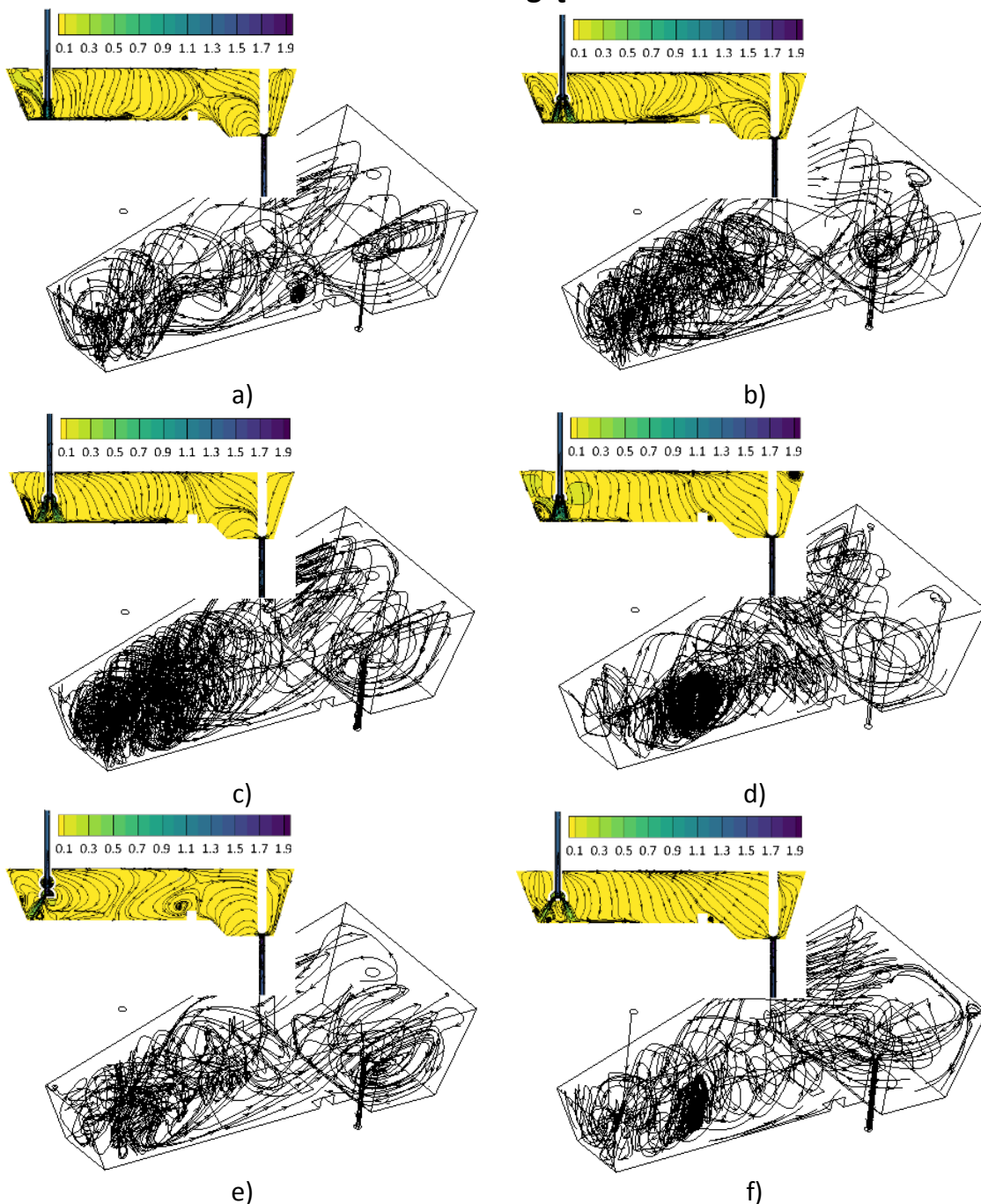
i 5 $\sim 0,3$ m/s. W wariantach 3 dla obu głębokości zanurzenia, w strefie zasilania zaobserwowano pole o podwyższonej prędkości ($\sim 0,2$ m/s). Pole to zajmuje obszar po prawej stronie strumienia zasilaającego i nie występuje w żadnym innym wariantach. We wszystkich wariantach wartość prędkości ciekłej stali poza strefą zalewową nie przekracza wartości 0,1 m/s.

Zanurzenie płytsze



Rys.50. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez cała kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze

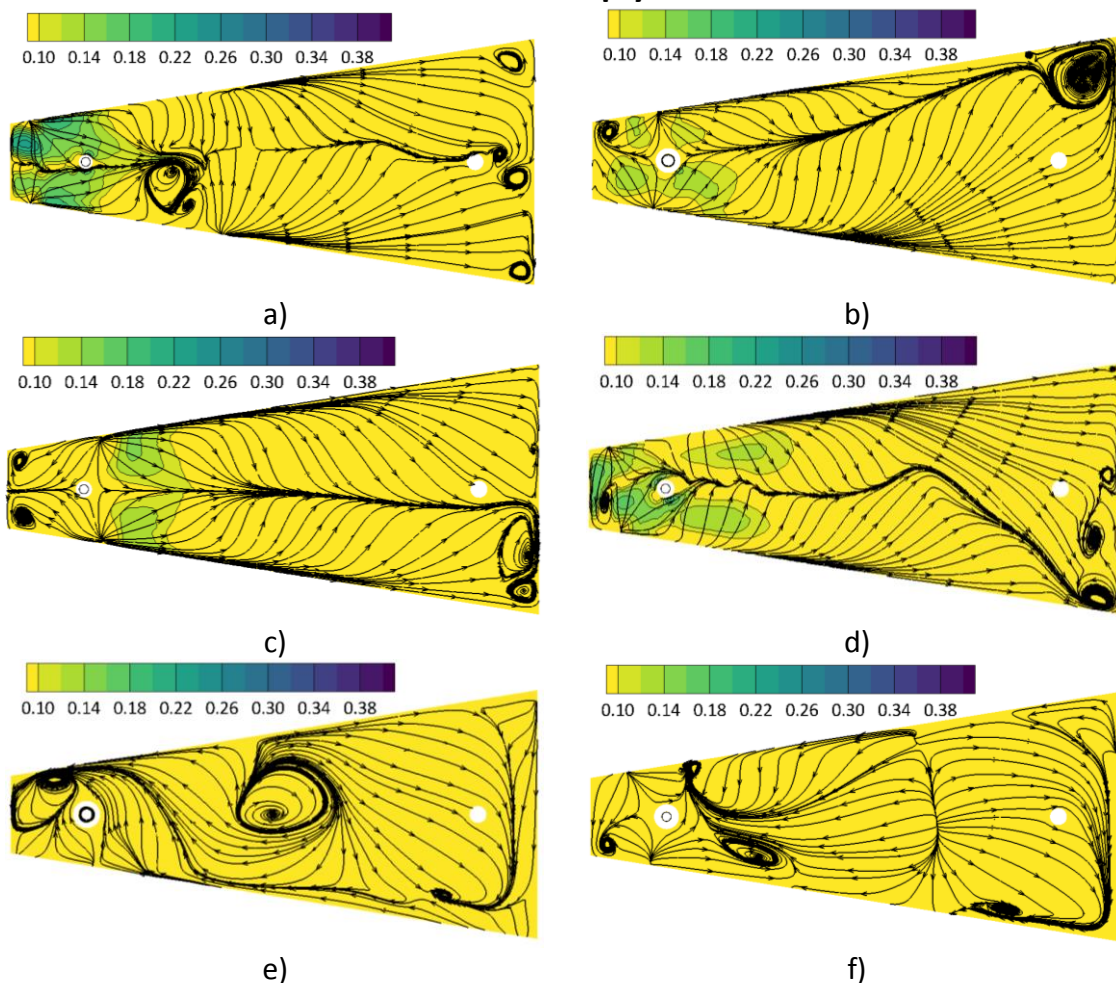


Rys.51. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrodkową oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi pośrodkowej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Na płaszczyźnie symetrii natomiast, można zaobserwować rozkład strumieni ciekłej stali oraz rozkład jej prędkości pod powierzchnią swobodną. Zastosowanie wylewów zanurzonych płycej w ciekłej stali, powoduje generowanie większych prędkości ciekłej stali w strefie zalewania, w stosunku do pozostałej części kadzi pośrodkowej, w wariantach z wylewami osłonowymi o 1 lub 2 otworach (maksymalna prędkość 0,26 m/s w wariantcie bazowym) (rys.52a-d). Zanurzenie wylewu osłonowego

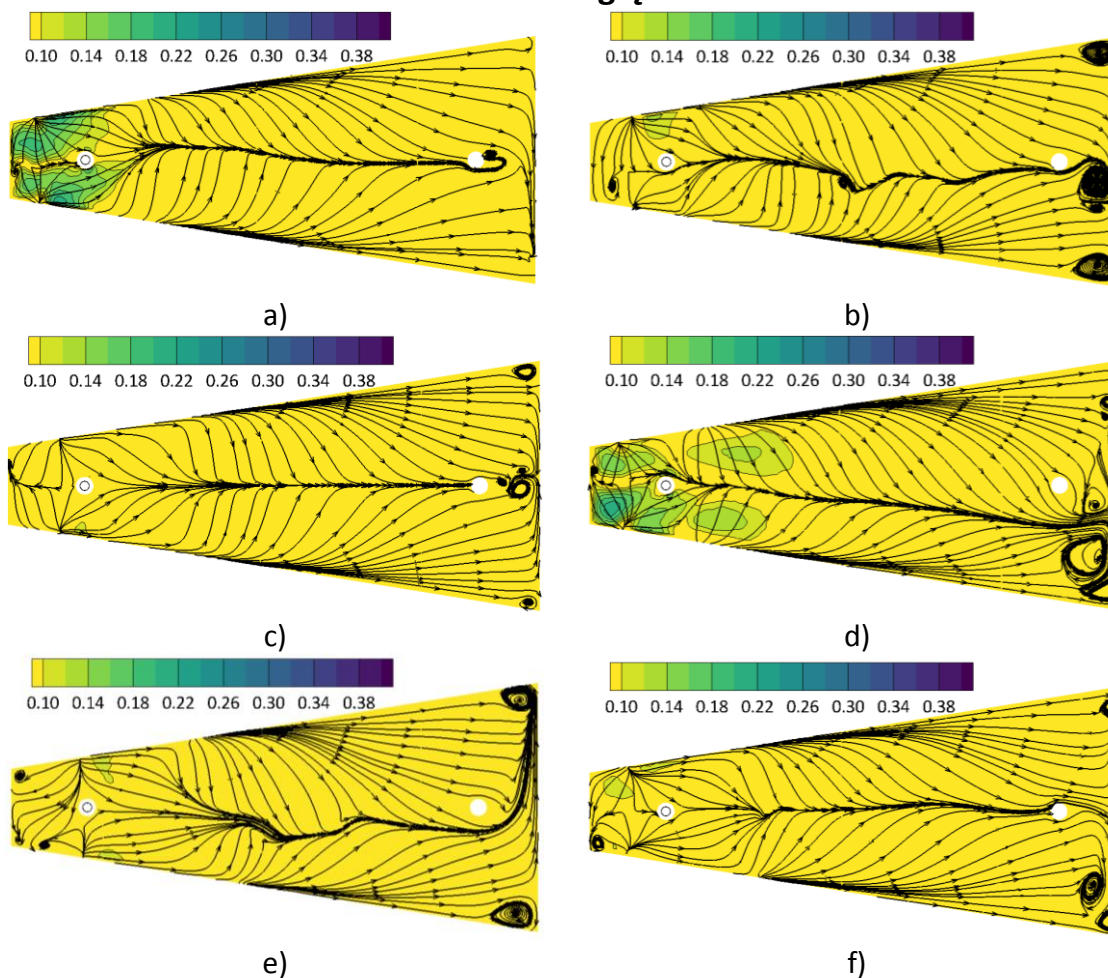
głębiej w ciekłej stali w wariancie 2, przyczynia się do zmniejszenia prędkości pod powierzchnią swobodną (zmiana z 0,14 m/s do niemal 0,1 m/s) (rys.53c), natomiast zastosowanie większego zanurzenia wylewu w wariantach 4 i 5 powoduje kreowanie niewielkich obszarów ciekłej stali o prędkości zwiększonej o 0,02 m/s (rys.52e-f, rys.53e-f) w porównaniu do zastosowania płytszego zanurzenia wylewu osłonowego (0,1 m/s). Prawie w każdym przypadku na końcu kadzi pośredniej pojawiają się cyrkulacje znajdujące się w pobliżu zatyczki lub/i w rogach kadzi. W wariancie bazowym oraz w wariantach 4 i 5, w których wylewy zanurzone były płycej w ciekłej stali, poza strefą zalewową zauważyć można cyrkulacje nie pojawiające się w innych wariantach (rys.52a,e-f). Cyrkulacje te nie pojawiają się przy głębszym zanurzeniu. W większości przypadków prezentowany przepływ jest niesymetryczny.

Zanurzenie płytsze



Rys.52. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze

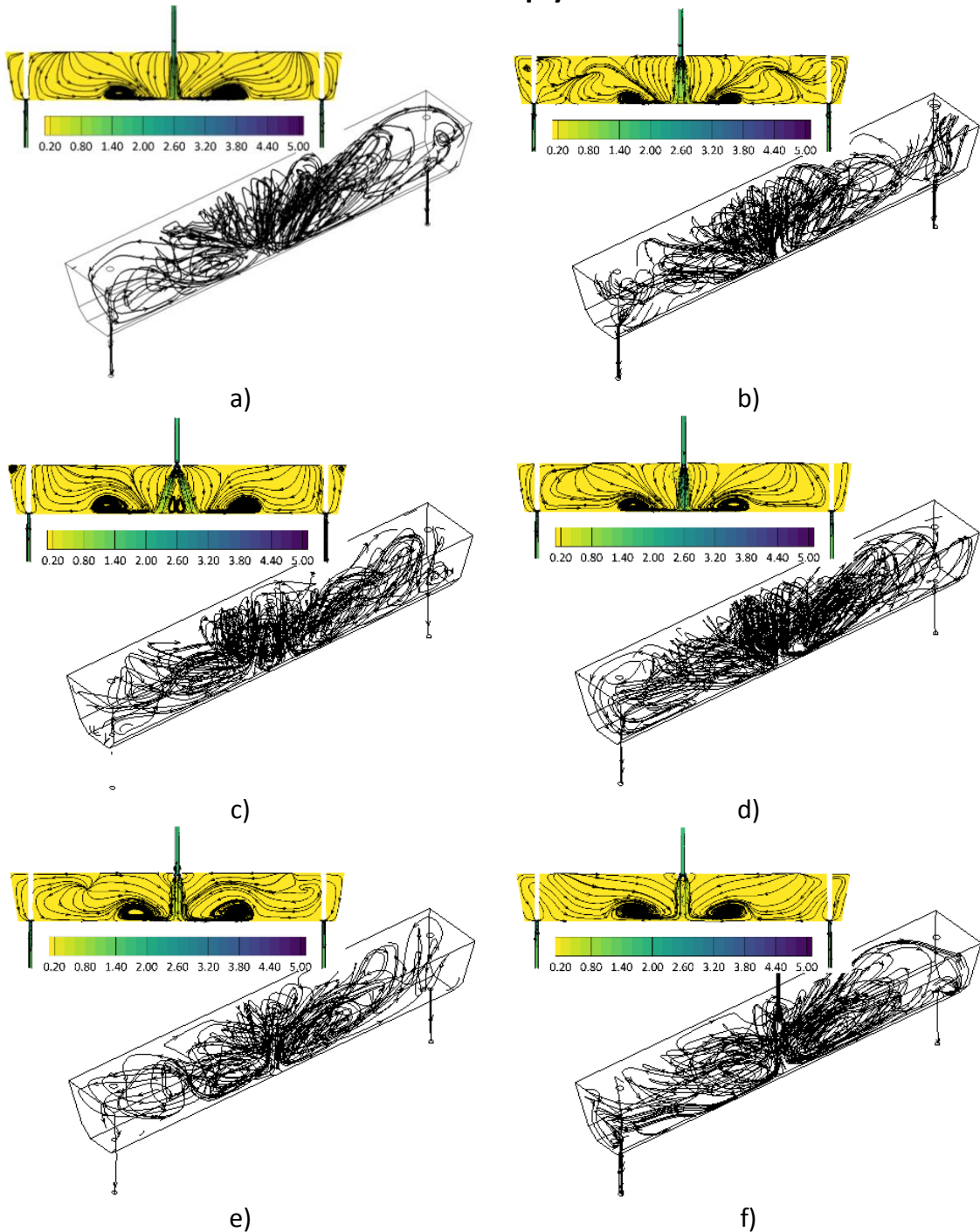


Rys.53. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Analiza przepływu ciekłej stali przez dwu-wylewową kadź pośrednią w warunkach izotermicznych w większości wariantów wykazała, że charakterystyczny przepływ w poprzek urządzenia, między dwiema ścianami kadzi pośredniej występuje prawie w każdym wariantcie. Strefa ta różni się od siebie rozmiarami. Najbardziej wyraźna jest w wariantcie bazowym oraz w wariantach 1 i 3 dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali (rys.54a-b,d, rys.55a-b,d). Odmianym przepływem wyróżnia się wariant 5, w którym ciekła stal płynie głównie bezpośrednio w kierunku między wylewem osłonowym, a wylewem do krystalizatora - w przeciwieństwie do pozostałych wariantów, w których część strumieni stali odbija się prostopadłe od długich ścian kadzi pośredniej (rys.54f, rys.55f). Na płaszczyźnie symetrii zdecydowanie można wyróżnić symetrię przepływu dla wszystkich wariantów przy obu głębokościach zanurzenia wylewu osłonowego. Tworzące się cyrkulacje znajdują się przy dnie kadzi pośredniej po obu stronach strumienia zasilającego (rys.54-55). Wśród wariantów, w których zastosowano zmodyfikowane wylewy, wzrostem prędkości ciekłej stali w strumieniu zasilającym charakteryzuje się wariant 3 (~1,4 m/s),

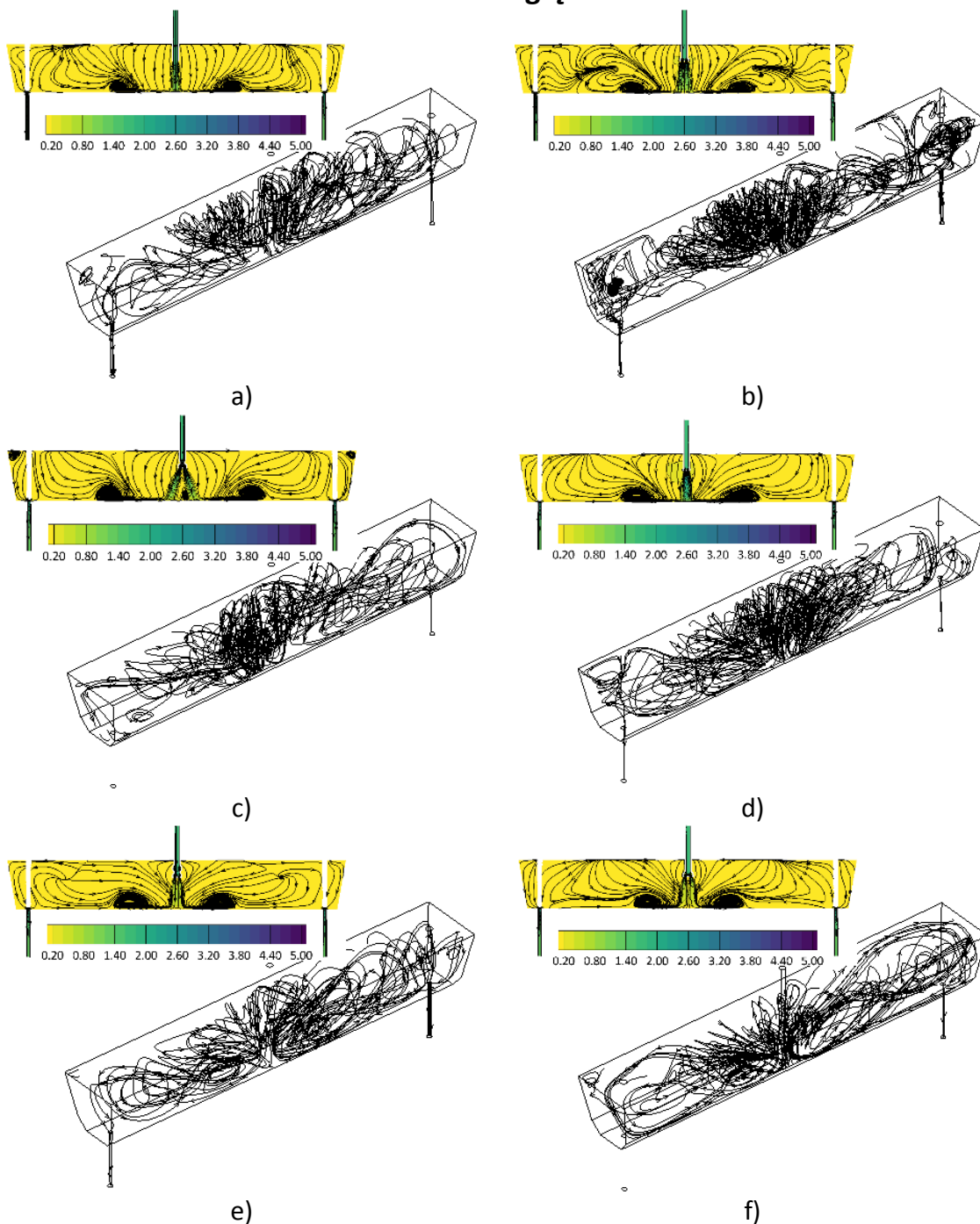
dla obu głębokości zanurzenia (rys.54d, rys.55d). Natomiast, porównując do wariantu bazowego z głębszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali (~1,0 m/s), największą redukcję prędkości w strumieniu zalewowym uzyskano w wariantach 4 i 5, również dla obu głębokości zanurzenia (0,3 m/s) (rys.54e-f, rys.55e-f). We wszystkich wariantach obszar kadzi pośredniej poza strefą zalewową wynosi 0,2 m/s.

Zanurzenie płytsze



Rys.54. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

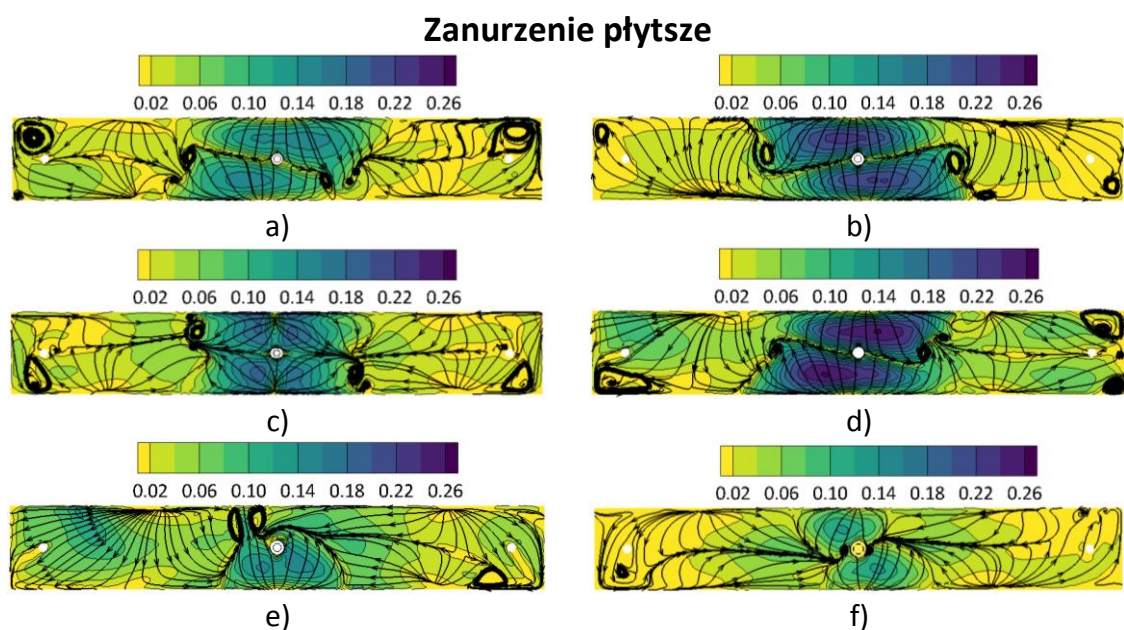
Zanurzenie głębsze



Rys.55. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Analiza przepływu ciekłej stali przez płaszczyznę zlokalizowaną pod powierzchnią swobodną wykazała kształtowanie się charakterystycznych stref cyrkulacji po obu stronach strefy zalewowej oraz w narożach kadzi pośredniej. Nieco odmienny przepływ zaobserwować można w przypadku zastosowania wariantu 4, gdzie cyrkulacje znajdujące się przy strefie zalewowej, skierowane są po jednej stronie

kadzi pośredniej (strona, po której umieszczone są 2 otwory wylewowe) (rys.56e, rys.57e). We wszystkich wariantach, z wyjątkiem wariantu 4, wyraźnie widać skierowanie się strumieni ciekłej stali wzdłuż osi wzdłużnej kadzi (lub w jej pobliżu). Cyrkulacjami o najmniejszych rozmiarach cechuje się wariant 5 zanurzony płycej w ciekłej stali (rys.56f). W odniesieniu do zakresu prędkości osiąganych przez ciekłą stal, wyższe prędkości występują w strefie zalewowej, w szczególności w wariantach 1-3, dla obu głębokości zanurzenia- najwyższe w wariacie 3- ~0,26 m/s (rys.56b-d, rys.57b-d). Najbardziej równomiernie rozłożone prędkości przepływu ciekłej stali zauważyć można w wariacie 5, zarówno dla wylewu zanurzonego na mniejszą, jak i na większą głębokość. Przepływ ten posiada również niższe wartości (0,8÷1,0 m/s) niż w wariacie bazowym (0,14 m/s) (rys.56f, rys.57f).

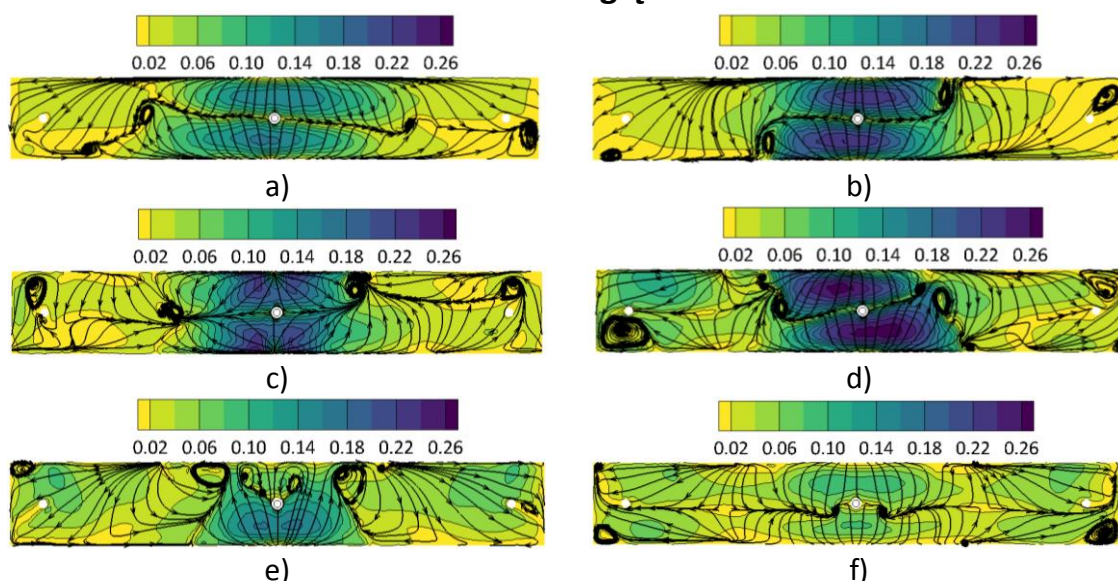


Rys.56. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

W tabelicy 4 przedstawiono średnie wartości prędkości ciekłej stali występujące w poszczególnych wariantach analizowanych kadzi pośrednich. Zaobserwowano, że w przypadku zastosowania płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali, zwiększenie prędkości w porównaniu do wariantu bazowego występuje w wariacie 3 obu kadzi pośrednich. Natomiast, zanurzając wylewy głębiej w jedno-wylewowej kadzi pośredniej we wszystkich wariantach odnotowano redukcję prędkości. Najmniejsza średnia prędkość dla kadzi jedno- i dwu-wylewowej występuje w wariacie 5, zarówno dla zanurzenia płytszego, jak i głębszego wylewu osłonowego w ciekłej stali. Zauważono również, że prawie wszystkie warianty z zastosowanymi zmodyfikowanymi wylewami osłonowymi zanurzonymi głębiej w ciekłej stali sprzyjają redukcji prędkości

w całym urządzeniu (oprócz wariantu 5 dwu-wylewowej kadzi pośredniej). Różnica między uzyskanymi wartościami najczęściej wynosi $\sim 0,003 \div 0,004$ m/s.

Zanurzenie głębsze



Rys.57. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Tablica 4. Średnia prędkość ciekłej stali w analizowanych wariantach kadzi pośrednich w warunkach izotermicznych

	Kadz̄ pośrednia jedno-wylewowa		Kadz̄ pośrednia dwu-wylewowa	
	Zan. płytsze	Zan. głębsze	Zan. płytsze	Zan. głębsze
Wariant bazowy	0,0368 m/s	0,0378 m/s	0,0549 m/s	0,0527 m/s
Wariant 1	0,0317 m/s	0,0291 m/s	0,0587 m/s	0,0571 m/s
Wariant 2	0,0319 m/s	0,0278 m/s	0,0700 m/s	0,0676 m/s
Wariant 3	0,0395 m/s	0,0356 m/s	0,0874 m/s	0,0829 m/s
Wariant 4	0,0307 m/s	0,0275 m/s	0,0646 m/s	0,0588 m/s
Wariant 5	0,0299 m/s	0,0264 m/s	0,0503 m/s	0,0523 m/s

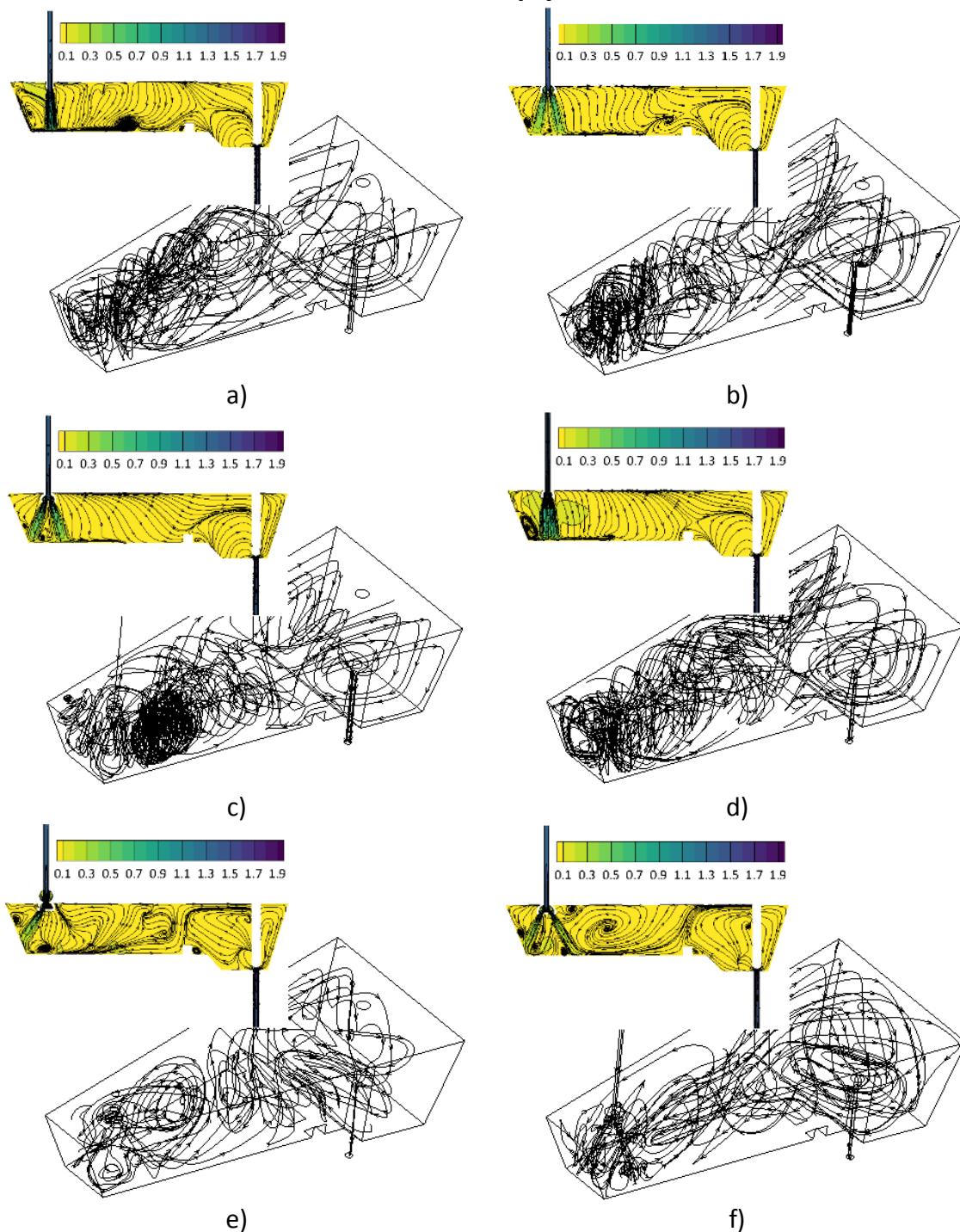
b) Symulacje nieizotermiczne

Analiza hydrodynamiki przepływu ciekłej stali przez jedno-wylewową kadz̄ pośrednią w warunkach nieizotermicznych wykazała, że uwzględnienie warunków cieplnych wpływa na zmianę zachowania ciekłej stali. Pod wpływem konwekcji cieplnej od połowy długości kadzi przepływ staje się bardziej symetryczny dla wariantu 1 i 2, z wylewem osłonowym zanurzonym płycej w ciekłej stali (rys.58b-c), a także dla wariantów 4 i 5, gdzie wylew zanurzony był głębiej (rys.59efl). Generalnie, zmiany

w przepływie ciekłej stali polegały na zmianie rozmiarów tworzących się cyrkulacji lub też zmianie ich położenia. Na podstawie analizy przepływu ciekłej stali na płaszczyźnie symetrii zauważono, że każdy z przepływów charakteryzuje się cyrkulacją między strumieniem zasilającym, a bliższą krótką ścianą kadzi pośredniej. Podobnie jak w przypadku innych wariantów, wymienione cyrkulacje różnią się między sobą wielkością oraz kształtem. Porównując hydrodynamikę przepływu dla wariantów z płytszym i głębszym zanurzeniem wylewu osłonowego w wariacie bazowym i w wariacie 5, zauważyć można zaniknięcie cyrkulacji przy dnie urządzenia, pojawiającej się przy mniejszym zanurzeniu wylewu osłonowego (rys.58a,f, rys.59a,f). Przeciwnie zjawisko zachodzi w wariacie 1, gdzie cyrkulacja, która nie istniała przy płytszym zanurzeniu wylewu, pojawiła się przy zanurzeniu głębszym (rys.58b, rys.59b). Jedynie w wariacie 5 zanurzonym płyciej w środkowej części kadzi pośredniej kształtuje się duża cyrkulacja (rys.58f). Niewielkie zawirowania ciekłej stali widoczne są również w wariacie 4 przy zanurzeniu wylewu na mniejszą głębokość i kształtują się w środkowej części kadzi pośredniej (rys. 58e). Warianty 2 zanurzony płyciej (rys.52c) oraz 4 i 5 zanurzone głębiej w ciekłej stali (rys.59e-f) cechują się wyraźnie opadająco-poziomym przepływem. Analiza pól prędkości przepływu ciekłej stali na płaszczyźnie symetrii wykazała, że w każdym wariacie poza strefą zalewową ciekła stal osiąga prędkość nie przekraczającą 0,1 m/s. Wzrost prędkości w strefie zasilania, poza strumieniem zasilającym (do ~0,3 m/s), obserwowany jest w wariacie bazowym oraz w wariacie 3 dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego (rys.58a,d, rys.59a,d).

Porównując przepływ ciekłej stali na płaszczyźnie zlokalizowanej pod powierzchnią swobodną ciekłej stali zauważyć można, że większość tworzących się cyrkulacji zlokalizowanych jest w strefie zalewania. W dużej części znikają one, gdy wylew osłonowy zanurzony jest głębiej w ciekłej stali. Porównując symetrię przepływu, jej wyraźnym brakiem cechują się warianty 4 i 5 zanurzone na mniejszą głębokość (rys.60e-f). W pozostałych przypadkach przepływ jest w dużej mierze symetryczny, z wyjątkami gdzie występuje obszar, w którym cyrkulacja przesunięta jest na jedną ze stron kadzi. Analiza pól prędkości przepływu ciekłej stali wykazała, że jej zwiększone wartości, w porównaniu do pozostałej części kadzi pośredniej, występują w strefie zalewowej dla wariantu bazowego, a także wariantów 1, 2 i 3, gdzie wylew zanurzony był płyciej w ciekłej stali (rys.60a-d) oraz dla wariantu bazowego i wariantów 1 i 3, z wylewami zanurzonymi głębiej (rys.61a-b,d). Najwyższe prędkości ciekłej stali występują dla wariantu bazowego i wynoszą ~0,18 m/s (rys.60a). W wariantach z zastosowanym wielootworowym wylewem osłonowym, prędkości te ulegają redukcji. Najniższe wartości prędkości (maksymalnie 0,1 m/s) osiągnęte są w wariacie 4 i 5 dla wylewu zanurzonego płyciej w ciekłej stali (rys.60e-f) oraz w wariacie 2, 4 i 5 dla wylewu zanurzonego na większą głębokość (maksymalnie 0,14 m/s) (rys.61c,e-f).

Zanurzenie płytsze



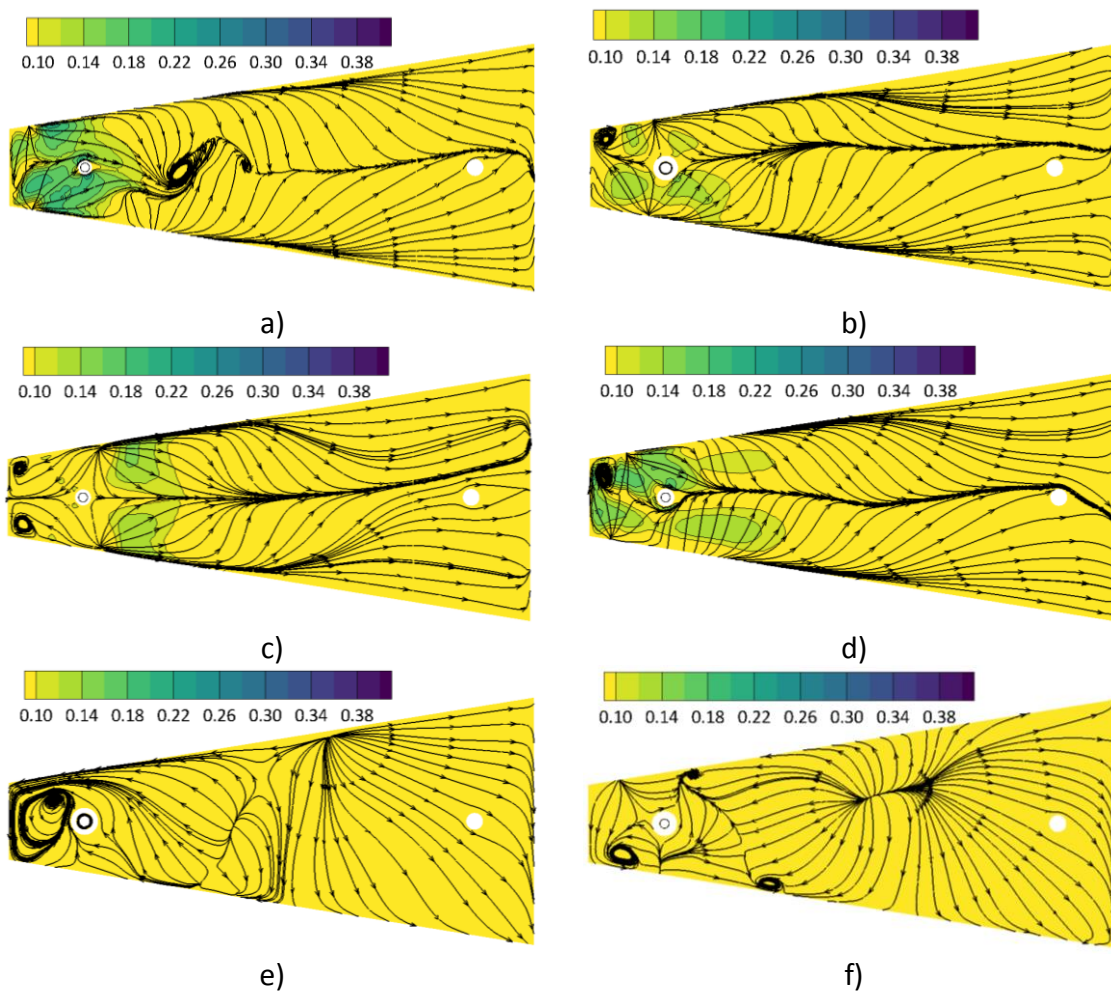
Rys.58. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą objętość kadzi pośredniej oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi dla płytszego zanurzenia wylewu ostonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze



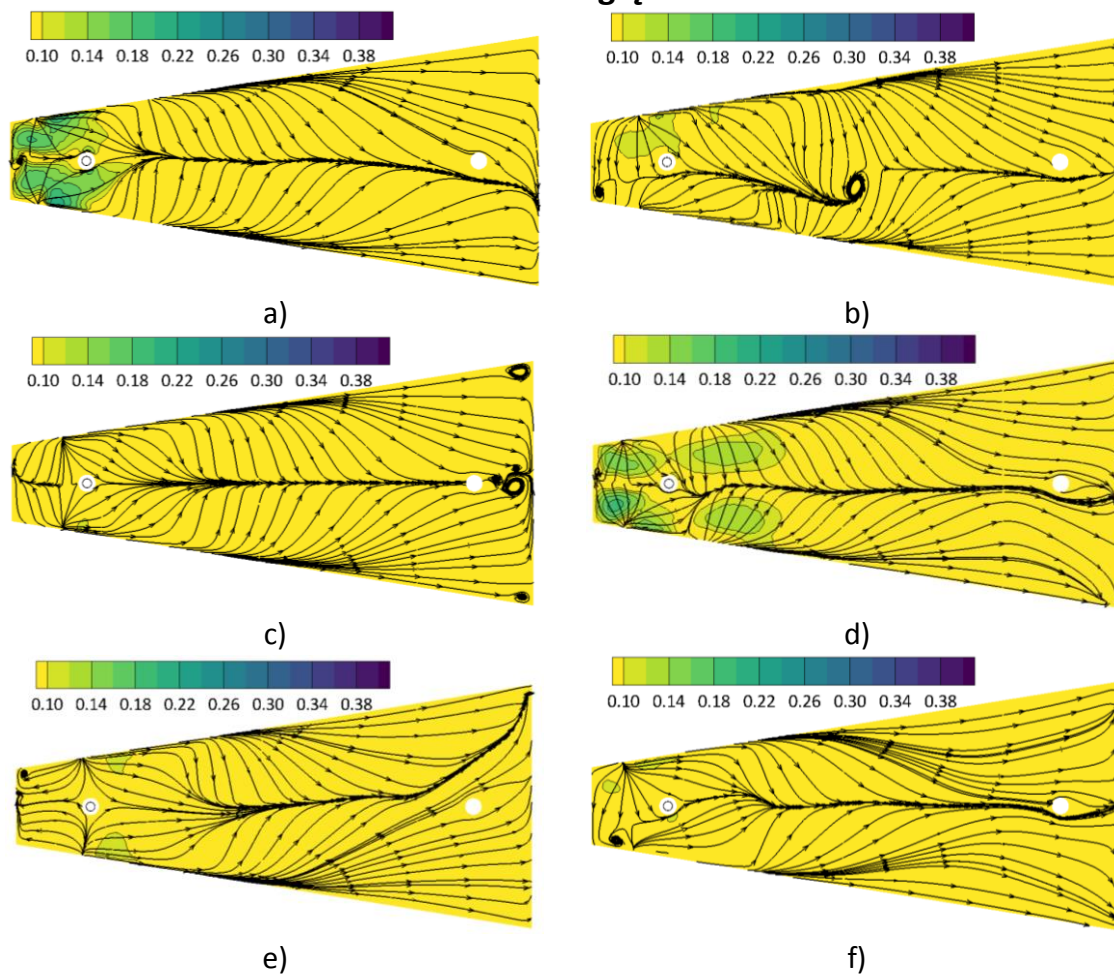
Rys.59. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą objętość kadzi pośredniej oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie płytsze



Rys.60. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu ostonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze



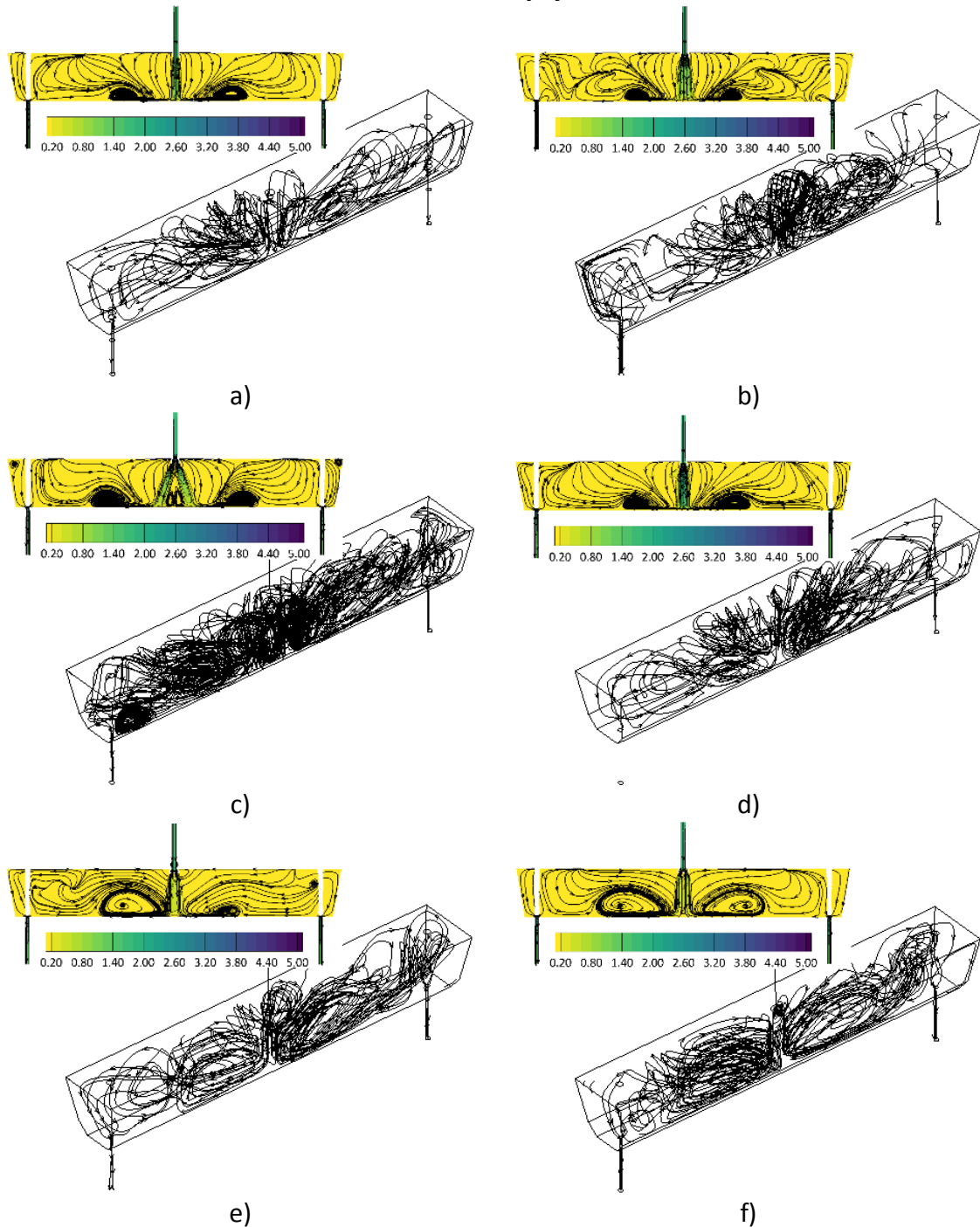
Rys.61. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Analiza przepływu ciekłej stali przez całą objętość dwu-wylewowej kadzi pośredniej z zastosowanymi warunkami nieizotermicznymi w dużej części wykazała podobne zachowanie ciekłej stali jak w warunkach izotermicznych. Najbardziej odmienną charakterystyką przepływu ciekłej stali, w stosunku do wariantów z wylewami wielootworowymi jest wariant 2, z wylewem zanurzonym płycej w ciekłej stali (rys.62c). W wariacie tym nie powstają charakterystyczne cyrkulacje w strefach wylewowych, ani w obszarach między strumieniem zasilającym, a wylewem zanurzeniowym. Jednakże porównując zachowanie ciekłej stali w warunkach uwzględniających warunki cieplne zauważyć można, że kształtujące się cyrkulacje uległy zmianom. W głównej mierze zmiany polegały na modyfikacji wielkości ich powierzchni- jej zwiększenie lub zmniejszenie. Część z nich zaniknęła. Ponadto, w wariacie 2 i 4, w których wylewy zanurzone były głębiej w ciekłej stali, zauważono, że zachowanie ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych jest podobne do przepływu występującego przy płytszym zanurzeniu wylewu osłonowego (rys.63c,e). Obserwacja

przepływu ciekłej stali na płaszczyźnie symetrii wskazała na pojawienie się przy dnie kadzi pośredniej cyrkulacji umiejscowionych po obu stronach strumienia zasilającego (rys.62-63). W wariancie 1 zanurzonym na większą głębokość przy zatyczkach od strony strefy zalewowej, w połowie wysokości kadzi pojawiają się dodatkowe cyrkulacje (rys.63b). W wariancie 2, dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali, pojawiają się dodatkowe dwie niewielkie cyrkulacje zlokalizowane między strumieniami wypływającymi z dwóch otworów (rys.62c, rys.63c). Ponadto, prawie każdy analizowany wariant cechuje się symetrią przepływu między lewą, a prawą stroną urządzenia. Wyjątkiem jest wariant 4, gdzie wylew zanurzony był na mniejszą głębokość (rys.62e). Tworzące się cyrkulacje posiadają różne rozmiary. W przypadku rozkładu prędkości ciekłej stali, zaobserwowano podobny rozkład jej wartości jak w warunkach izotermicznych. Przy zastosowaniu wylewu osłonowego zanurzonego płycej prędkości w strumieniu zalewowym w wariancie 4 i 5 jest podobny do prędkości z wariantu bazowego ($\sim 0,3$ m/s).

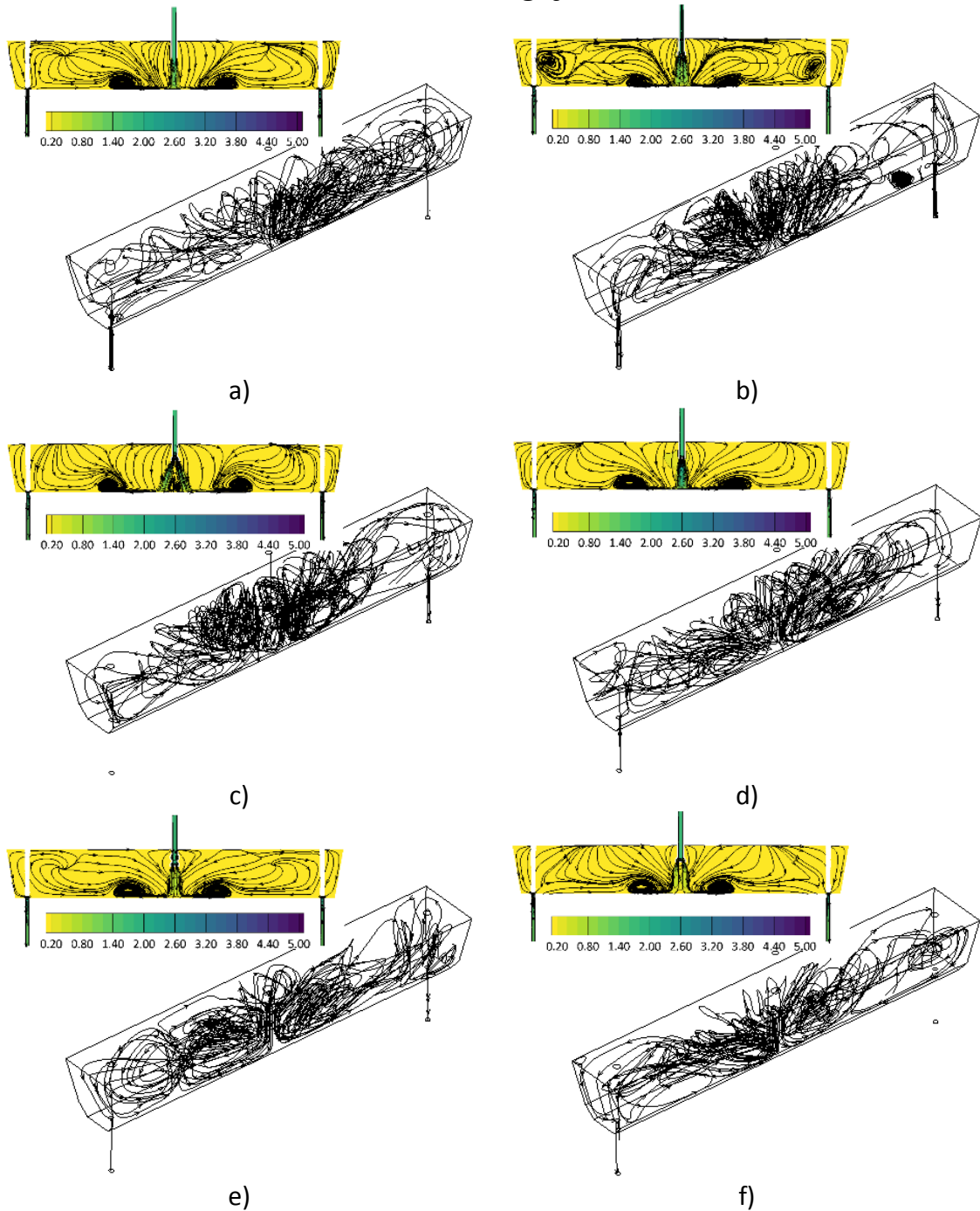
Na płaszczyźnie górnej zauważyć można w większości przypadków niewielkie cyrkulacje zlokalizowane głównie wokół strefy zalewowej. Wyraźna symetria przepływu, zarówno wzdłuż osi wzdłużnej, jak i po lewej i prawej stronie kadzi, zauważalna jest w wariancie 5 dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego (rys.64f, rys.65f). W wariancie 4, w którym użyto wylewu 3-otworowego, tworzące się cyrkulacje znajdują się po jednej stronie kadzi- tam gdzie umieszczone są 2 otwory wylewowe (rys.64e, rys.65e). Podobnie jak w przypadku kadzi jedno-wylewowej w warunkach izo- i nieizotermicznych oraz dla kadzi dwu-wylewowej w warunkach izotermicznych zwiększenie prędkości przepływu pod powierzchnią swobodną ciekłej stali występuje w strefie zalewowej w szczególności w wariancie 1 i 2, a zwłaszcza w wariancie 3, gdzie wartości prędkości sięgają $0,26$ m/s (rys.64b-d, rys.65 b-d). Najspokojniejszy przepływ ciekłej stali na płaszczyźnie symetrii obserwowany jest w wariancie 5 z wylewem osłonowym zanurzonym na większą głębokość, a maksymalne prędkości ciekłej stali nie przekraczają $0,1$ m/s.

Zanurzenie płytsze



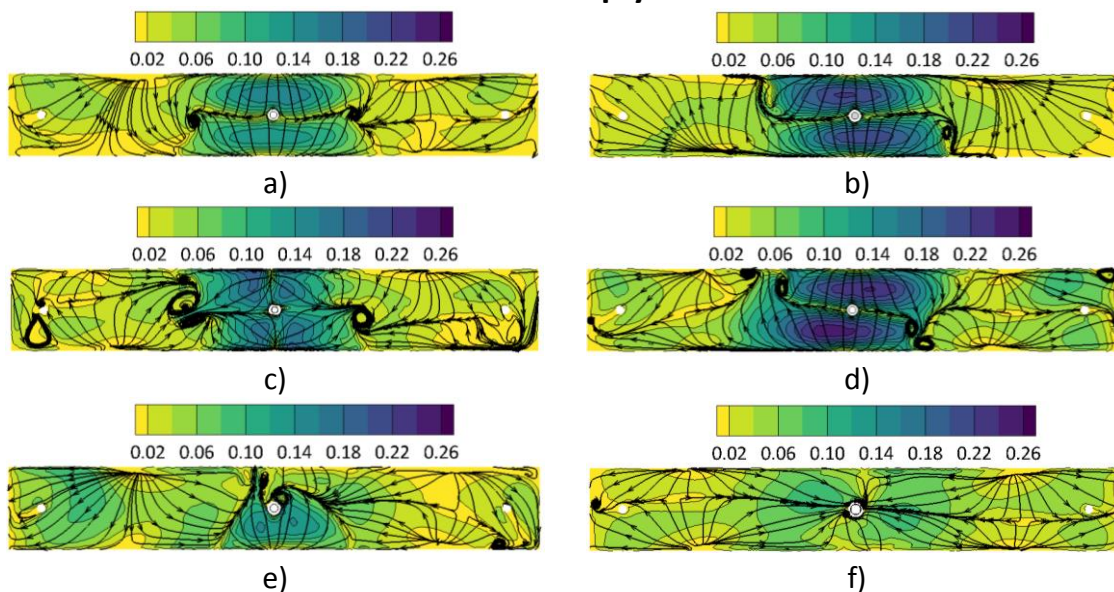
Rys.62. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze



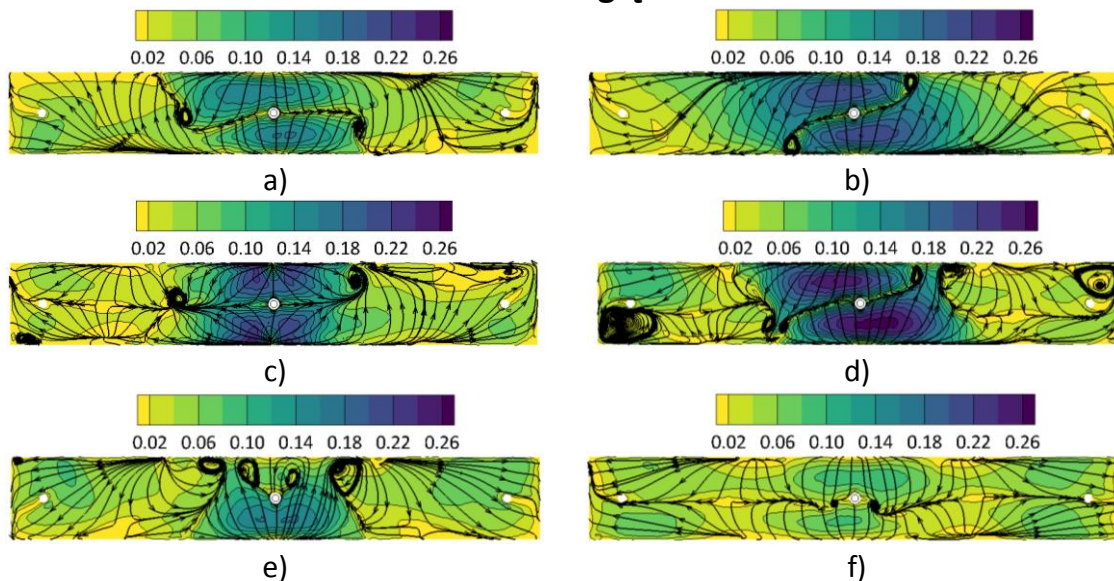
Rys.63. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie płytsze



Rys.64. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Zanurzenie głębsze



Rys.65. Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5

Wykonana analiza średnich prędkości przepływu ciekłej stali w analizowanych kadziach pośrednich wykazała, że dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej jedynie w wariantcie 3 o płytszym zanurzeniu wylewu osłonowego w ciekłej stali uzyskana średnia prędkość stali jest wyższa niż w wariantcie bazowym. Natomiast, dla kadzi

pośredniej dwu-wylewowej redukcję prędkości przy płytszym zanurzeniu wylewu odnotowano w wariancie 1 oraz 5, natomiast dla głębszego zanurzenia zmniejszenie średnich prędkości ciekłej stali wystąpiło w wariancie 5. Porównując wyniki uzyskane w symulacjach numerycznych przeprowadzonych w warunkach nieizotermicznych, średnie prędkości ciekłej stali nie różnią się znacznie od tych uzyskanych w warunkach izotermicznych.

Tablica 5. Średnia prędkość ciekłej stali w analizowanych wariantach kadzi pośrednich w warunkach nieizotermicznych

	Kadz pośrednia jedno-wylewowa		Kadz pośrednia dwu-wylewowa	
	Zan. płytsze	Zan. głębsze	Zan. płytsze	Zan. głębsze
Wariant bazowy	0,0385 m/s	0,0386 m/s	0,0599 m/s	0,0554 m/s
Wariant 1	0,0332 m/s	0,0313 m/s	0,0556 m/s	0,0566 m/s
Wariant 2	0,0331 m/s	0,0293 m/s	0,0703 m/s	0,0691 m/s
Wariant 3	0,0419 m/s	0,0370 m/s	0,0880 m/s	0,0817 m/s
Wariant 4	0,0312 m/s	0,0274 m/s	0,0632 m/s	0,0592 m/s
Wariant 5	0,0316 m/s	0,0276 m/s	0,0565 m/s	0,0528 m/s

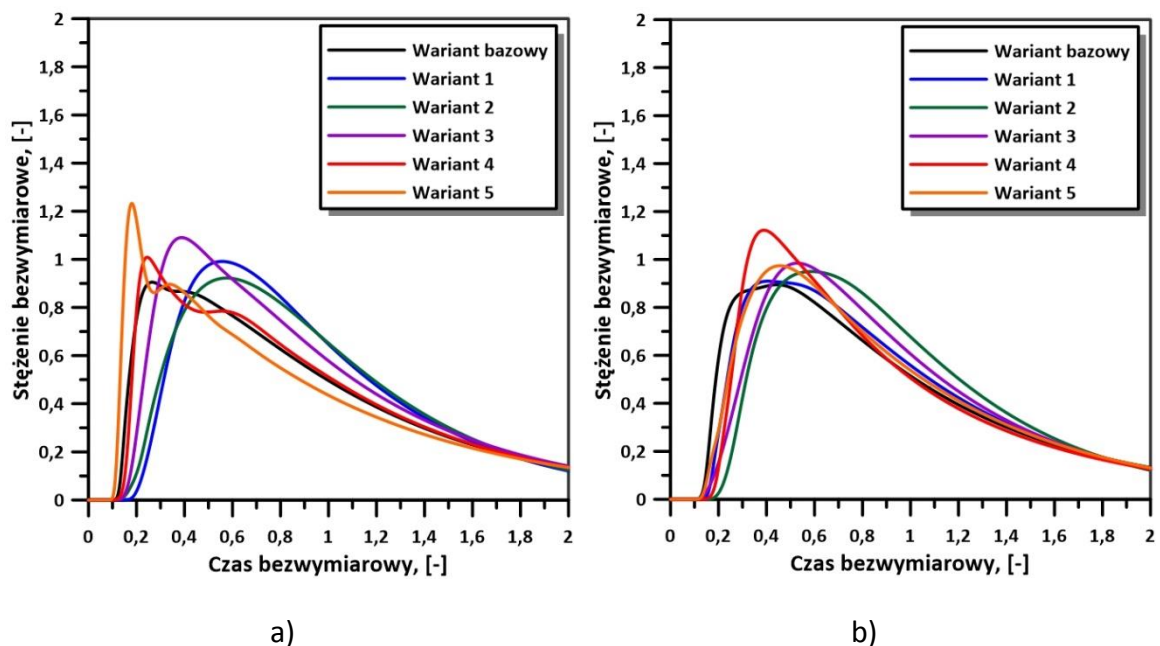
3.4.2.2. Analiza charakterystyk czasu przebywania RTD

a) Symulacje izotermiczne

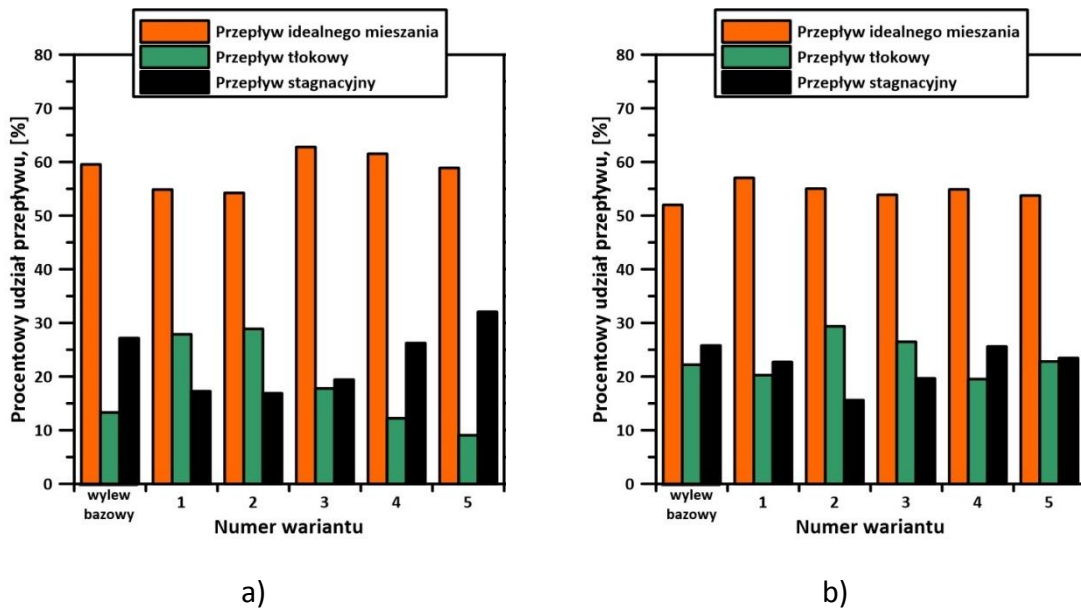
Rejestracja rozkładu stężenia znacznika na wylewie wprowadzanego metodą impulsową, umożliwiła uzyskanie graficznego rozkładu w postaci krzywej czasu przebywania (RTD) (rys.66). Obserwacja kształtu krzywych wskazała na kształtowanie się przepływów recyrkulacyjnych w wariancie bazowym oraz w wariantach 4 i 5, w których wylewy zanurzone były na płytszą głębokość w ciekłej stali. Przy głębszym zanurzeniu wylewów, nie zauważono wymienionego zjawiska. Ponadto, obserwacja maksymalnego stężenia bezwymiarowego znacznika w danych wariantach wykazała, że dla wariantu bazowego oraz wariantów 1, 3 i 5 maksymalne stężenie znacznika jest wyższe w kadziach, w których zanurzenie wylewu osłonowego w ciekłej stali było płytsze, niż w kadziach, w których wylewy osłonowe zanurzone były na większą głębokość. Przeciwnie zachowanie zauważono w wariancie 4. Natomiast, podobną wartością maksymalnego stężenia bezwymiarowego, dla obu zanurzeń wylewu w ciekłej stali charakteryzuje się wariant 2.

Na podstawie uzyskanych krzywych RTD typu E obliczono udział procentowy poszczególnych rodzajów przepływów w kadzi pośredniej (rys.67). Największy wzrost przepływu aktywnego w stosunku do wariantu bazowego zaobserwować można dla wariantu 2 z wylewem zanurzonym na płytszą głębokość (powyżej 83%) oraz zanurzonego na głębszą głębokość (powyżej 84%). Zwiększenie tego rodzaju przepływu odbywa się w tym przypadku głównie na drodze zwiększenia przepływu tłokowego,

który wynosi niemal 30% dla wylewu zanurzonego głębiej w ciekłej stali oraz niemal 29% dla wylewu zanurzonego płycej. Podobnym udziałem przepływu aktywnego charakteryzują się warianty 1 i 3, z wylewami znajdującymi się płycej pod powierzchnią swobodną ciekłej stali, jednakże różnią się one udziałem przepływu tłokowego. Dla wariantu 1 wynosi on niecałe 28%, natomiast dla wariantu 3- 10% mniej. Wariant 3 charakteryzuje się najwyższym udziałem przepływu idealnego mieszania, spośród wszystkich wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej i wynosi ~63%. Redukcja procentowego udziału przepływu tłokowego zachodzi na skutek działania wylewów osłonowych zastosowanych w wariantach 4 i 5, gdzie wylewy zanurzone były na mniejszą głębokość. Jednocześnie wariant 5, w którym wylew zanurzony był płycej w ciekłej stali, charakteryzuje się najwyższym udziałem przepływu stagnacyjnego, również wśród wariantów, w których wylew zanurzony był na większą głębokość. W przypadku analizy procentowego udziału poszczególnych rodzajów przepływów w wariantach, w których wylewy osłonowe zanurzone były większą głębokość, zauważalne jest, że prawie wszystkie zaproponowane wielootworowe wylewy korzystnie wpływają na wzrost udziału przepływu aktywnego- w przeciwieństwie do zanurzenia płytszego. Jedynie wariant 4 cechuje się podobnym udziałem przepływów jak w wariantcie bazowym. Podobnie jak dla zanurzenia płytszego wylewu osłonowego, największym udziałem przepływu idealnego mieszania charakteryzuje się wariant 4.

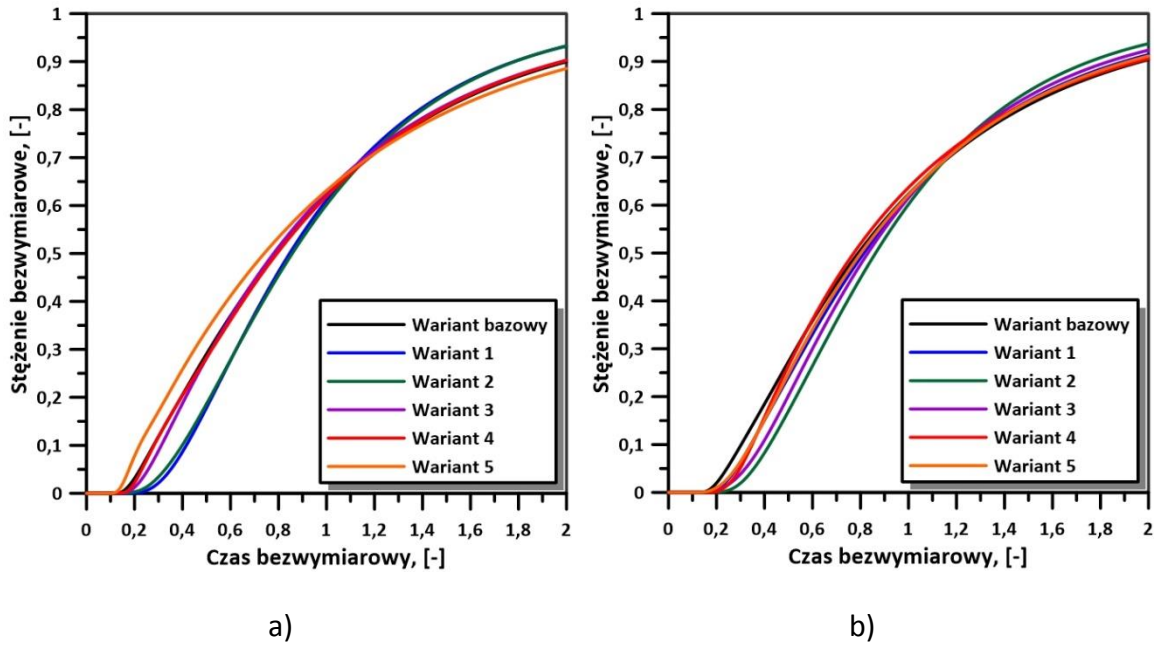


Rys.66. Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych

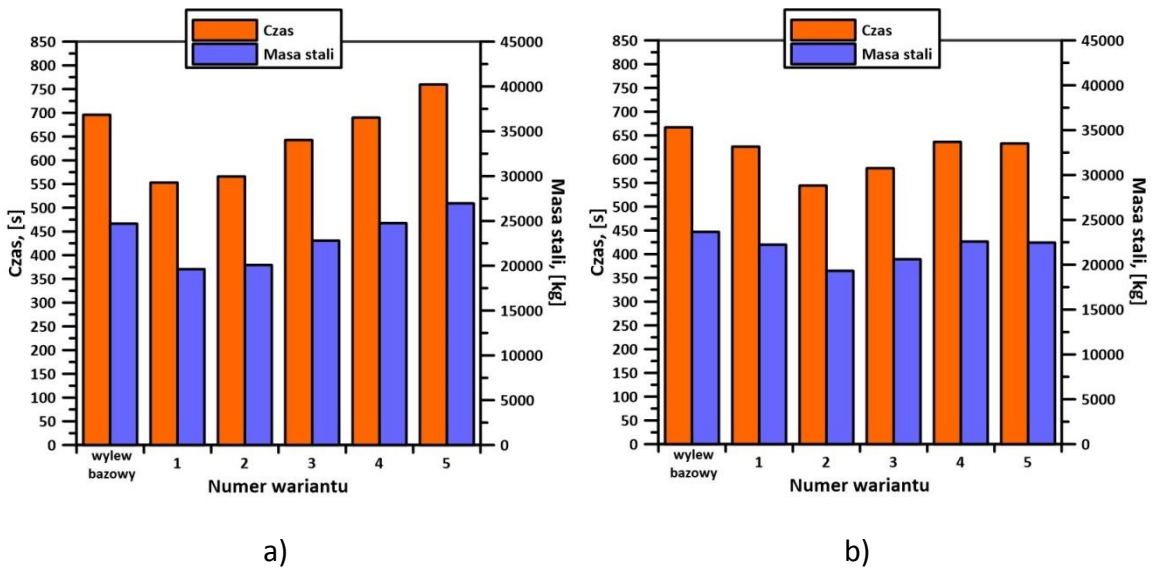


Rys.67. Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych

Na rysunku 68 przedstawione zostały krzywe czasu przebywania RTD typu F wykonane dla warunków izotermicznych. Na podstawie krzywych obliczono rozpiętość strefy przejściowej, w której wlewek charakteryzuje się pośrednim składem chemicznym oraz masę stali, o pośrednim składzie chemicznym. Obserwacja krzywych typu F wykazała, że zarówno dla zanurzenia płytszego, jak i głębszego, krzywe charakteryzują się łagodnym przebiegiem, za wyjątkiem wariantu 4 przy płytszym zanurzeniu wylewu osłonowego. Dla niższej wartości zanurzenia wylewu osłonowego, najmniejsza rozpiętość strefy przejściowej między wartością 0,2, a 0,8 stężenia bezwymiarowego oraz najmniejsza masa stali o pośrednim składzie chemicznym występują dla wariantu 1 (~550 s; 19 621 kg), natomiast przy większej głębokości zanurzenia wylewu najmniejsza strefa przejściowa i najmniejsza masa stali o pośrednim składzie chemicznym występują dla wariantu 2 (~545 s, 19 312 kg). Najdłuższy czas trwania strefy przejściowej dla wariantów z wylewem zanurzonym na płytszą głębokość w ciekłej stali oraz największa masa stali o pośrednim składzie chemicznym występują dla wariantu 5 (~760 s, 26 957 kg), natomiast dla zanurzenia głębszego, dla wariantu bazowego (~696 s, 23 667 kg), co oznacza, że dla zanurzenia głębszego wylewu osłonowego, każdy zaproponowany wylew redukuje rozpiętość strefy przejściowej (rys.69).

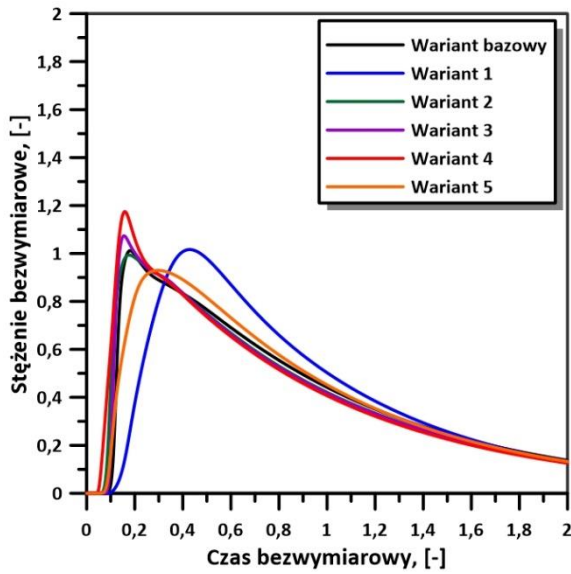


Rys.68. Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych

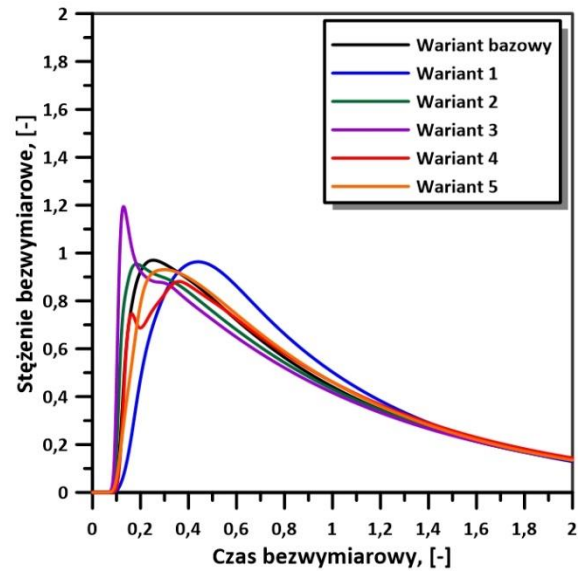


Rys.69. Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o średnim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych

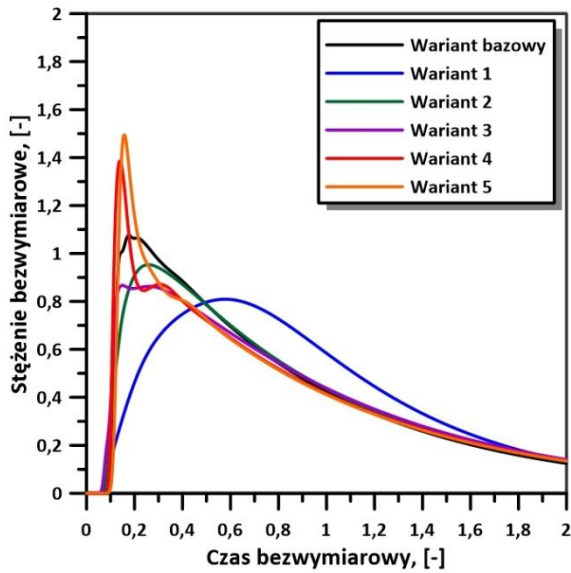
Analiza kształtu krzywych RTD typu E dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla warunków izotermicznych wykazała, że najpóźniej odczytane maksymalne stężenie bezwymiarowe spośród wszystkich wariantów występuje w wariancie 1, dla zanurzenia płytszego i głębszego. Pozostałe warianty cechują się, mniejszym oddaleniem 'maksimum' na osi X (rys.70). Potwierdzeniem rozkładu krzywych są wyliczone na ich podstawie procentowe udziały poszczególnych rodzajów przepływu (rys.71). Dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali w wariancie bazowym udział przepływu stagnacyjnego wynosi ponad 31,5%. Najlepszymi wynikami, pod względem zmniejszenia średniej wartości udziału przepływu stagnacyjnego oraz zwiększenia przepływu tłokowego cechuje się wariant 1. Średnie wartości dla wymienionych przepływów wynoszą: 26% udziału przepływu stagnacyjnego oraz 21,75% udziału przepływu tłokowego. Zanurzenie wylewów osłonowych na większą głębokość w ciekłej stali, wykazuje podobny rozkład poszczególnych przepływów dla niemal wszystkich analizowanych wariantów. Biorąc pod uwagę wartości średnie procentowego udziału przepływów, znaczne zwiększenie przepływu tłokowego odnotować można dla wariantu 1, w którym wartość wymienionego przepływu wynosi 28,7%. W pozostałych wariantach udział przepływu tłokowego jest mniejszy niż dla wariantu bazowego.



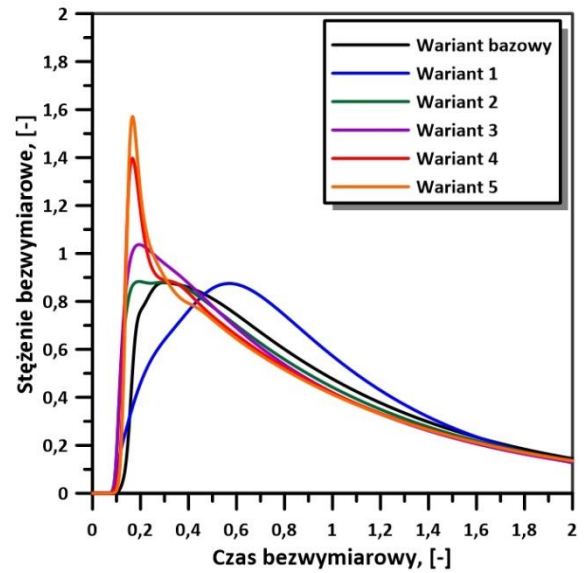
a)



b)

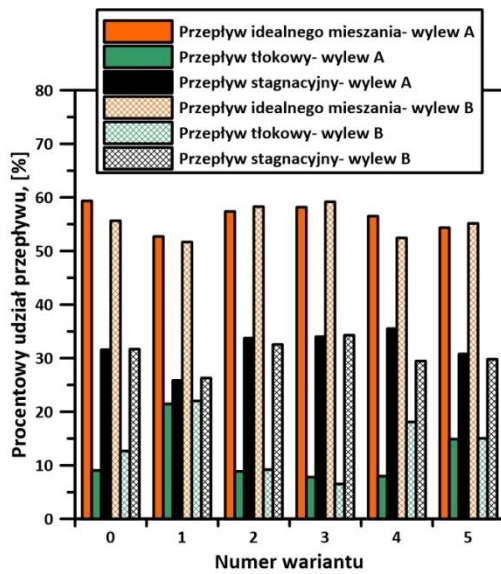


c)

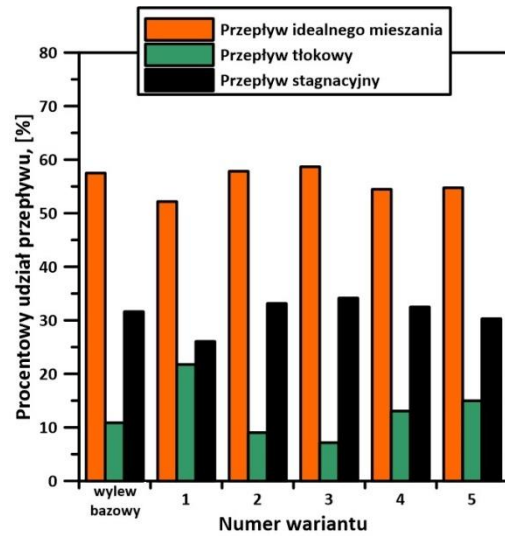


d)

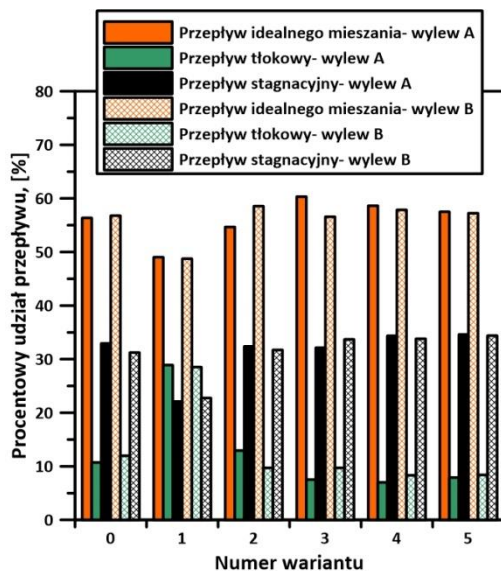
Rys.70. Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków izotermicznych



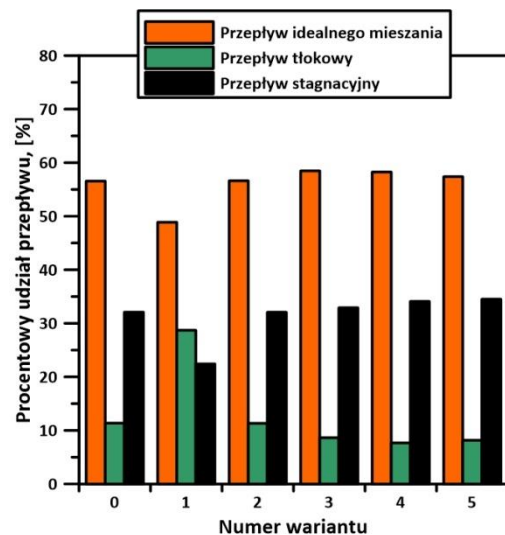
a)



b)



c)

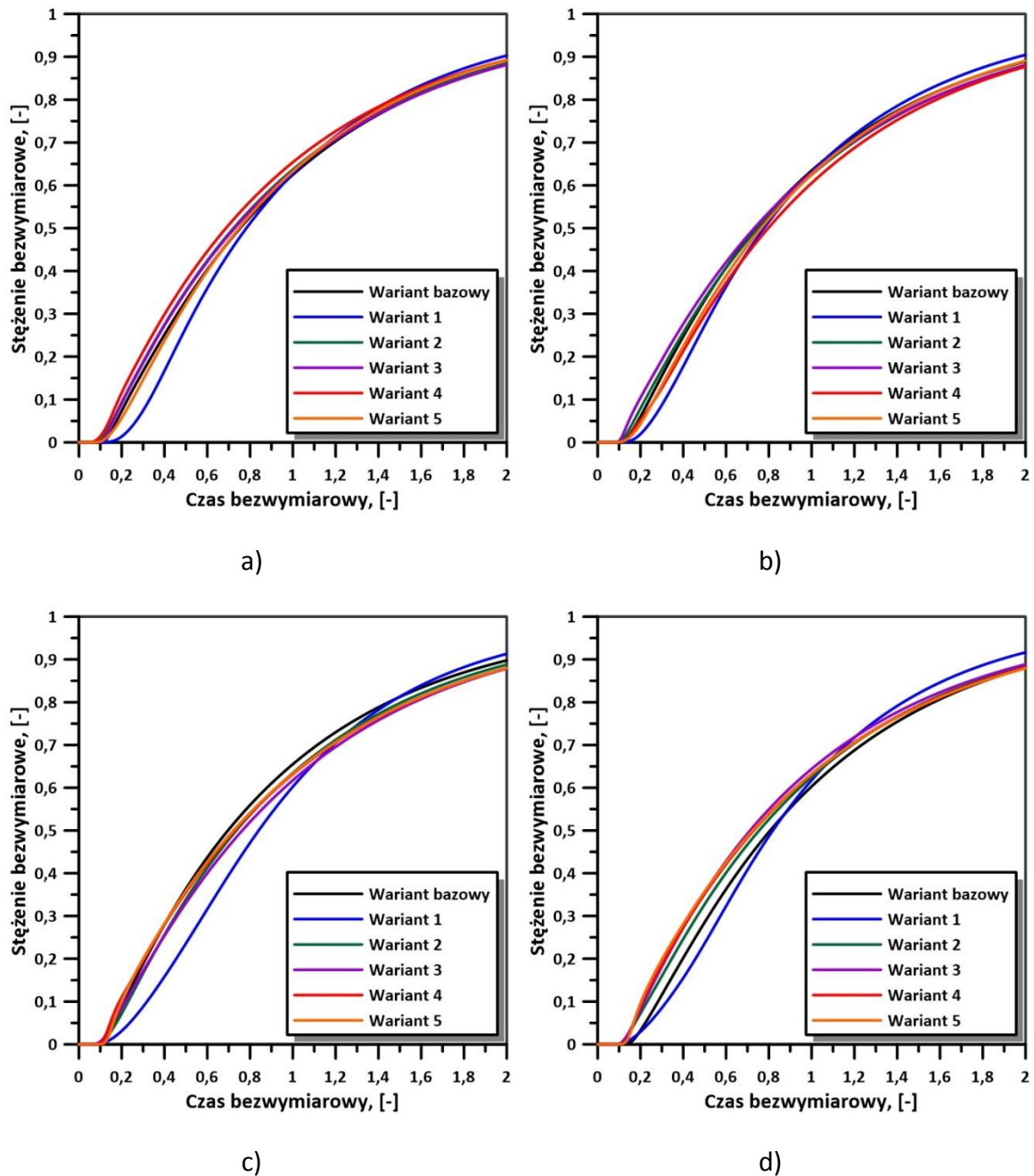


d)

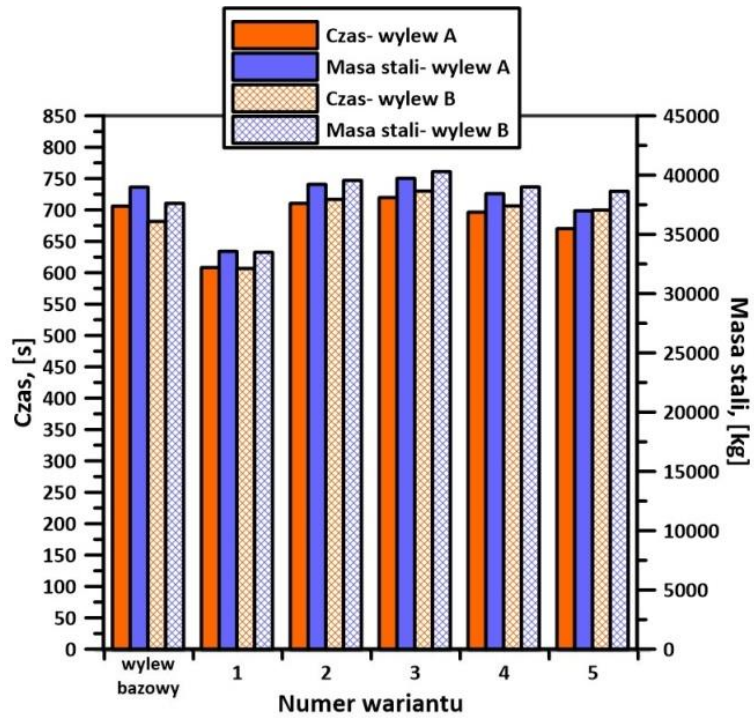
Rys.71. Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A i B, b) średnia wartość z dwóch wylewów oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A i B, d) średnia wartość z dwóch wylewów dla warunków izotermicznych

Analiza krzywych RTD typu F dla przedstawionych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej wykazała, że w głównej mierze wymienione krzywe charakteryzują się podobnym kształtem niezależnie od głębokości zanurzenia wylewu osłonowego (rys.72). Potwierdzeniem wyznaczonych krzywych są wyliczone zakresy strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym. Dla wariantu 1 rozpiętość strefy przejściowej, a tym samym masa wlewka o przejściowym składzie chemicznym jest najmniejsza spośród pozostałych wariantów kadzi pośredniej dla obu

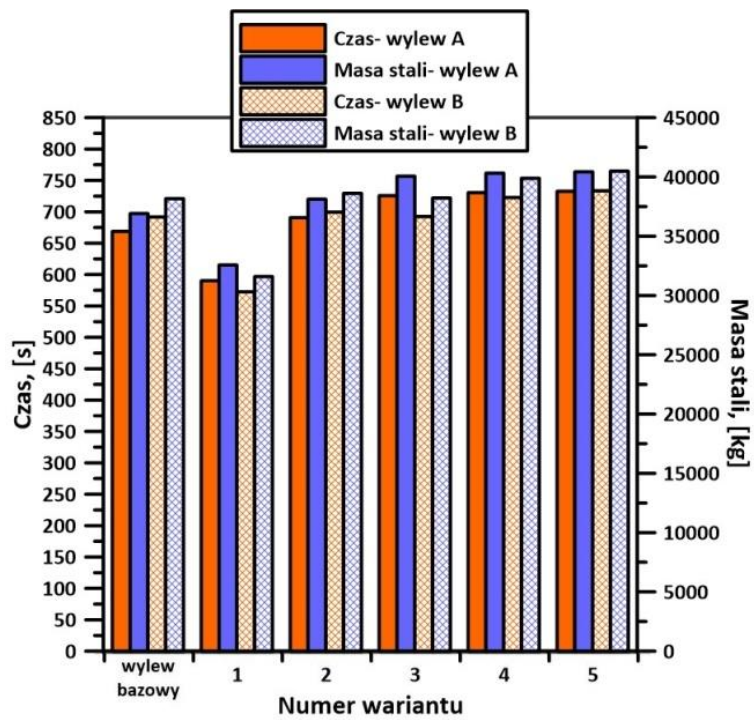
głębokości zanurzenia. Nieco mniejsze wartości analizowanych parametrów odnotowano w kadzi, w której wylew osłony umieszczony był głębiej w ciekłej stali. W pozostałych wariantach wartości analizowanych parametrów były wyższe lub równe wymienionym wartościom z wariantu bazowego, niezależnie od zastosowanej głębokości zanurzenia (rys.73).



Rys.72. Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków izotermicznych



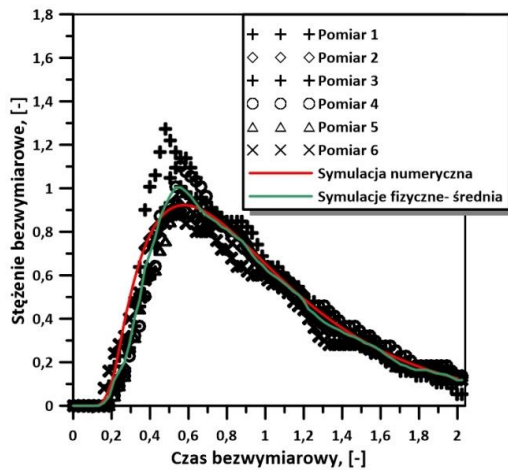
a)



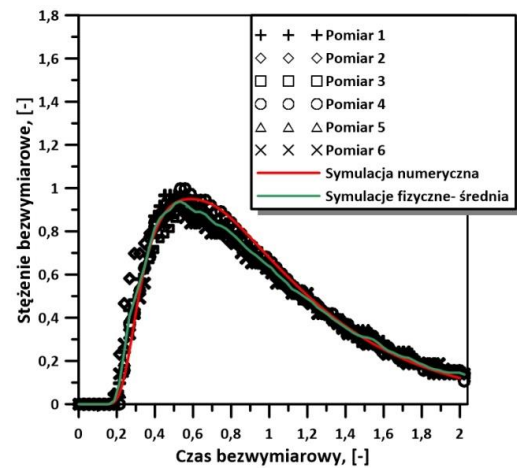
b)

Rys.73. Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych

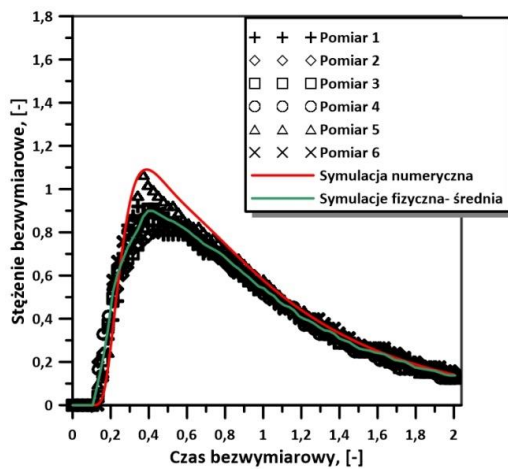
W celu weryfikacji symulacji numerycznych dla układu jednofazowego wykonano badania laboratoryjne na szklanym modelu wodnym jedno-wylewowej kadzi pośredniej. Polegały one na jednorazowym wprowadzeniu znacznika (roztwór KCl) do wody przepływającej przez urządzenie. Zmianę stężenia rejestrowano, uzyskane wyniki opracowano i przedstawiono w postaci krzywej RTD typu E. Otrzymane krzywe z pomiarów uśredniono, następnie średnią krzywą z symulacji fizycznych naniesiono na wykresy, a obliczone procentowe udziały poszczególnych przepływów porównano z wynikami symulacji numerycznych. Krzywe otrzymane z poszczególnych pomiarów, w głównej mierze, zbliżone są swoim kształtem do siebie. Na podstawie przeprowadzonych symulacji numerycznych i wykonanej analizy do badań na modelu wodnym wybrano 3 zmodyfikowane wylewy z wariantów 2, 3 i 5. Największe rozbieżności między poszczególnymi pomiarami występują dla wariantu 2, w którym wylew zanurzony był na mniejszą głębokość (rys.74a) oraz dla wariantu 5, dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego (rys.74e-f). Porównując średnie krzywe z eksperymentów laboratoryjnych do krzywych z symulacji komputerowych zauważyć można, że kształty wymienionych krzywych są do siebie zbliżone, jednakże w większości przypadków (oprócz wariantu 2 dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego (rys.74-b)) maksymalne stężenie znacznika w symulacjach numerycznych jest większe niż to, uzyskane w badaniach wodnych. Dodatkowe określenie udziału poszczególnych rodzajów przepływu (rys.75) pozwoliło wykazać, że uzyskany procentowy udział przepływu tłokowego z symulacji fizycznych jest przeważnie o kilka procent wyższy w porównaniu do tego, otrzymanego w symulacjach numerycznych (w wariantcie 3, z wylewem zanurzonym głębiej w ciekłej stali, udziały te są porównywalne. Jednakże dla przepływu aktywnego dla wariantu 2, dla obu głębokości zanurzenia wylewu oraz dla wariantu 3, dla zanurzenia wylewu płycej w ciekłej stali- wyniki z symulacji fizycznych są o kilka procent niższe niż te uzyskane w symulacjach numerycznych. W wariantcie 5 dla obu głębokości zanurzenia wylewu, zależność ta jest odwrotna. Podobne do siebie wyniki, potwierdzające krzywe przedstawione na rysunku 74d, uzyskano dla wariantu 3, gdzie wylew zanurzony był głębiej w ciekłej stali. Pomimo rozbieżności między wynikami fizycznymi, a numerycznymi, wyraźnie można wskazać tendencję w wynikach, wykazującą, który wylew posiada najwyższy i najniższy udział przepływu tłokowego i aktywnego. Zarówno dla pomiarów eksperymentalnych, jak i symulacji komputerowych, najwyższy udział przepływu tłokowego uzyskano dla wariantu 2, dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego, najniższy dla wariantu 5, z wylewem zanurzonym na większą głębokość. Podobną zależność uzyskano dla procentowego udziału przepływu aktywnego.



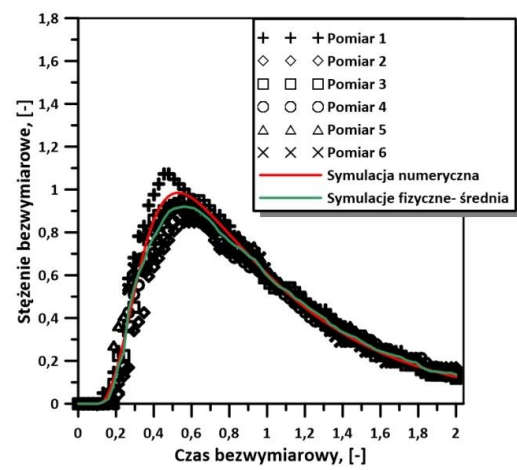
a)



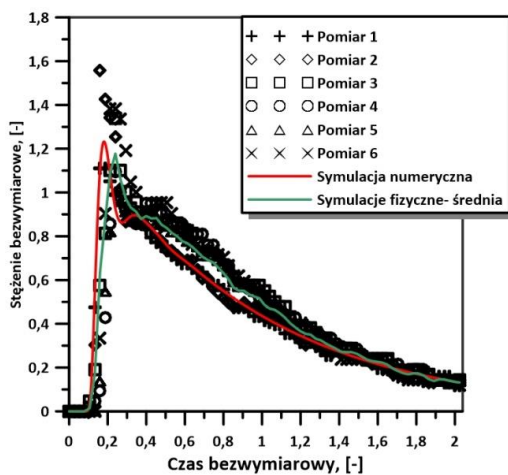
b)



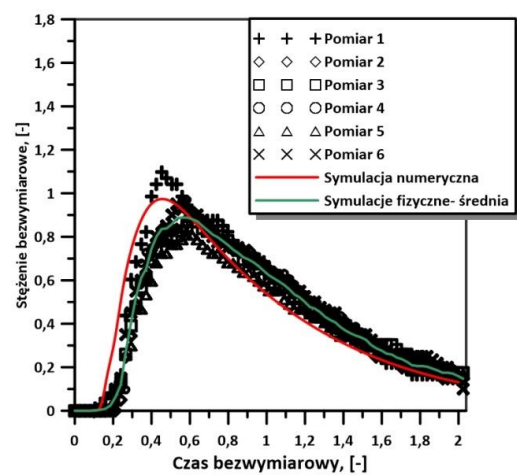
c)



d)

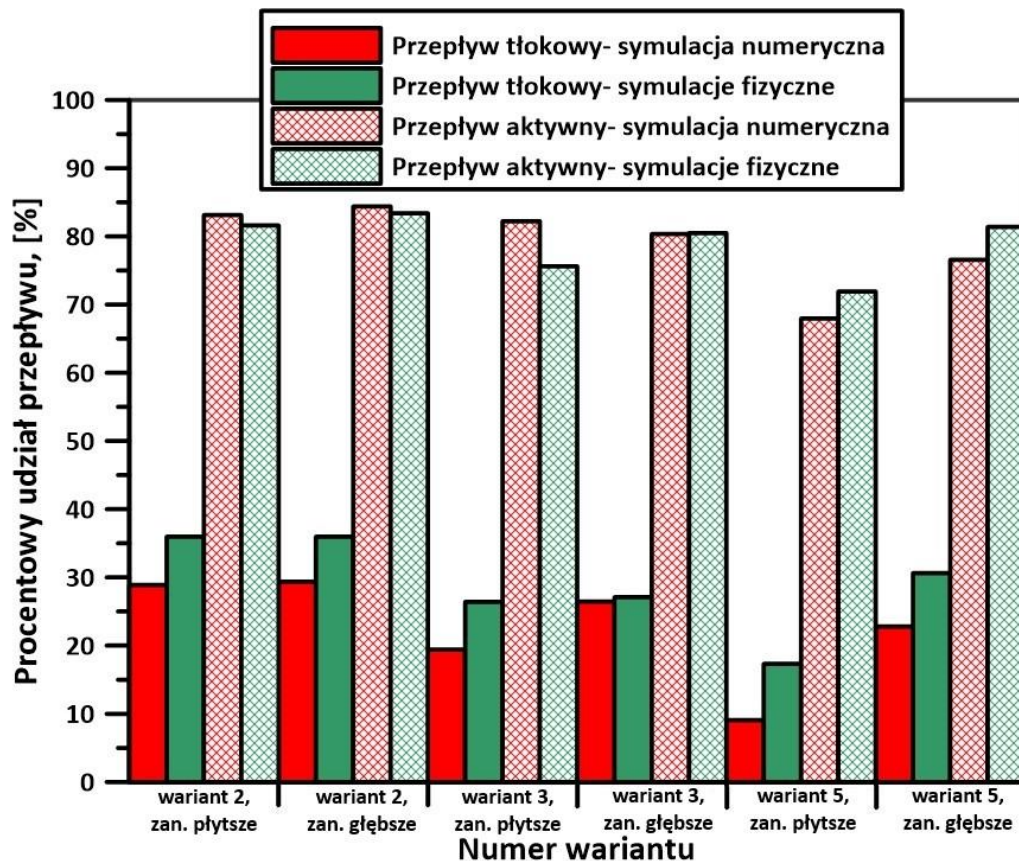


e)



f)

Rys.74. Krzywe RTD typu E w warunkach izotermicznych: a) wariant 2, zan. płytsze, b) wariant 2 zan. głębsze, c) wariant 3 zan. płytsze, d) wariant 3 zan. głębsze, e) wariant 5 zan. płytsze, f) wariant 5 zan. głębsze



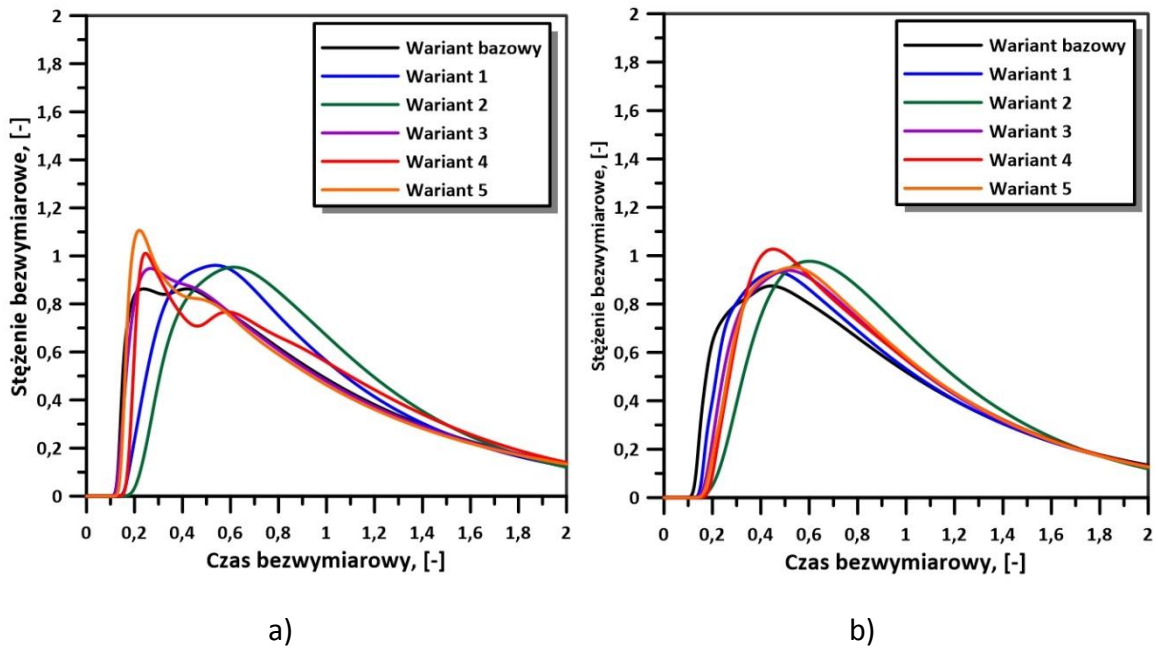
Rys.75. Porównanie procentowego udziału przepływu tłokowego i aktywnego między symulacjami numerycznymi oraz symulacjami fizycznymi

b) Symulacje nieizotermiczne

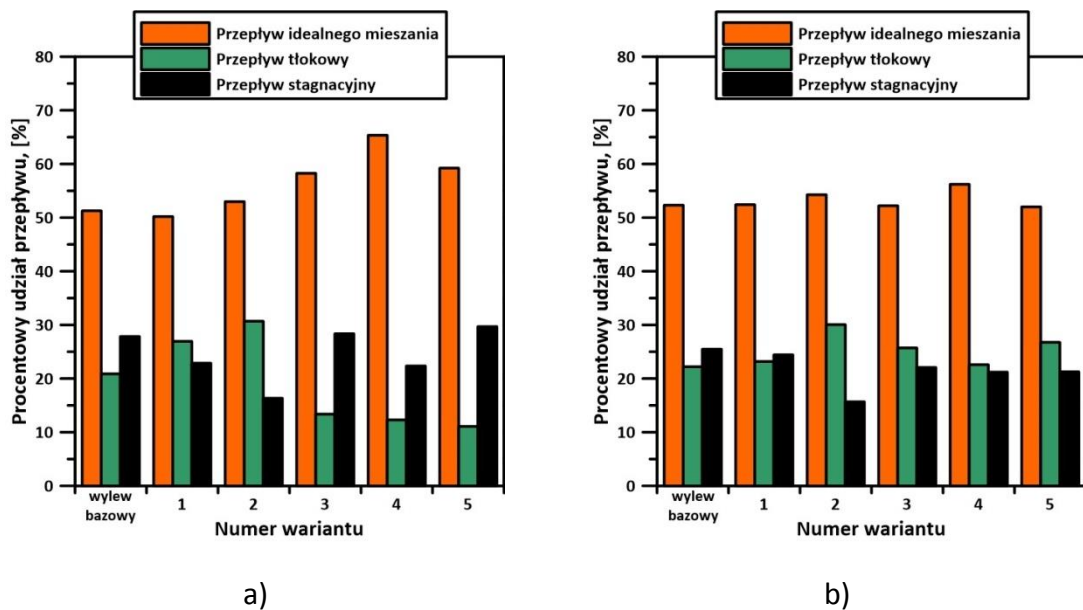
W celu przeprowadzenia analizy wpływu wielootworowych wylewów osłonowych na zachowanie ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej w warunkach nieizotermicznych, wykonano charakterystyki czasu przebywania RTD typu E (rys.76). Na podstawie uzyskanych wyników zauważono, że zmiana kształtu wylewu, ilość otworów wylewowych oraz głębokość zanurzenia oddziałują na hydrodynamikę przepływu ciekłej stali w kadzi pośredniej. Dla wariantów 4 i 5 wyraźnie widać, że wyższe maksymalne stężenie bezwymiarowe występuje dla wariantów, w których wylewy zanurzone były na mniejszą głębokość. W pozostałych przypadkach maksymalne stężenie, między symulacjami z dwiema głębokościami zanurzenia, jest do siebie zbliżone. W zachowaniu ciekłej stali w kadzi pośredniej, istotny jest średni czas przebywania ciekłej stali w kadzi. Wraz z jego wydłużeniem rośnie potencjalna możliwość do wypłynięcia wtrąceń niemetalicznych w kierunku żużła. Porównując wpływ zanurzenia na hydrodynamikę stali, zauważyć można, że stosując wylew osłonowy na większej głębokości, uzyskane średnie czasy przebywania między poszczególnymi wariantami, są do siebie bardziej zbliżone niż w przypadku mniejszego zanurzenia. Ponadto zastosowanie płytszego zanurzenia w przypadku niektórych wariantów (wariant bazowy, 4, 5) przyczynia się do

kształtowania przepływu recyrkulacyjnego. Najbardziej podobny kształt krzywej RTD typu E, dla obu głębokości zanurzenia występuje dla wariantu 2.

Podobnie jak dla warunków izotermicznych, wykonana analiza ilościowa uwzględniająca warunki cieplne, wskazała na wpływ zastosowania zaproponowanych wylewów osłonowych na procentowy rozkład przepływów w analizowanej kadzi pośredniej (rys.77). Największy wzrost przepływu aktywnego w stosunku do wariantu bazowego zaobserwować można dla wariantu 2, gdzie dla obu głębokości zanurzenia wylewu osłonowego wynosi on ~84%. Jednocześnie poszczególne udziały przepływów pozostają na zbliżonym do siebie poziomie. Podobnym przepływem aktywnym, dla wariantów z wylewem osłonowym zanurzonym na płytszą głębokość (~77%) charakteryzują się warianty 1 i 4, jednakże różnią się one udziałem przepływu tłokowego. Dla wariantu 1 wynosi on niemal 27%, natomiast dla wariantu 4- ponad 12%. Mimo dużego udziału przepływu aktywnego, wariant 4 cechuje się największym przepływem idealnego mieszania- ponad 65%. Redukcja procentowego udziału przepływu tłokowego, dla wylewów zanurzonych płycej w ciekłej stali, występuje na skutek działania wylewów osłonowych z wariantów 3, 4, 5. W przypadku analizy wpływu głębszego zanurzenia wylewu osłonowego na procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływu, zauważalne jest (podobnie jak dla warunków izotermicznych), że wszystkie zaproponowane warianty korzystnie wpływają na wzrost udziału przepływu aktywnego- przeciwnie do wariantów, w których wylewy zanurzone były płycej w ciekłej stali. Warianty 4 i 5 cechują się podobnym udziałem przepływu aktywnego- powyżej 78%, jednakże większy udział przepływu tłokowego występuje w wariacie 5. Podobnie jak dla zanurzenia płytszego, największym udziałem przepływu idealnego mieszania charakteryzuje się wariant 4.



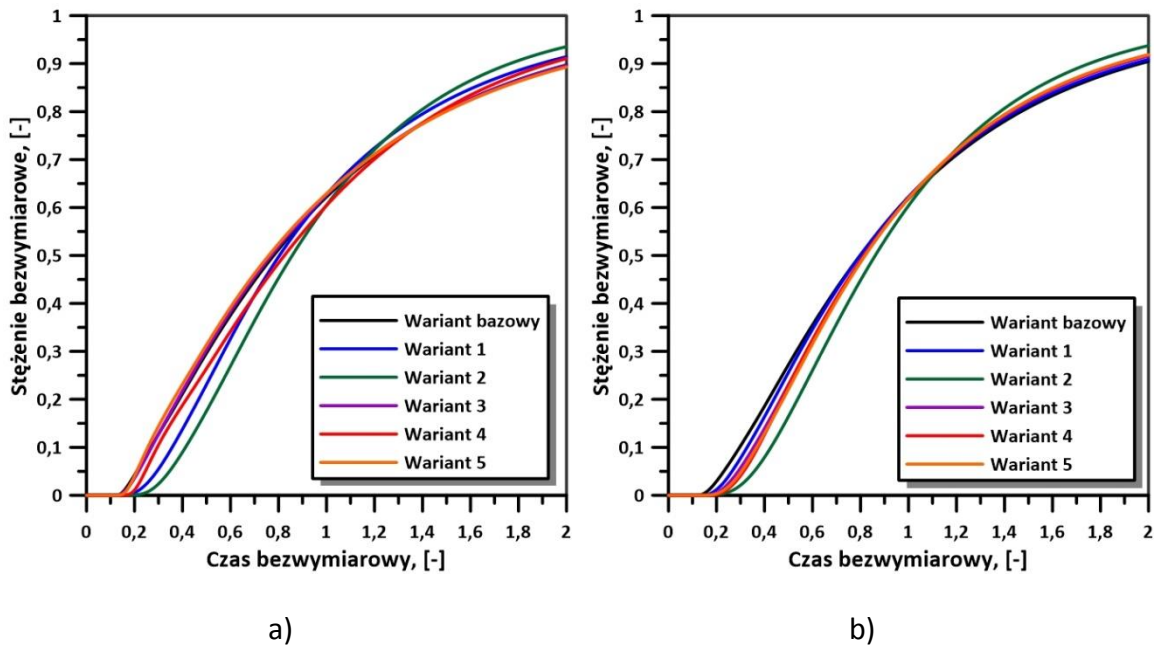
Rys.76. Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych



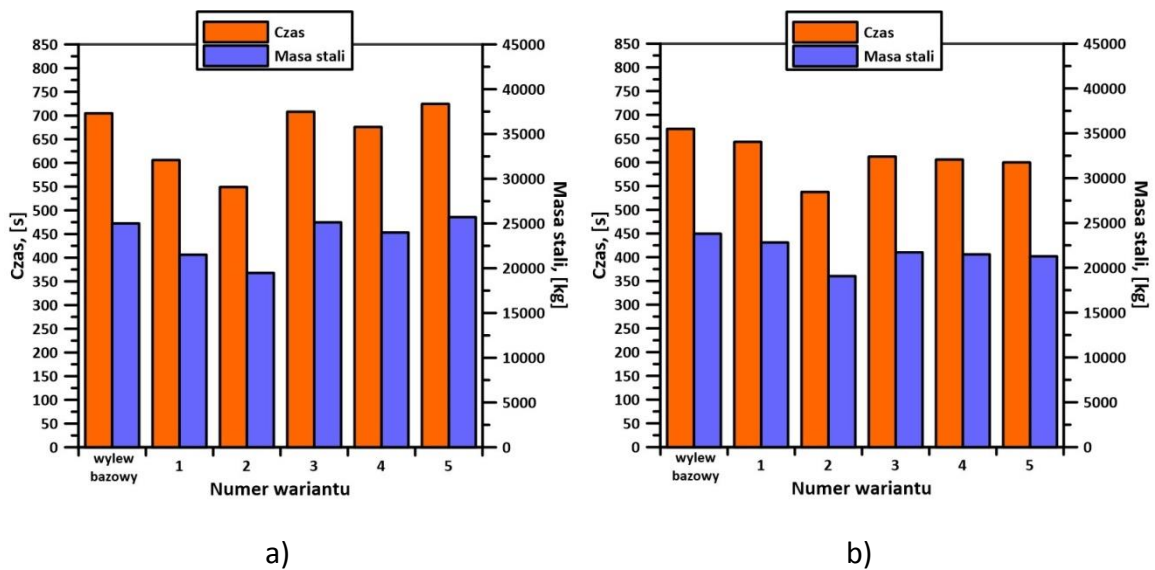
Rys.77. Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych

Obserwacja krzywych typu F wykonanych dla warunków nieizotermicznych wykazała, że zarówno dla zanurzenia płytszego jak i głębszego, podobnie jak dla warunków izotermicznych, krzywe charakteryzują się łagodnym przebiegiem (rys.78). Dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali, najkrótszy zakres strefy przejściowej między wartością 0,2, a 0,8 stężenia bezwymiarowego oraz najmniejsza masa stali o pośrednim składzie chemicznym występuje dla wariantu 2, dla obu

głębokości zanurzenia (549 s; 19 483 kg i ~538 s, 19 078 kg). Najdłuższy czas trwania strefy przejściowej oraz największa masa stali o pośrednim składzie chemicznym, dla wariantów z wylewem zanurzonym płycej w ciekłej stali występuje dla wariantu 5 (~725 s; 25 711 kg), natomiast dla zanurzenia głębszego, dla wariantu bazowego (~671 s; 23 795 kg), co oznacza, że dla zastosowania zanurzenia głębszego, analogicznie jak dla warunków bez udziału ciepła, każdy zaproponowany wylew osłony redukuje czas trwania strefy przejściowej (rys.79).



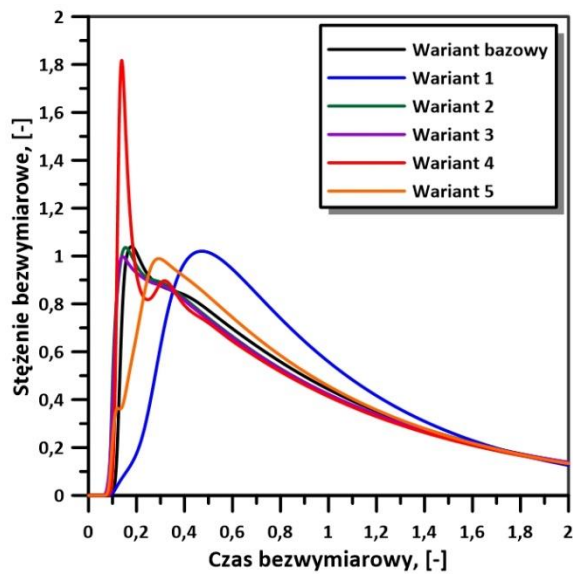
Rys.78. Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych



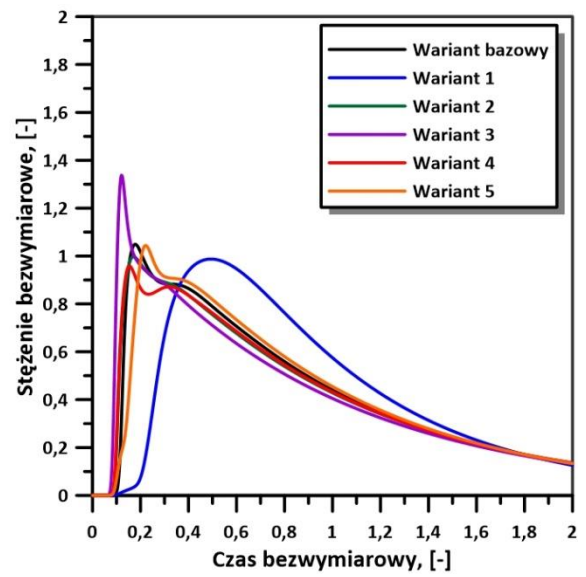
Rys.79. Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych

Analiza krzywych RTD typu E dla kadzi pośredniej dwu-wylewowej dla warunków uwzględniających straty ciepłe, wykazała, że zastosowanie wylewu osłonowego z wariantu 4, zarówno dla zanurzenia płytszego jak i głębszego powoduje występowanie niekorzystnego przepływu- przepływu recyrkulacyjnego, mogącego powodować zbyt duże wydłużenie czasu przebywania stali w kadzi pośredniej. Najkorzystniejszym kształtem krzywej dla mniejszej głębokości zanurzenia wylewu w ciekłej stali jest wariant 1. Zanurzenie głębiej wylewu osłonowego w ciekłej stali uspokaja przepływ. Wariant 5, cechuje się największym maksymalnym stężeniem bezwymiarowym. Zaobserwowano również, że dla większości wariantów, z wyjątkiem wariantu 1 i 4, zanurzenie wylewu osłonowego na większą głębokość przyczynia się do zmniejszenia wartości maksymalnego stężenia bezwymiarowego. Jednocześnie dla wariantu 1 i 4, wartości te kształtują się na podobnym poziomie (rys.80).

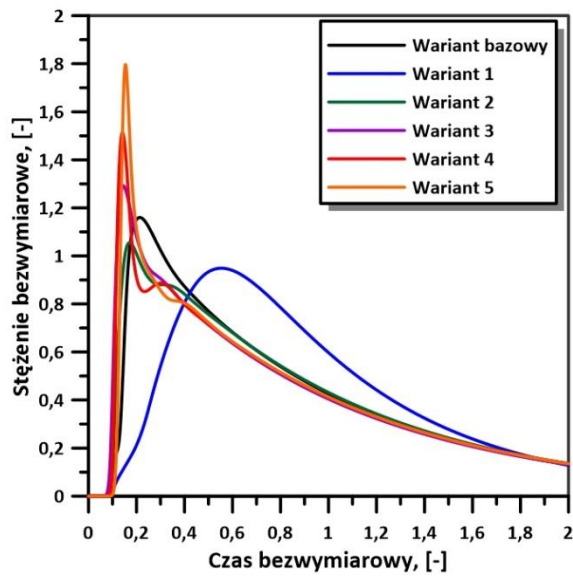
Na rysunku 82 przedstawiono charakterystyki czasu przebywania RTD typu F dla kadzi dwu-wylewowej. Wszystkie badane warianty dla obu głębokości zanurzenia cechują się łagodnym przebiegiem. Wyraźna różnica zauważalna jest dla wariantu 1, gdzie strefa przejściowa między wartością 0,2, a 0,4 dla tego przypadku trwa najkrócej, dla obu głębokości zanurzenia. Analiza kształtu krzywej dla zanurzenia płytszego i głębszego wykazała, że wszystkie krzywe (poza wariantem 1) posiadają do siebie zbliżony kształt. Na podstawie wyliczonych czasów trwania stref przejściowych oraz masy stali o pośrednim składzie chemicznym, zauważono, że zastosowanie wylewów osłonowych w wariantach 2, 3 i 4 zanurzonych na mniejszą głębokość oraz wylewów w wariantach 2-5 zanurzonych na większą głębokość, skutkuje zwiększeniem wymienionych wartości, w porównaniu do wyników uzyskanych w wariantach bazowych. Jednocześnie największą poprawę w uzyskanych wynikach, a tym samym skrócenie czasu trwania strefy przejściowej i zmniejszenie masy stali o pośrednim składzie chemicznym uzyskano w wariacie 1, dla obu głębokości zanurzenia (rys.83).



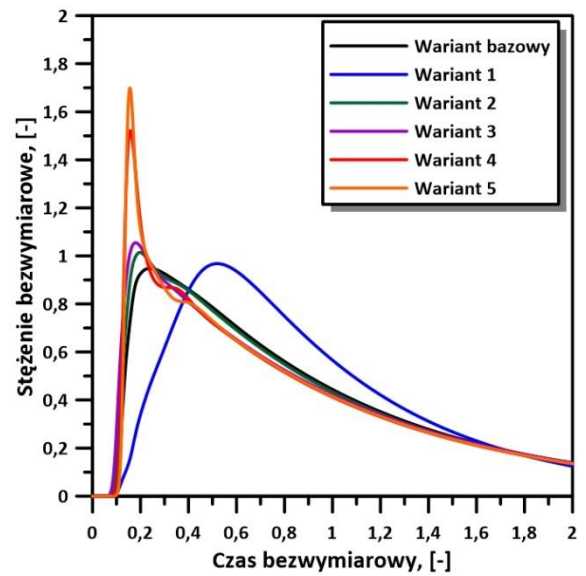
a)



b)

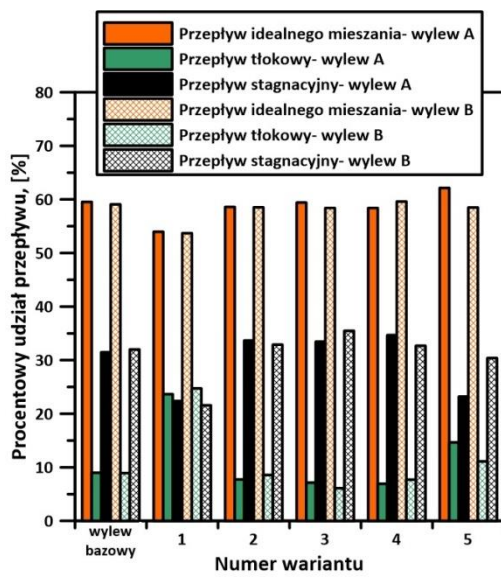


c)

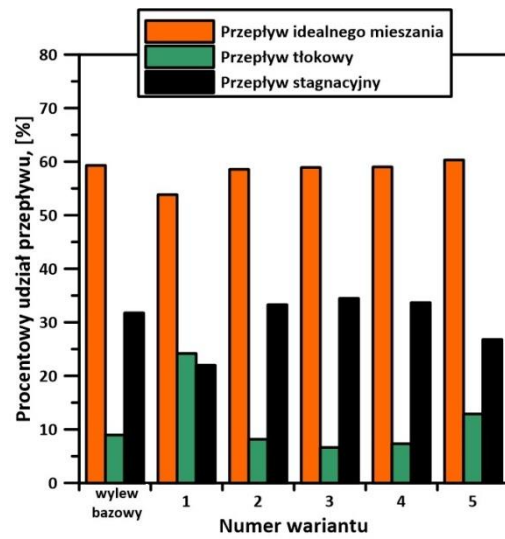


d)

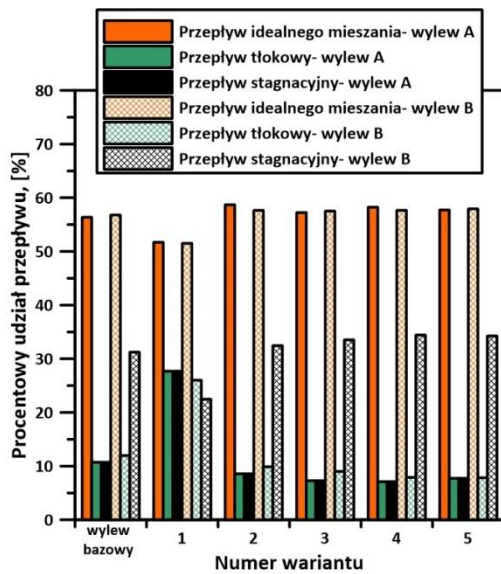
Rys.80. Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków nieizotermicznych



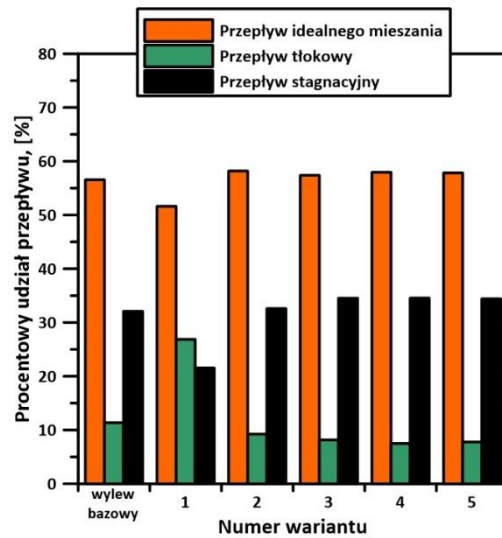
a)



b)

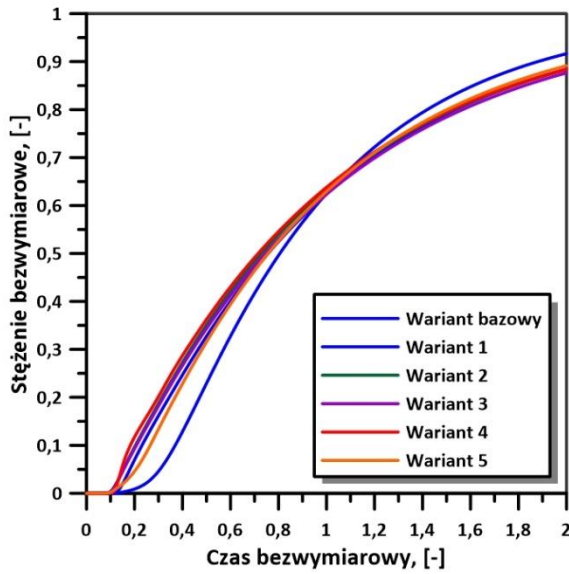


c)

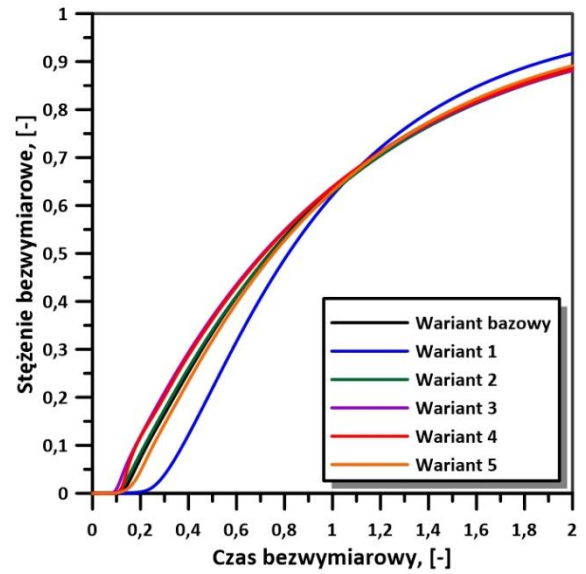


d)

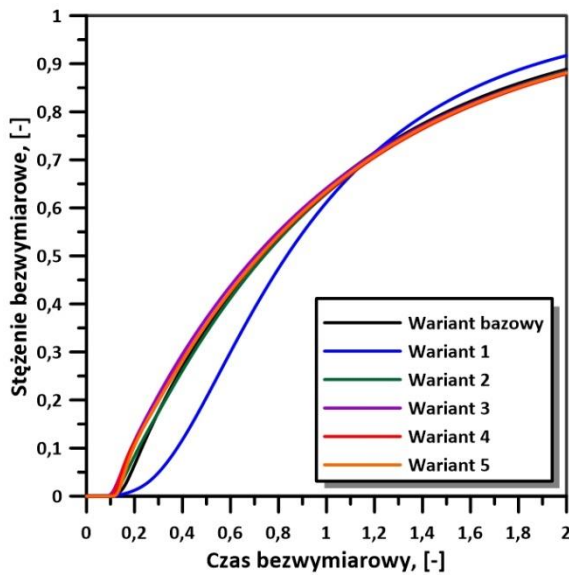
Rys.81. Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A i B, b) średnia wartość z dwóch wylewów oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A i B, d) średnia wartość z dwóch wylewów dla warunków nieizotermicznych



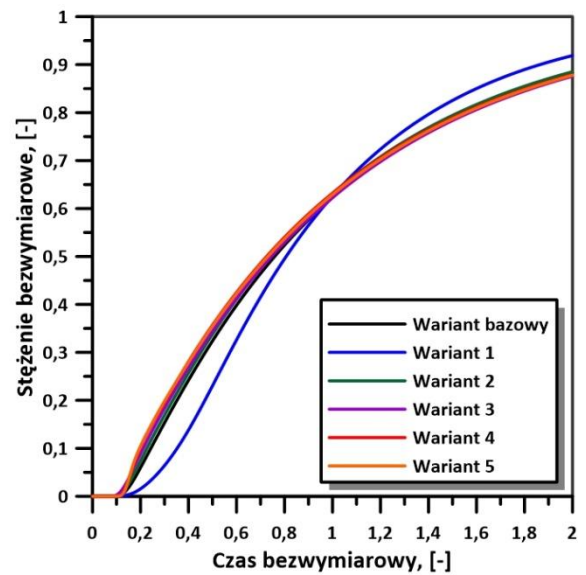
a)



b)

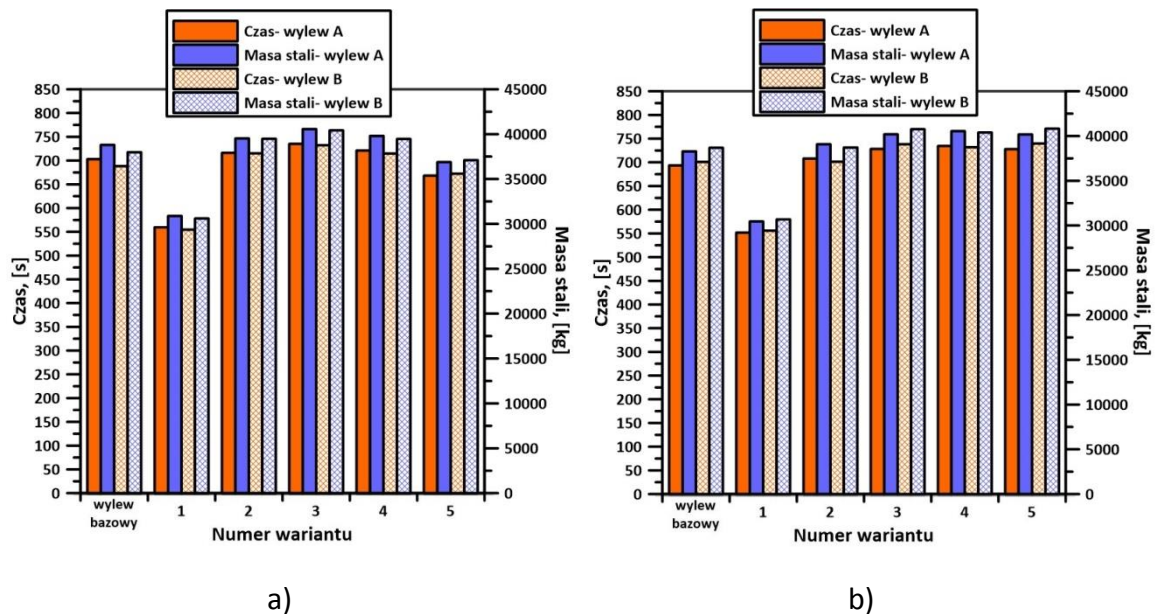


c)



d)

Rys.82. Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków nieizotermicznych



Rys.83. Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych

3.4.2.3. Podsumowanie wyników dla układu jednofazowego

W celu wykonania szczegółowej analizy wpływu wielootworowych wylewów osłonowych na hydrodynamikę ciekłej stali przepływającej przez jedno- i dwu-wylewową kadź pośrednią, wykonano mapy przepływu ciekłej stali przez całą kadź pośrednią oraz na płaszczyźnie symetrii i płaszczyźnie zlokalizowanej pod powierzchnią swobodną ciekłej stali w kadziach pośrednich, wykonano charakterystyki przepływu RTD typu E i F, a także określono średnią prędkość ciekłej stali występującą w badanych wariantach. W przypadku kadzi dwu-wylewowej wylewem osłonowym, który wpływał na wyraźną modyfikację przepływu ciekłej stali (w stosunku do innych wylewów) był wylew zastosowany w wariacie 1. Zauważono również, że dołożenie dodatkowego elementu o kulistym kształcie (wariant 4) powoduje redukcję prędkości ciekłej stali. Kolejnym zaobserwowanym faktem jest, że rozdzielenie strumienia głównego na cztery mniejsze strumienie w wariacie 5 nie powoduje zwiększenia prędkości ciekłej stali w strefie zalewowej. Przeciwnie jednak dzieje się w przypadku wariantów 1, 2 i 3, których zastosowano 2 otwory wylewowe. Rozdzielenie strumienia głównego na 2 mniejsze strumienie powoduje zwiększenie prędkości w strefie zalewowej, pod powierzchnią swobodną ciekłej stali. Dodatkowo, zastosowanie mniejszych otworów w wariacie 3 powoduje najsilniejsze zwiększenie prędkości w wymienionej części kadzi pośredniej. Generalnie, zauważono, że zwiększenie głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali, niezależnie od zastosowanej kadzi pośredniej znacznie uspokaja przepływ, zmniejsza ilość pojawiających się cyrkulacji oraz dla większości wariantów redukuje średnią wartość prędkości ciekłej stali w kadzi pośredniej. Przeprowadzona analiza średnich prędkości ciekłej stali w jedno- i dwu-

wylewowej kadzi pośredniej wykazała, że kształtują się one na podobnym poziomie w warunkach izo- jak i nieizotermicznych. Ponadto mapy pól prędkości na płaszczyźnie górnej wykazały, że zastosowanie warunków nieizotermicznych sprawia, że uzyskane prędkości ciekłej stali pod powierzchnią swobodną, są mniejsze lub zbliżone do tych, uzyskanych w warunkach izotermicznych.

W kolejnym etapie badań, w którym wyznaczono krzywe RTD typu E dla warunków nieizotermicznych zaobserwowano, że wylewami osłonowymi, które najkorzystniej wpływają na udział przepływu aktywnego w jedno-wylewowej kadzi pośredniej, w tym przepływu tłokowego, w stosunku do wylewu prostego użytego w wariancie bazowym, jest wylew z dwoma otworami o średnicy 0,07 m i węższej kopule (wariant 2) zastosowany na obu głębokościach zanurzenia oraz wylew o dwóch otworach, ale większej kopule (wariant 1) zanurzony płycej w ciekłej stali. Wylew o 3 otworach również znacznie zwiększa przepływ aktywny, w porównaniu do wylewu prostego, jednakże powoduje wzrost przepływu idealnego mieszania. Patrząc ogólnie, wszystkie warianty korzystnie wpływają na przepływ ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej, jednakże ich działanie pod względem zwiększenia przepływu aktywnego i tłokowego, skuteczniejsze jest przy zanurzeniu wylewów osłonowych na większą głębokość w ciekłej stali. W przypadku kadzi dwu-wylewowej, wylewem osłonowym, który najkorzystniej wpływa na uzyskanie pożądanych przepływów jest wylew o dwóch otworach 0,07 m i większej kopule (wariant 1), stosowany na obu głębokościach. Na zwiększenie przepływu aktywnego i tłokowego wpływają również wylew o 4 otworach (wariant 5), zanurzony płycej w ciekłej stali. Pozostałe warianty nie wpływają na poprawę udziału przepływów, porównując do wylewu osłonowego z wariantu bazowego. Wykonanie krzywych RTD typu F pozwoliło określić wpływ zaproponowanych konstrukcji wylewów osłonowych na ilość ciekłej stali o pośrednim składzie chemicznym. Dla kadzi jedno-wylewowej najmniejsza masa stali otrzymana jest w wyniku użycia wylewu osłonowego o 2 otworach wylewowych 0,07 m i mniejszej kopule (wariant 2) dla obu głębokości zanurzenia. Zauważono również, że zanurzenie zmodyfikowanych wylewów osłonowych na większą głębokość redukuje czas potrzebny na osiągnięcie składu chemicznego nowego gatunku ciekłej stali. W przypadku zastosowania zaproponowanych wylewów osłonowych w kadzi dwu-wylewowej, zmniejszenie masy ciekłej stali o pośrednim składzie chemicznym, w stosunku do prostego wylewu osłonowego, odnotowano podczas stosowania wylewu o 2 otworach 0,07 m i większej kopule (wariant 1) dla obu głębokości zanurzenia.

Na podstawie przeprowadzonych badań zauważono, że wylewami osłonowymi, które sprzyjają uzyskaniu korzystnego przepływu ciekłej stali zarówno w jedno- jak i dwu-wylewowej kadzi pośredniej, w porównaniu do wylewu prostego zastosowanego w wariancie bazowym, są wylewy wielootworowe o 2 otworach, w których średnica wynosiła 0,07 m, a w szczególności wylew o zwiększonej kopule zastosowany w wariancie 1. Jednakże wyniki uzyskane dla wylewu zastosowanego w wariancie 2

przy zanurzeniu płytszym wylewu m dla kadzi jedno-wylewowej wskazują na bardzo dobry wpływ w postaci zwiększenia udziału przepływu aktywnego (o ponad 11% w stosunku do wylewu prostego), jednocześnie zwiększając udział przepływu tłokowego (niemal 10% w stosunku do wylewu prostego). Jeszcze większy udział przepływu aktywnego uzyskano dla tej konstrukcji wylewu osłonowego zanurzonego głębiej w ciekłej stali- 84,32%. Przeprowadzenie symulacji numerycznych dla układu jednofazowego pozwoliło wytypować 3 wylewy osłonowe wywierające najbardziej korzystny wpływ na przepływ ciekłej stali w kadzi pośredniej jedno- i dwu-wylewowej. Ze względu na korzyści płynące ze stosowania zaproponowanych wylewów osłonowych, do badań w układzie wielofazowym wytypowano wylewy stosowane w wariantach 1 i 2. Wylewy te sprzyjają redukcji prędkości ciekłej stali w strefie zalewowej pod powierzchnią swobodną ciekłej stali oraz sprzyjają zwiększeniu udziału przepływu tłokowego, jednocześnie minimalizując udział przepływu stagnacyjnego, porównując do prostego wylewu osłonowego. Wylewem sprzyjającym zmniejszeniu udziału przepływu stagnacyjnego oraz zwiększeniu udziału przepływu tłokowego, w porównaniu do wylewu z wariantu bazowego, jest również wariant 5. Jednakże efektywność jego działania jest mniejsza niż wylewów dwuotworowych z wariantu 1 i 2. Ze względu na korzyści płynące ze stosowania wymienionych wylewów, modyfikacje te wybrano do dalszych badań na układzie wielofazowym.

3.4.3. Eksperymenty laboratoryjne i symulacje komputerowe dla układu wielofazowego

a) Walidacja modelu numerycznego

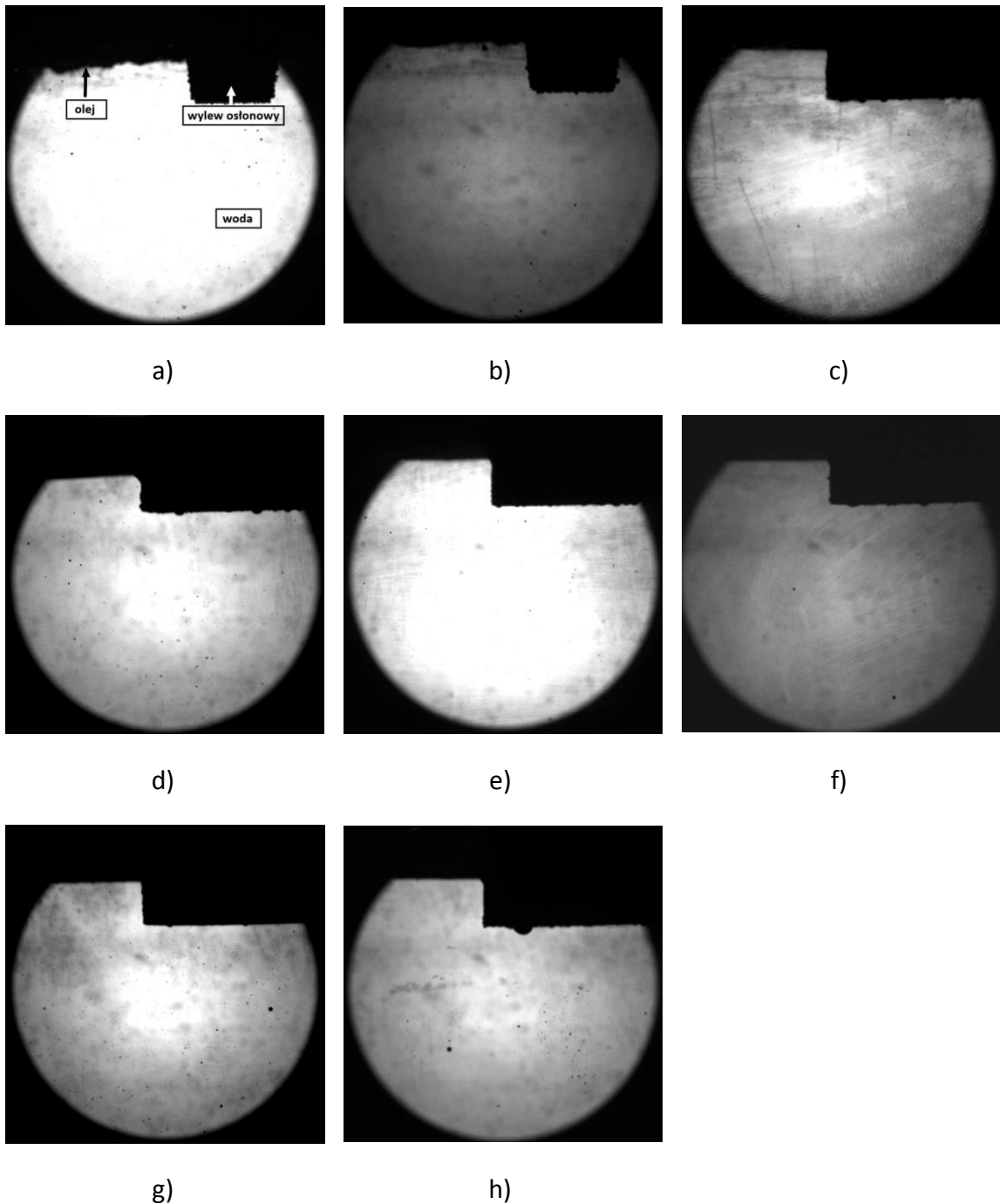
W celu walidacji modelu numerycznego przeprowadzono analizę zachowania układu woda-olej (nafta kosmetyczna) za pomocą metody ShadowSizing. Badania uwzględniały zajście procesu w stanie ustalonym, jak również w stanie nieustalonym dla zalewania modelu wodą z objętościowym natężeniem przepływu równym 15 l/min (Q1) i 28 l/min (Q2). Badania na modelu wodnym reprezentowały sekwencję odlewniczą składającą się z 5 wytopów. Czas jednego wytopu odpowiadał czasowi bezwymiarowemu równemu 4θ . Do przeprowadzenia analizy wytypowano pole obserwacyjne skierowane na strefę zasilania, w którym znajdowały się: część wylewu osłonowego oraz pozycja oleju w stanie stacjonarnym. Podobnie jak dla modelu wodnego, na którym przeprowadzono badania na układzie jednofazowym, do wykonania badań na układzie wielofazowym wytypowano wylewy osłonowe zastosowane w wariantach 2, 4 i 5. Na rysunkach 84-85 przedstawiono obrazy zachowania układu wielofazowego dla ustalonych warunków odlewania. Zdjęcia odpowiadają warunkom stacjonarnym, które następowały po wykonaniu przejścia między kolejnymi sekwencjami odlewniczymi, w których model zalewany był wodą o natężeniu przepływu na wlewie równą Q1 lub Q2. Natomiast rysunki 86-87 prezentują interakcje faz woda-nafta podczas wymienionych przejść i dotyczą

napełniania modelu z wymienionymi natężeniami przepływu. Pierwszym etapem było wykonanie analizy jakościowej dla symulacji przeprowadzonych w warunkach stacjonarnych. Dla każdego przeprowadzanego eksperymentu wykonywano po 2 zdjęcia, przedstawiające zachowanie faz woda-olej. W wyniku przeprowadzenia wymienionych badań zauważyć można, że olej pokrywający powierzchnię wody nie zmienia swojego kształtu i pozostaje stabilny w trakcie przeprowadzonego procesu. W polu obserwacyjnym w żadnym z wariantów nie zauważalne są cząstki oleju. Obserwacja wymienionego pola między poszczególnymi wariantami wskazała na podobne zachowanie analizowanych faz, niezależnie od analizowanego wariantu modelu oraz zastosowanej głębokości zanurzenia wylewu osłonowego. W niektórych przypadkach (szczególnie widziane rys.84d,h) na powierzchni wylewów osłonowych formują się kuliste pęcherze gazowe, których źródła dopatrywać się można w nieszczelnościach systemu doprowadzającego wodę do modelu. Bazując na wykonanych badaniach, zauważyć można, że niezależnie od zastosowanego wariantu, czy głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w wodzie, w analizowanym obszarze warstwa oleju pozostaje stabilna i nie ulega emulsyfikacji.

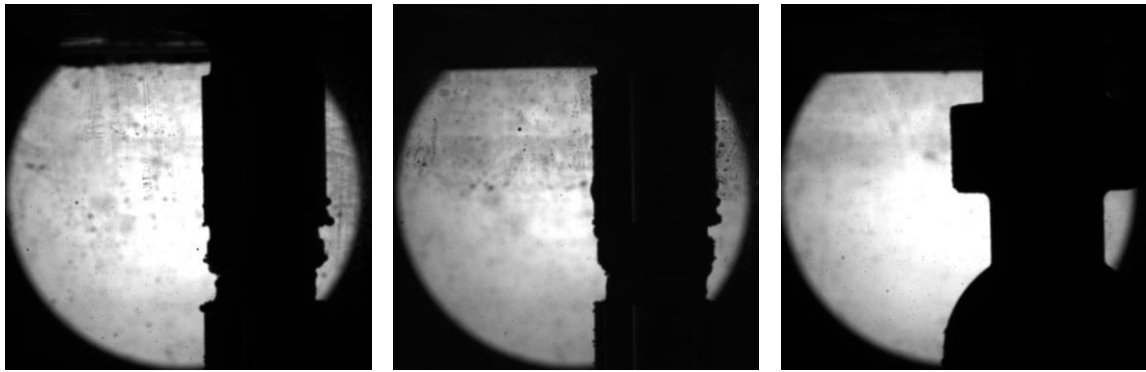
Kolejnym etapem badań była analiza zachowania układu woda-olej w trakcie symulowania wymiany kadzi głównej. Napełnianie modelu odbywało się z natężeniem przepływu wody na wlewie równym Q_1 i Q_2 . Jako pierwsze, analizie poddano warianty, w których zastosowano zanurzenie płytsze wylewów osłonowych w wodzie (rys.86). Stosując wylew znajdujący się w wariancie 2, podobnie jak w wariancie bazowym, większe zaburzenie w układzie zauważalne jest podczas zalewania modelu wodą z natężeniem Q_2 (rys.86a-d). Jednocześnie, na obu rysunkach widoczne są strefy z większymi cząstkami oleju niż w pozostałym obszarze (znajdują się one w miejscu strumienia wypływającego z otworu wylewowego) (rys.86c,d,f,g). W wariancie 3 zaobserwowano, że przy zalewaniu modelu wodą z natężeniem przepływu Q_1 , tworzące się cząstki oleju są większe niż w wyniku zastosowania wyższego natężenia przepływu. Zauważono również, że formujące się cząstki rozmieszczone są w całej przestrzeni pola obserwacyjnego, podczas gdy przy zalewaniu z natężeniem Q_2 cząstki o większych rozmiarach pojawiają się w obszarze strumienia zasilającego. Ponadto, przy większej wartości natężenia przepływu wody na wlewie, zauważyć można obecność drobniejszych cząstek, które nie pojawiają się przy wolniejszym natężeniu przepływu (rys.86e,f).

W następnej kolejności, obserwacjom poddano warianty, w których zastosowano głębsze zanurzenie wylewów osłonowych w wodzie (rys.87). Przy zastosowaniu głębszego zanurzenia zachowanie faz woda-olej jest przeciwne niż przy zastosowaniu płytszego zanurzenia wylewu. Zasilanie modelu wodą o natężeniu Q_1 , powoduje otrzymanie mniejszych cząstek niż przy zastosowaniu natężenia Q_2 . Ponadto ilość kształtujących się cząstek jest mniejsza niż podczas stosowania wyższego natężenia. Porównując obrazy między poszczególnymi wariantami przy natężeniu Q_1 , najmniejszą ilością formujących się cząstek charakteryzuje się wariant 2 (rys.87c),

natomiast największą ilością, cechuje się wariant 3 (rys.87e). W przypadku zastosowania wyższej wartości objętościowego natężenia przepływu, w strefie zasilania tworzy się duża ilość cząstek.



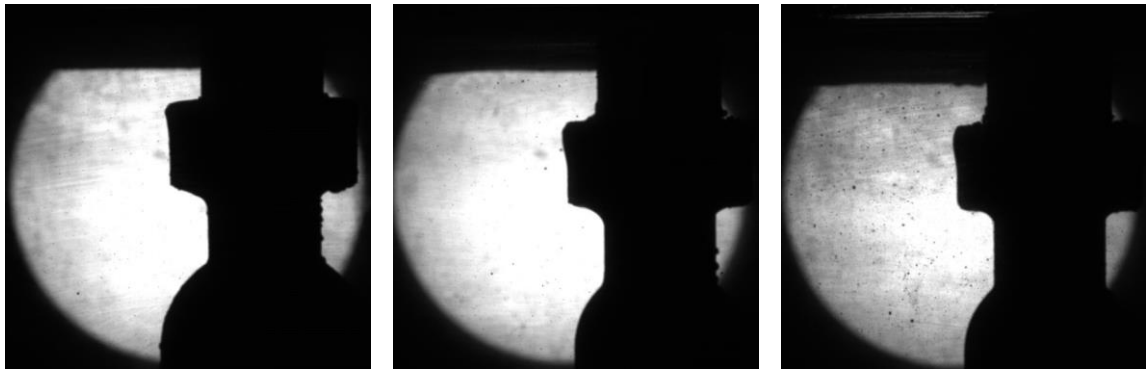
Rys.84. Zachowanie układu woda-olej w warunkach ustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem płytszym: a) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q1, b) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q2, c) wariant 2, sekwencja zasilana Q1, d) wariant 2, sekwencja zasilana Q2, e) wariant 3, sekwencja zasilana Q1, f) wariant 3, sekwencja zasilana Q2, g) wariant 5, sekwencja zasilana Q1, h) wariant 5, sekwencja zasilana Q2



a)

b)

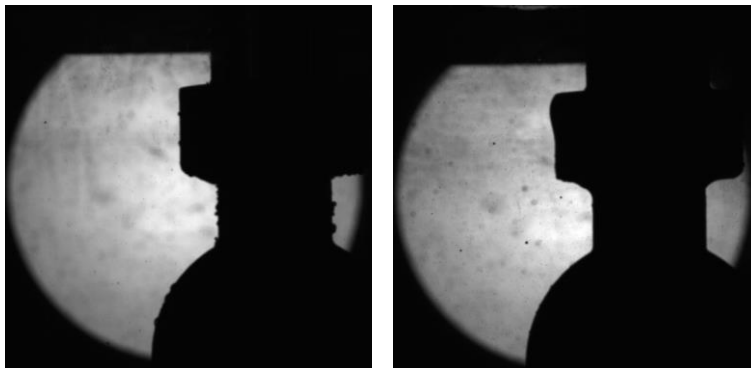
c)



d))

e)

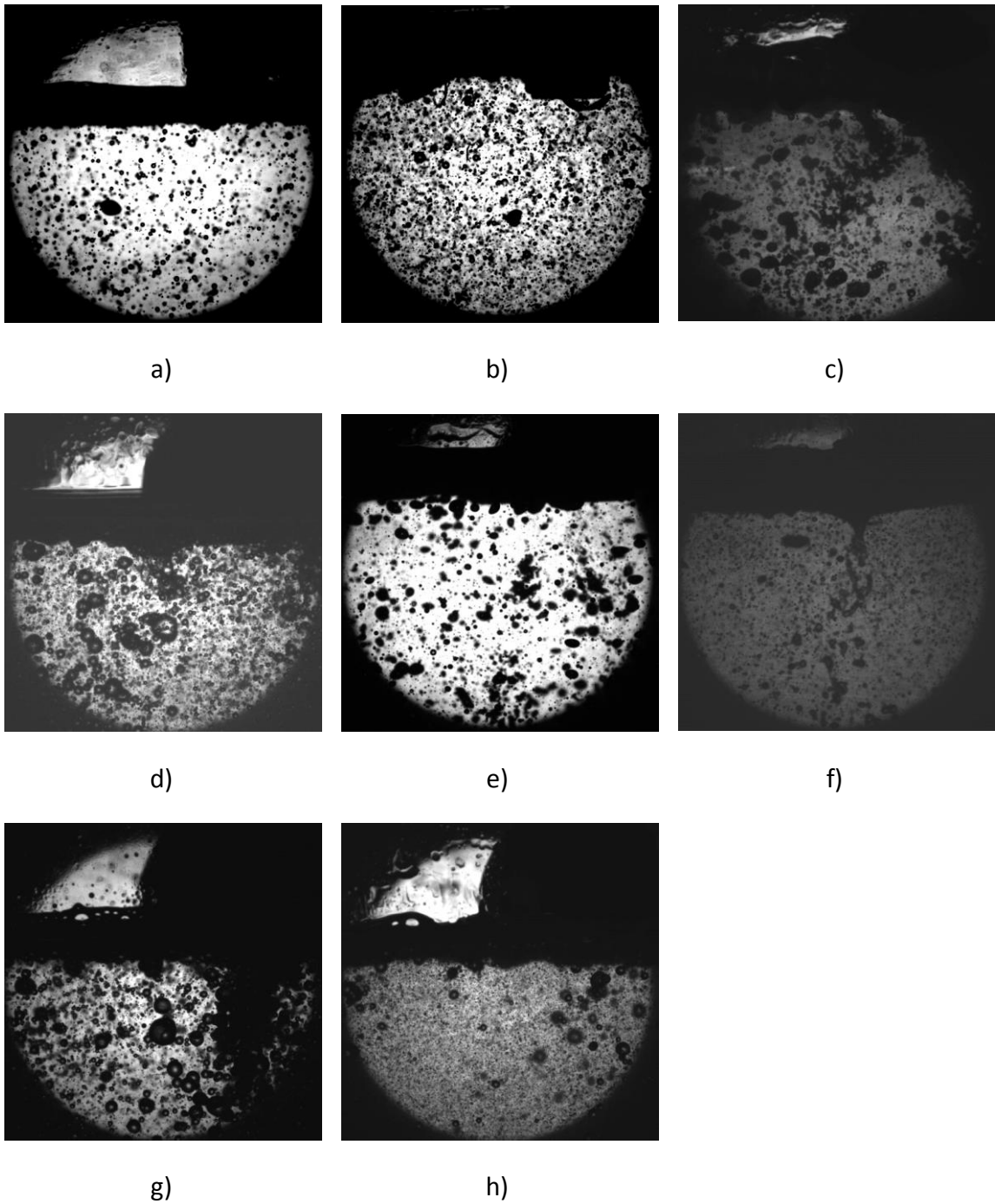
f)



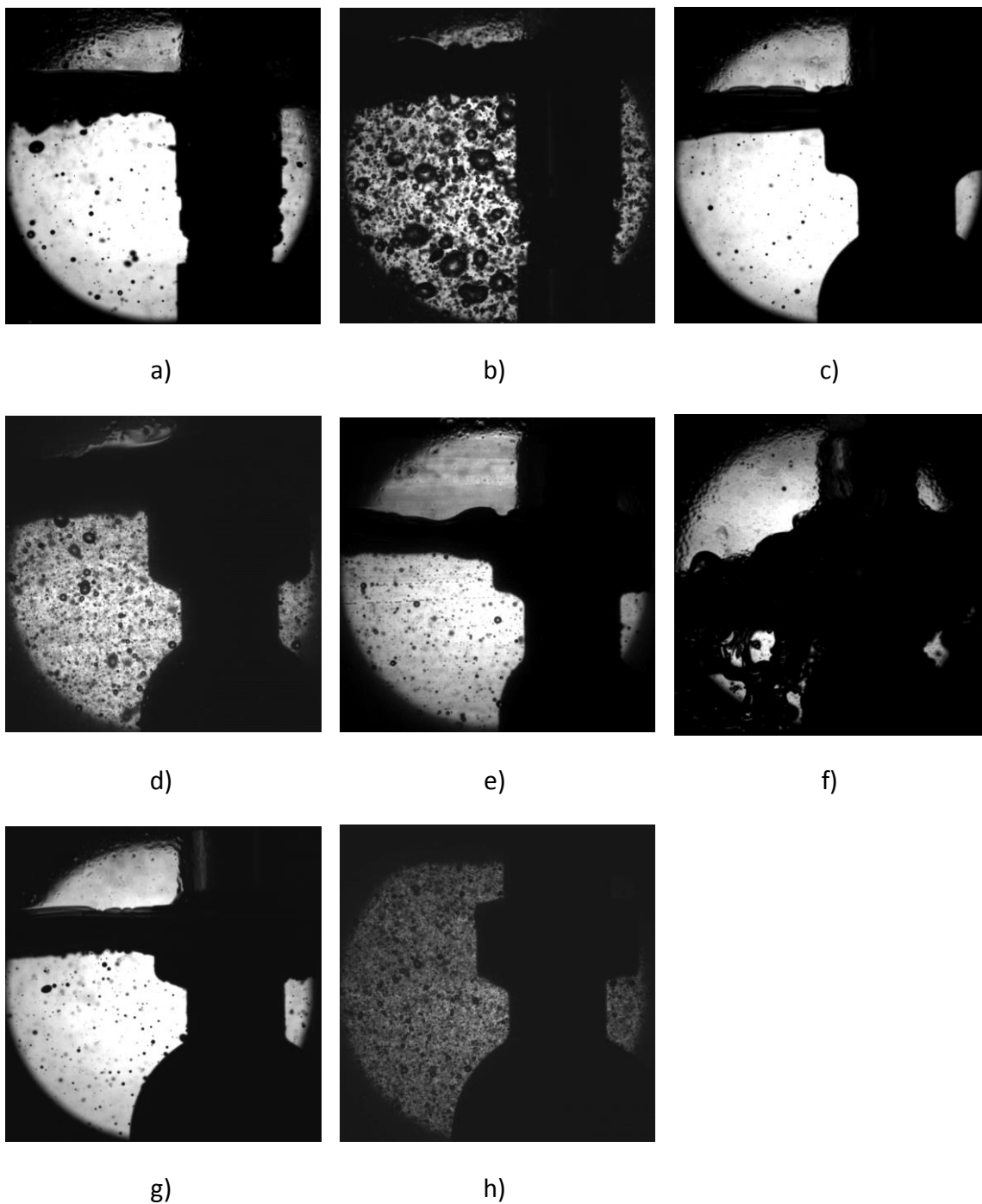
g)

h)

Rys.85. Zachowanie układu woda-olej w warunkach ustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem głębszym: a) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q1, b) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q2, c) wariant 2, sekwencja zasilana Q1, d) wariant 2, sekwencja zasilana Q2, e) wariant 3, sekwencja zasilana Q1, f) wariant 3, sekwencja zasilana Q2, g) wariant 5, sekwencja zasilana Q1, h) wariant 5, sekwencja zasilana Q2



Rys.86. Zachowanie układu woda-olej w warunkach nieustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem płytszym: a) wariant bazowy, Q1, b) wariant bazowy, Q2, c) wariant 2, Q1, d) wariant 2, Q2, e) wariant 3, Q1, f) wariant 3, Q2, g) wariant 5, Q1, h) wariant 5, Q2

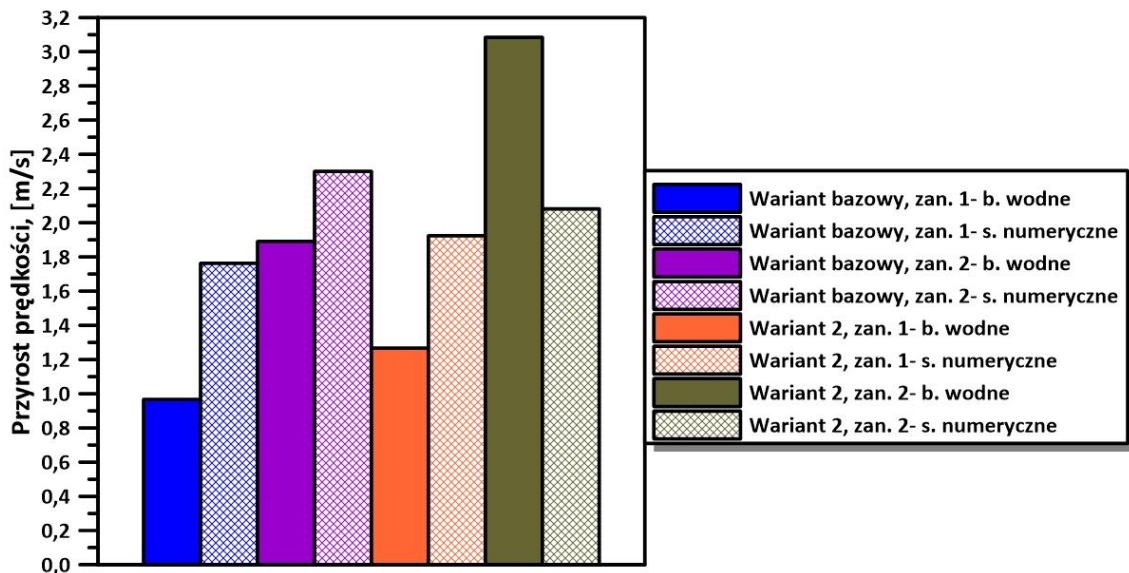


Rys.87. Zachowanie układu woda-olej w warunkach nieustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego: a) wariant bazowy, Q1, b) wariant bazowy, Q2, c) wariant 2, Q1, d) wariant 2, Q2, e) wariant 3, Q1, f) wariant 3, Q2, g) wariant 5, Q1, h) wariant 5, Q2

Szczegółowa weryfikacja modelu numerycznego zastosowanego w symulacjach Volume Of Fluid, wykonana została na podstawie prędkości cząstek formujących się w badaniach wodnych oraz składowej Y prędkości wody występującej w symulacjach numerycznych. Analizy dokonano na podstawie badań przeprowadzonych na wariancie bazowym oraz wariancie 2, który ze względu na swoje najkorzystniejsze oddziaływanie

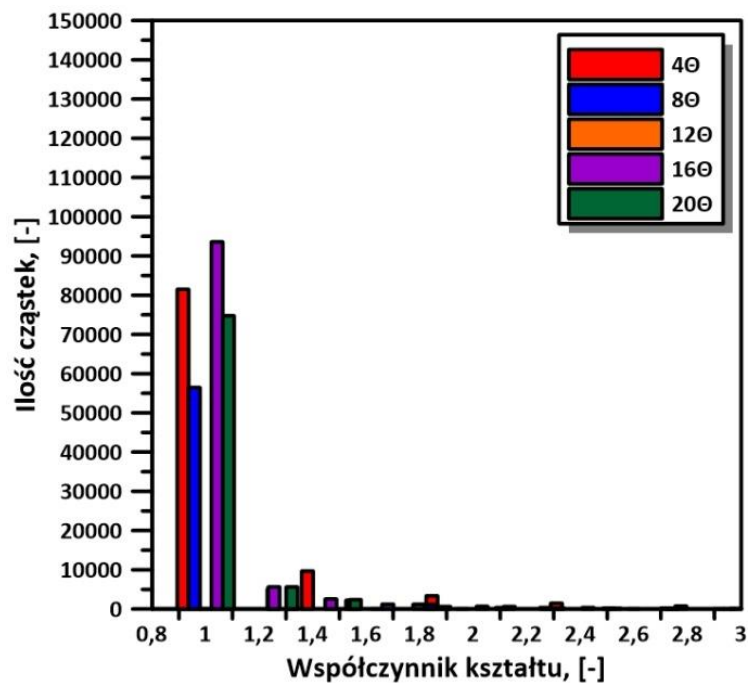
na przepływ, wytypowano do analizy na wybranym układzie. Badania metodą ShadowSizing umożliwiły m.in. określenie prędkości tworzących się podczas zalewania układu cząstek. Natomiast, ze względu na ograniczenia programu Fluent, prędkość odczytywana w badaniach komputerowych dotyczyła fazy mixture i obejmowała wodę oraz naftę, znajdujące się w polu obserwacyjnym. Celem przeprowadzenia analizy wykonano 5 pomiarów, wyniki przeliczono na wartości bezwzględne, a następnie z grupy uzyskanych danych wyliczono wartość średnią.

Na wykresie (rys.88) dla wybranych wariantów przedstawiono przyrost prędkości pomiędzy zastosowaniem natężeń przepływu Q1 i Q2. W wariacie bazowym, stosując zanurzenie płytsze wylewu osłonowego otrzymane w badaniach wodnych prędkości są do siebie zbliżone. Mimo różnic w uzyskanych wartościach prędkości, zaobserwować można tendencję przejawiającą się w badaniach wodnych i badaniach komputerowych. W każdym z wariantów zwiększenie objętościowego natężenia przepływu wody na wlewie, skutkuje wzrostem prędkości cząstek (badania wodne) oraz wody (symulacje numeryczne) w polu obserwacyjnym. Dla większości przypadków (wyjątkiem jest wariant 2, z zastosowanym głębszym zanurzeniem wylewu osłonowego) przyrost prędkości między prędkościami uzyskanymi w wyniku zastosowania natężenia przepływu Q1, a Q2 w badaniach wodnych jest mniejszy niż w symulacjach numerycznych. Jednakże najmniejszy przyrost prędkości uzyskano dla wariantu bazowego z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego, zarówno dla badań wodnych jak i symulacji numerycznych. Analiza wybranych prędkości wykazała, że model numeryczny Volume Of Fluid pomimo ograniczeń dość dobrze odzwierciedla układ wielofazowy.

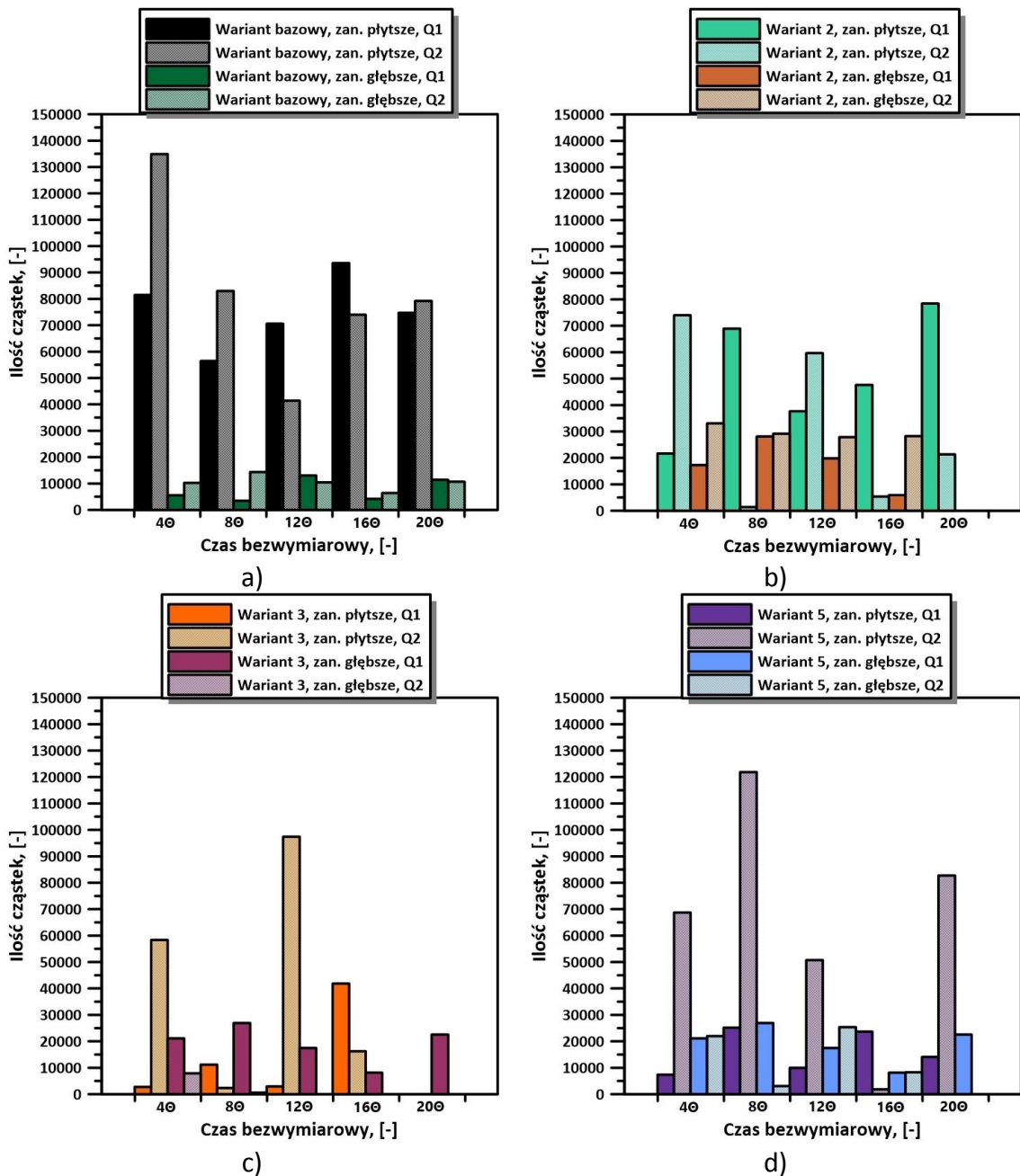


Rys.88. Przyrost prędkości między wariantami zalewanymi z natężeniem przepływu Q1 i Q2 w badaniach wodnych oraz w symulacjach numerycznych

Na rysunku 89 przedstawiono analizę udziału cząstek w zależności od ich kształtu. Wartość 1 oznacza kształt kulisty cząstki. Natomiast wzrost wartości współczynnika oznacza modyfikację jej kształtu. Na jego podstawie stwierdzono, że zdecydowana większość cząstek, w każdym wytopie, przybiera kształt globularny. Z tego względu dalsza analiza dotyczyła określenia ilości cząstek o kształcie kulistym w zależności od natężenia przepływu i głębokości zanurzenia wylewu osłonowego. Dla większości wykonanych pomiarów stwierdzono, że zwiększenie natężenia przepływu skutkuje zwiększeniem liczby formujących się cząstek kulistych, w porównaniu do zastosowanego natężenia o mniejszej wartości. Zauważono również, że w większości analizowanych pomiarów, zanurzenie wylewu osłonowego głębiej przyczynia się do zmniejszenia ilości cząstek o kształcie sferycznym. Ponadto stwierdzono, dość dobrą powtarzalność uzyskanych wyników pomiędzy kolejnymi wytopami (rys.90).



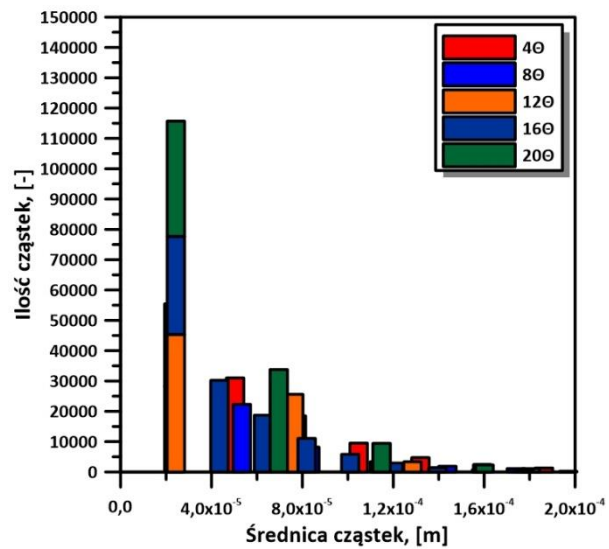
Rys.89. Zależność ilości cząstek od współczynnika kształtu dla wariantu bazowego z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali oraz natężeniem przepływu Q1



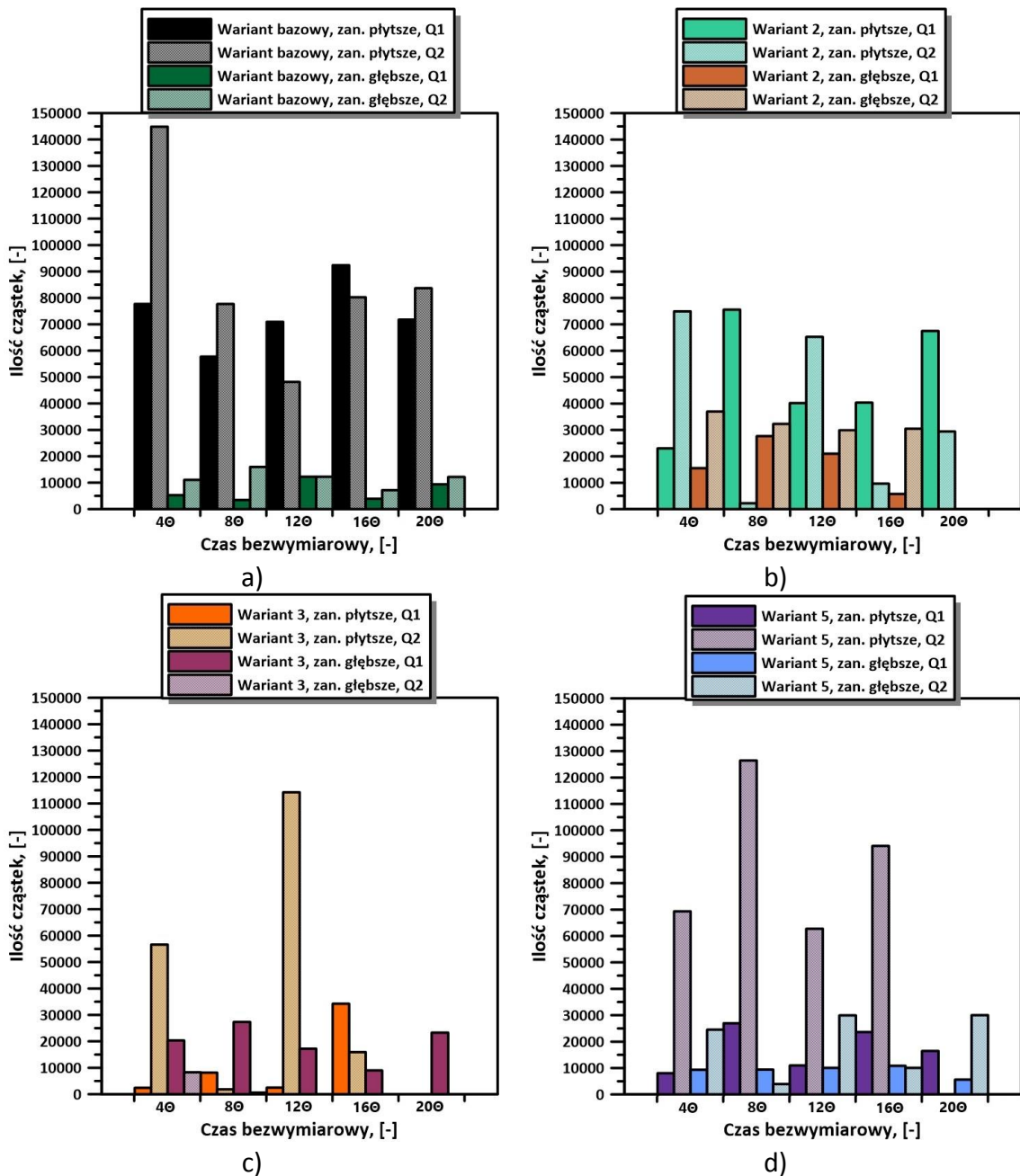
Rys.90. Ilość cząstek o współczynniku kształtu równym 1 w warunkach nieustalonych odlewania dla: a) wariantu bazowego, b) wariantu 2, c) wariantu 3 oraz d) wariantu 5

Na wykresie przedstawionym na rysunku 91 przedstawiono zależność średnicy formujących się cząstek oleju od czasu trwania sekwencji odlewniczej. Na jego podstawie zauważono, że większość tworzących się cząstek zawiera się w przedziale $1\div 7 \times 10^{-5}$ m, dlatego też, podobnie jak dla analizy kształtu tworzących się cząstek, dalsza analiza dotycząca udziału cząstek o określonej średnicy przeprowadzona została dla zakresu średnicy $1\div 7 \times 10^{-5}$ m. Na podstawie wykonanych badań określono, że zwiększenie natężenia przepływu wody na wlewie skutkuje wzrostem ilości cząstek o średnicy mieszczącej się w zakresie $1\div 7 \times 10^{-5}$ m. Wykazano również, że efektem zwiększenia głębokości zanurzenia wylewu osłonowego jest zmniejszenie generowania

ilości cząstek (kropel oleju). Przeprowadzona analiza wskazała na powtarzalność zaobserwowanego zjawiska w kolejnych odlewanych w sekwencji wytopach (rys.92).



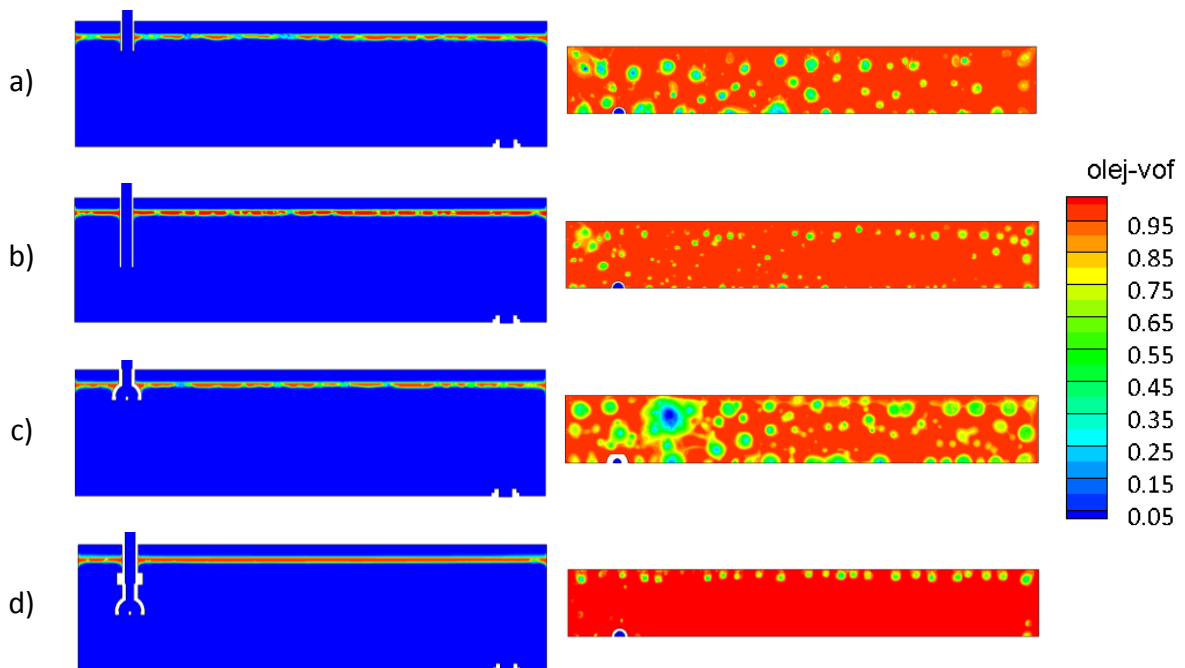
Rys.91. Zależność ilości cząstek od średnicy cząstek dla wariantu bazowego z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali oraz natężeniem przepływu Q1



Rys.92. Ilość cząstek o średnicy mieszczącej się w zakresie $1\div 7 \times 10^{-5}$ m w warunkach niustalonych odlewania dla: a) wariantu bazowego, b) wariantu 2, c) wariantu 3 oraz d) wariantu 5

Symulacje numeryczne dla układu wielofazowego wykonane metodą Volume Of Fluid przeprowadzone zostały dla wariantu bazowego oraz wariantu 2 modelu szklanego z uwzględnieniem skrajnych głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w wodzie. Symulacje obejmowały m.in. analizę zachowania układu w warunkach stacjonarnych odlewania. Analiza zachowania się faz woda-olej wykonana w wyniku zastosowania symulacji komputerowych, wskazała na brak fluktuacji oleju. Jednakże w jego powierzchni tworzą się kuliste obszary, w których olej zmniejsza swoją grubość lub całkowicie jest zmywany. Najbardziej jednorodną warstwę oleju można zaobserwować dla wariantu 2 i głębszego zanurzenia wylewu osłonowego, a tworzące

się strefy ze zmywanym olejem tworzą się przy długiej ścianie urządzenia (rys.93d). Dla wariantu bazowego z zanurzeniem wylewu na większą głębokość na płaszczyźnie symetrii widać, że miejsca przerwania warstwy oleju są niewielkie, jednak występują z dużą częstotliwością. Potwierdzeniem tego jest obraz oleju na płaszczyźnie górnej, gdzie zauważyć można dużo drobnych przestrzeni ze zmytym olejem (rys.93b). Wariantem, w którym warstwa oleju jest najbardziej zmywana, jest wariant 2 z wylewem zanurzonym płycej w wodzie (rys.93c). Zmywane przestrzenie występują w dużej ilości, a ich rozmiary są znacznie większe niż w pozostałych przypadkach.

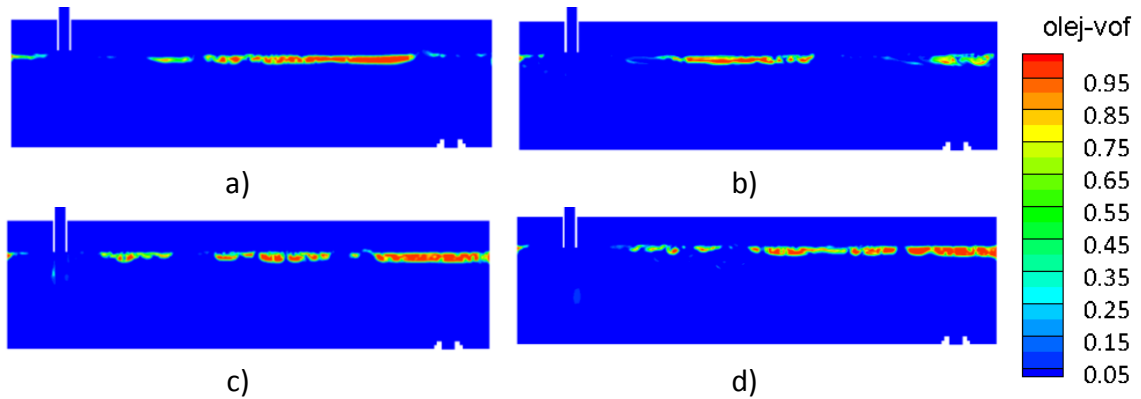


Rys.93. Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego dla modelu szklanego przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę górną dla zanurzenia płytszego: a) wariant bazowy, c) wariant 2; i zanurzenia głębszego: b) wariant bazowy, d) wariant 2

Weryfikacja modelu dotyczyła również przeprowadzenie symulacji komputerowej w warunkach nieustalonych i obejmowała etap zalewania urządzenia z dwoma natężeniami przepływu, takim samymi jak w badaniach laboratoryjnych. W celu analizy tej części badań wykonano 8 symulacji- 4 dla natężenia Q1 i 4 dla natężenia Q2. Na rysunkach 94-101 przedstawiono zachowanie oleju w 4 etapach zalewania modelu. Czasy: 2, 4, 6 i 8 s (dla natężenia Q1) oraz 4, 8, 12 i 16 s (dla natężenia Q2) (maksymalne odchylenie czasowe +/- 0,455 s) odpowiadały 25, 50, 75 i 100% wymaganego czasu zalewania, potrzebnego do napełnienia modelu do wymaganego poziomu i przejścia do natężenia stosowanego w warunkach ustalonych.

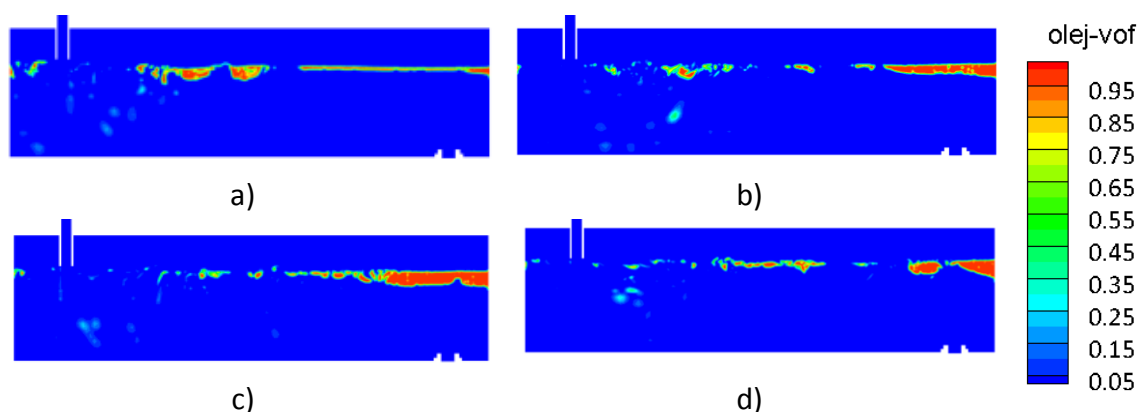
Na rysunku 94 przedstawiono napełnianie modelu w wariantcie bazowym z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu wody Q1. Na płaszczyźnie symetrii zaobserwować można, że powierzchnia oleju jest nieregularna. Do 8 s olej jest zmywany, natomiast w 12 s warstwa oleju jest już bardziej

widoczna. Po 16 s napełniania modelu wodą, olej pokrywa wodę na większej powierzchni. Na analizowanej płaszczyźnie po upływie 12 i 16 s pod wylewem osłonowym w wodzie przepływającej przez model, zauważalne są niewielkie smugi oleju.



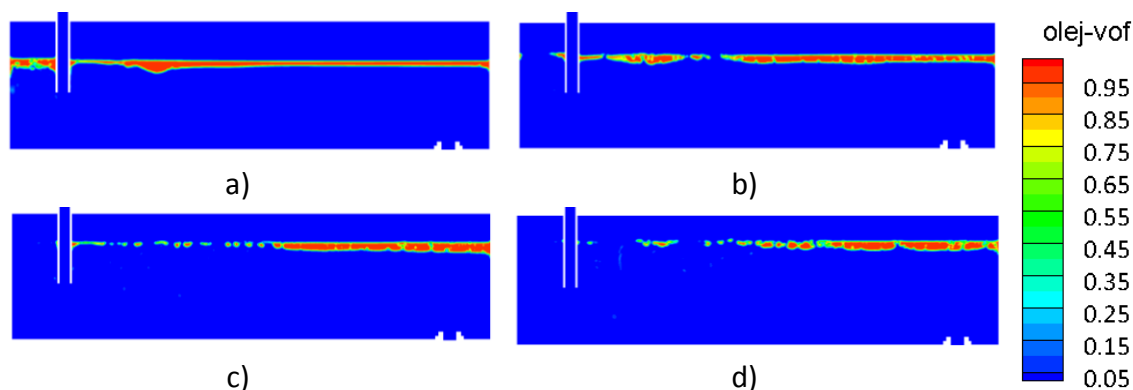
Rys.94. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s

Na rysunku 95 zaobserwować można, że po 2 s, cały olej w strefie zasilania ulega zerwaniu, a jego cząstki porywane są przez wodę. W centralnej części modelu pojawiają się silne fluktuacje, w której analizowana warstwa zmienia swoją grubość. Również w tej strefie dochodzi do 'zassania' cząstek. W dalszej części urządzenia warstwa oleju jest bardzo cienka, jednakże zwiększa się w pobliżu końca modelu. Po 4 sekundach, jedynie w strefie wylewowej warstwa nafty ulega pogrubieniu. Pozostała część fazy jest niejednorodna i w głównej mierze zmyta z powierzchni wody. Po 6 sekundach, nadal pogrubioną warstwę oleju można odnotować nad strefą wylewową. Na koniec etapu zalewania, część pogrubionej warstwy nafty w strefie wylewowej zostaje przerwana. W pozostałej części modelu jest olej poprzerwany jest na większości powierzchni. Zauważyć jednak można, że cząstki obcej fazy znajdujące się w wodzie, znajdują się bliżej powierzchni swobodnej, w przeciwieństwie do poprzednich etapów.



Rys.95. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s

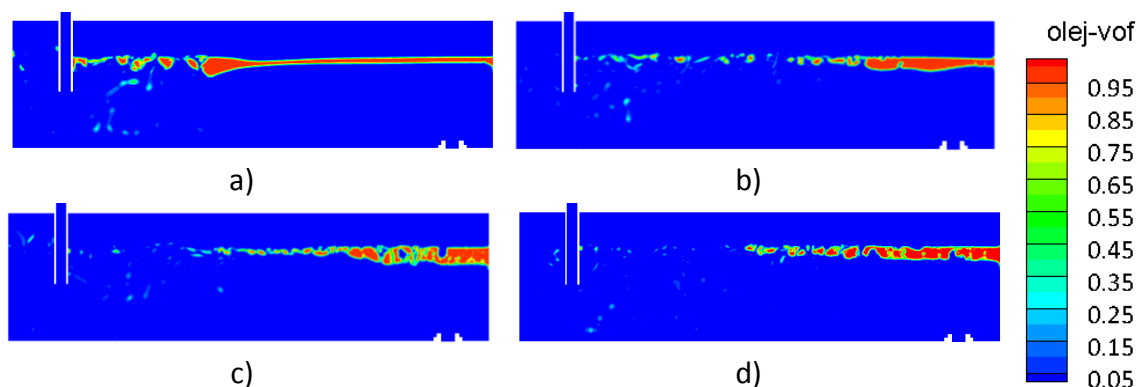
Analiza zachowania oleju w wariantcie bazowym, w którym wylew zanurzony był w wodzie na większą głębokość (rys.96) wykazała, że po upływie 4 s między wylewem, a bliższą ścianą urządzenia warstwa oleju ulega modyfikacji. Po przeciwnej stronie wylewu, jego warstwa zostaje zmywana i przesuwa się w kierunku strefy wylewowej, zwiększając swoją grubość. Po 8 s na rysunku zaobserwować można, że olej znajdujący się z przodu modelu oleju ulega zmyciu, a w dalszej części urządzenia ulega przerywaniu. Wraz z upływem czasu napełniania warstwa oleju podlega sukcesywnemu zmywaniu w kierunku strefy wylewowej, przyczyniającą się do zwiększenia grubości jego warstwy w obszarze wylewowym modelu. Na żadnym z rysunków nie odnotowano porywania cząstek oleju przez strumień zasilający.



Rys.96. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s

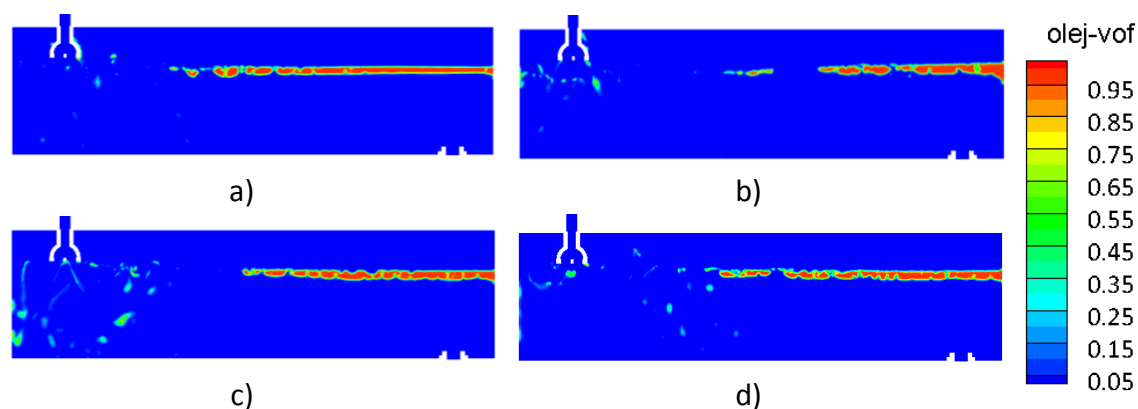
Zwiększenie natężenia przepływu wody na wlewie powoduje silniejsze interakcje układu woda-olej niż podczas stosowania natężenia Q1 (rys.97). Już po upływie 2 s warstwa oleju znajdująca się między wylewem osłonowym, a bliższą krótką ścianą modelu ulega zmyciu. Natomiast od centralnej strony urządzenia wraz z upływem czasu, nafta ulega przerywaniu i zmywaniu w stronę strefy wylewowej, zwiększając jej grubość wraz z przesuwanym się w kierunku końca modelu. Przez cały

okres napełniania modelu wodą w strefie między wylewem ostonowym, a połową urządzenia w wodzie obecne są cząstki oleju. Największa ich ilość występuje na początku odlewania.



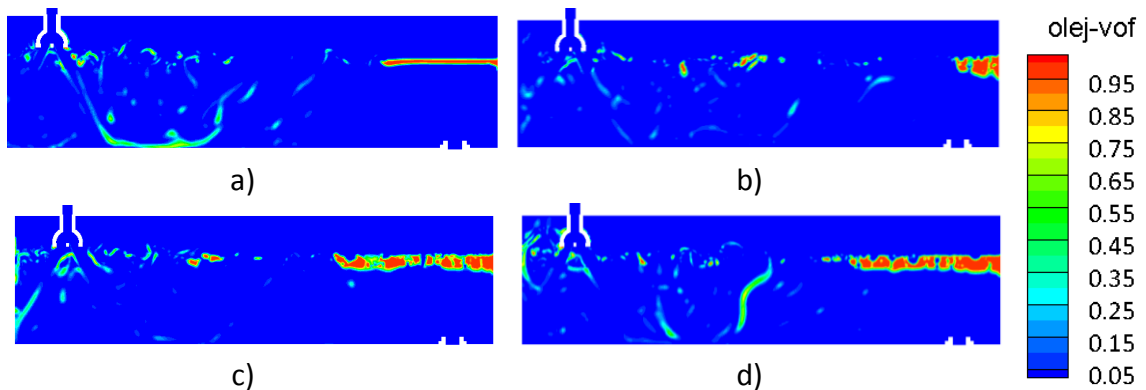
Rys.97. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu ostonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s

Zastosowanie zmodyfikowanego wylewu ostonowego w wariantie 2, zanurzonego na głębokość 1 i z natężeniem przepływu Q1 na wlewie (rys.98), powoduje zerwanie warstwy oleju w strefie zasilania. Powierzchnia zmytego żuźla powiększa się wraz z upływem czasu. Natomiast, od 12 s olej zaczyna ponownie pokrywać większą powierzchnię wody. Największe zmycie oleju występuje po 8 s, w tym czasie również zwiększa się grubość warstwy nafty w strefie wylewowej. W pozostałych etapach zalewania modelu wodą, warstwa oleju widocznego na płaszczyźnie symetrii, pokrywającego powierzchnię wody posiada w głównej mierze równą grubość, która w części miejsc jest poprzerrywana. Najsilniejsze porwanie cząstek przez strumień zasilający, na prezentowanych obrazach występuje po upływie 12 s zalewania modelu wodą.



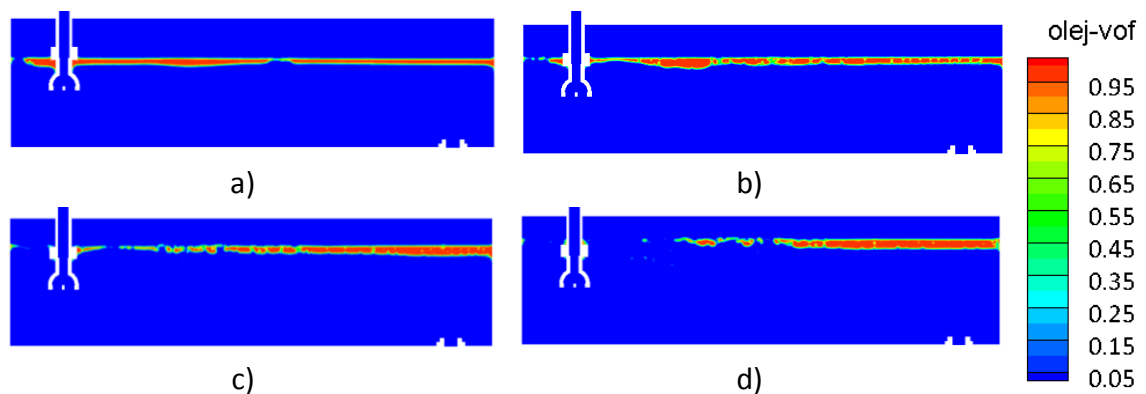
Rys.98. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem płytszym wylewu ostonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s

Zwiększenie natężenia przepływu wody na wlewie w wariantcie 2, w którym wylew osłonowy zanurzony był na mniejszą głębokość (rys.99) wskazała na silne interakcje wody i oleju przez cały okres napełniania modelu. Cząstki porwanego oleju znajdują się w dużej części urządzenia. Z obserwacji wynika, że do wody przedostają się nie tylko cząstki, ale również pasma fazy (widoczne zwłaszcza na podpunktach a,c,d). Przez wszystkie wybrane etapy zalewania można zauważyć, że zalewanie z tak dużym natężeniem wywołuje tworzenie się silnych rozprysków ponad powierzchnię warstwy oleju. Również w przypadku tego wariantu olej zwiększa swoją grubość obszarze wylewowym.



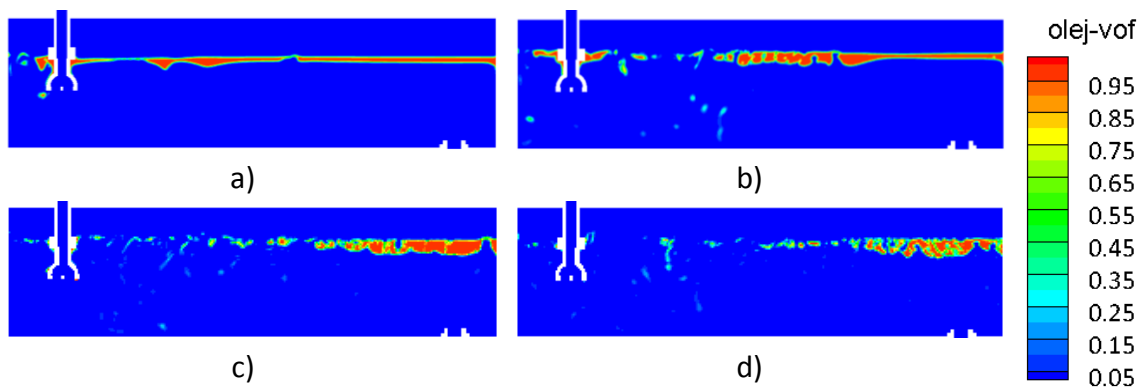
Rys.99. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s

Zwiększenie głębokości zanurzenia w wariantcie 2, o zastosowanym tym samym natężeniu przepływu wody (rys.100) na wlewie powoduje zdecydowane uspokojenie przepływu i uspokojenie zachowania warstwy oleju pokrywającej powierzchnię wody. Mimo to, wraz z upływem czasu napełniania modelu wodą, warstwa oleju zostaje sukcesywnie zmywana z coraz większej powierzchni. Zanurzenie wylewu osłonowego na większą głębokość nie przyczynia się porywania cząstek przez strumień zasilający w widzialnym zakresie.



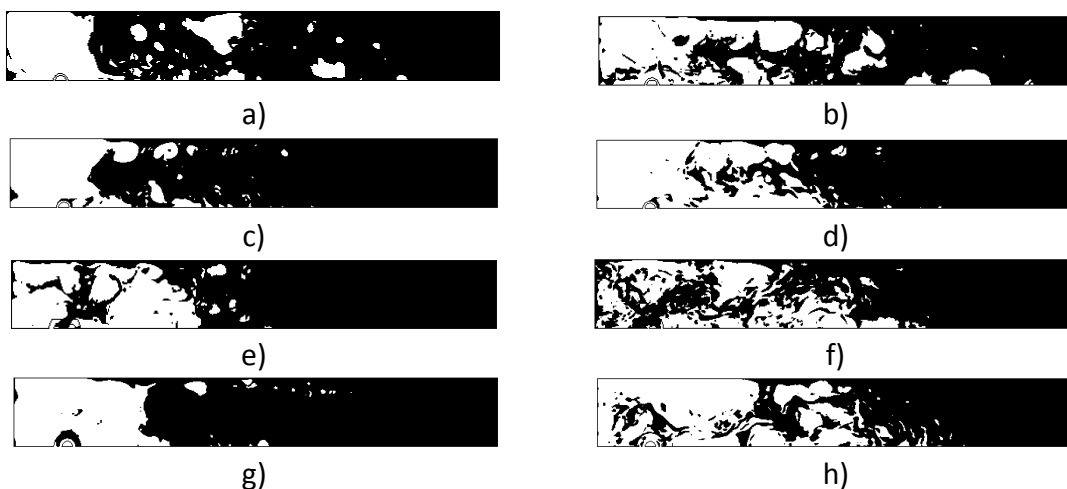
Rys.100. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s

Podobnie jak w przypadku zastosowania wylewu prostego w wariacie bazowym, zwiększenie natężenia przepływu wody na wlewie przyczynia się do silniejszego efektu zmywania oleju z powierzchni wody. Wraz z upływem czasu warstwa oleju staje się w coraz większym stopniu poprzerrywana. Ponadto, wraz z upływem czasu zasilania modelu wodą, warstwa oleju zwiększa swoją grubość przesuwając się w stronę strefy wylewowej. Na rysunku 101 zaobserwować można również cząstki oleju porywane przez przepływającą przez model wodę.



Rys.101. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s

Dodatkowo przeprowadzona analiza zachowania warstwy oleju wykazała, że pod wpływem zastosowania zarówno wylewu osłonowego z wariantu bazowego jak i z wariantu 2, przyczynia się do powstania silnych interakcji z fazą żużlową. Zaobserwować można, że zwiększenie natężenia przepływu wody na wlewie, niezależnie od rodzaju wylewu osłonowego, jak i jego zanurzenia w wodzie, powoduje silniejsze zmycie warstwy oleju. Przedstawione na rysunku 102 zachowanie warstwy nafty, potwierdza widoczne na płaszczyznach symetrii (rys.94-101) zmywanie oleju od strony wylewu osłonowego, w kierunku dalszej części modelu.



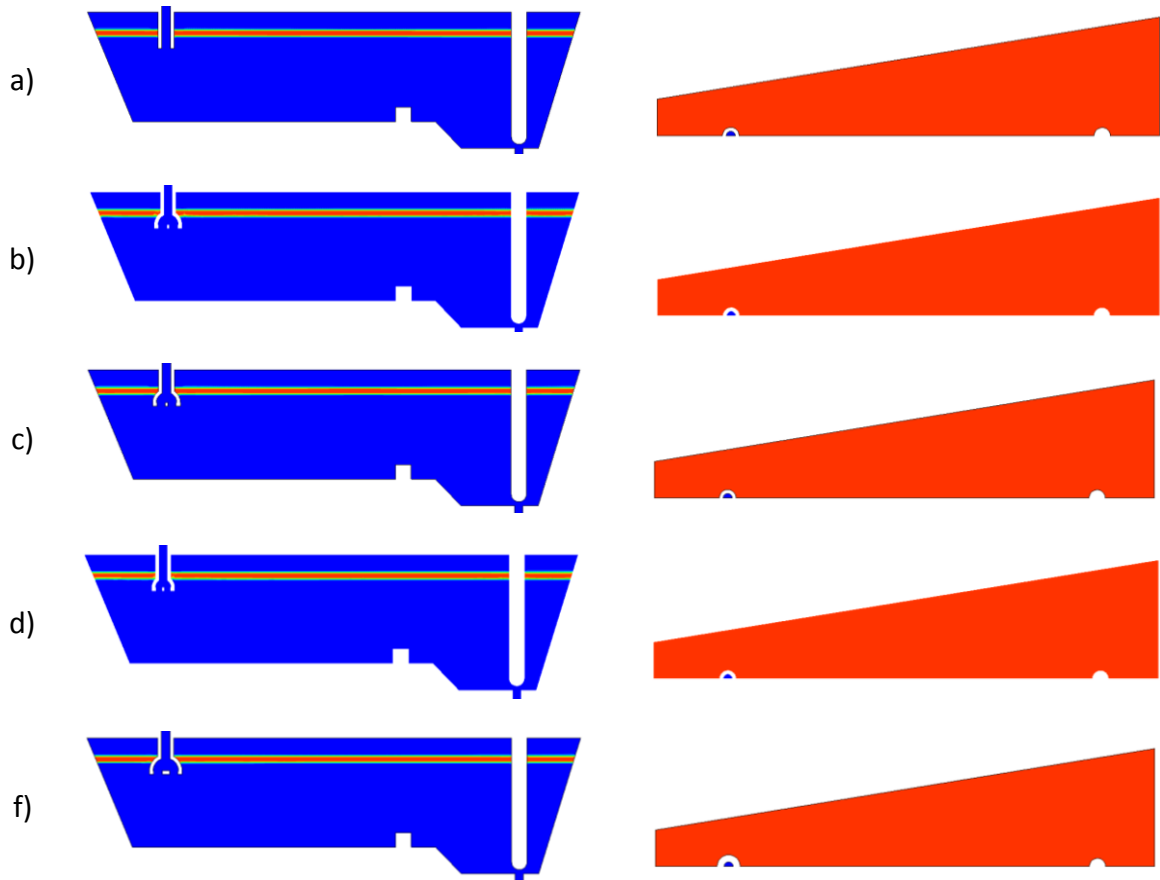
Rys.102. Zachowanie powierzchni nafty pokrywającej powierzchnię wody dla warunków niestacjonarnych odlewania dla: a) wariant bazowy, zan. płytsze, Q1, b) wariant bazowy, zan. płytsze, Q2, c) wariant bazowy, zan. głębsze, Q1, d) wariant bazowy, zan. głębsze, Q2, e) wariant 2, zan. płytsze, Q1, f) wariant 2, zan. płytsze, Q2, g) wariant 2, zan. głębsze, Q1, h) wariant 2, zan. głębsze, Q2

b) Symulacje izotermiczne warunków stacjonarnych dla analizowanych kadzi pośrednich

Na podstawie analizy prędkości ciekłej stali w warunkach izo- i nieizotermicznych wykonanej dla układu jednofazowego stwierdzono, że między uzyskanymi średnimi wartościami prędkości istnieje nieznaczna różnica, która nie wpływa istotnie na zachowanie ciekłej stali w kadzi pośredniej. W związku z tym podjęto decyzję o wykonaniu badań na układzie wielofazowym w warunkach izotermicznych. Symulacje komputerowe wykonane metodą VOF dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej o rzeczywistych wymiarach dla warunków stacjonarnych odlewania, przeprowadzone zostały dla wylewów osłonowych, które wybrane zostały do badań fizycznych (wylewy z wariantów 2, 3 i 5) oraz dla wylewu z wariantu 1 (wylew optymalny dla jedno- i dwu-wylewowej kadzi pośredniej. Przepływ ciekłej stali uzyskany w wyniku użycia tej modyfikacji wylewu osłonowego sprzyjał redukcji przepływu stagnacyjnego zarówno w jedno- jak i w dwu-wylewowej kadzi pośredniej). Natomiast symulacje numeryczne dla kadzi pośredniej dwu-wylewowej wykonane zostały dla wylewu prostego oraz dla wylewu użytego w wariantcie 1.

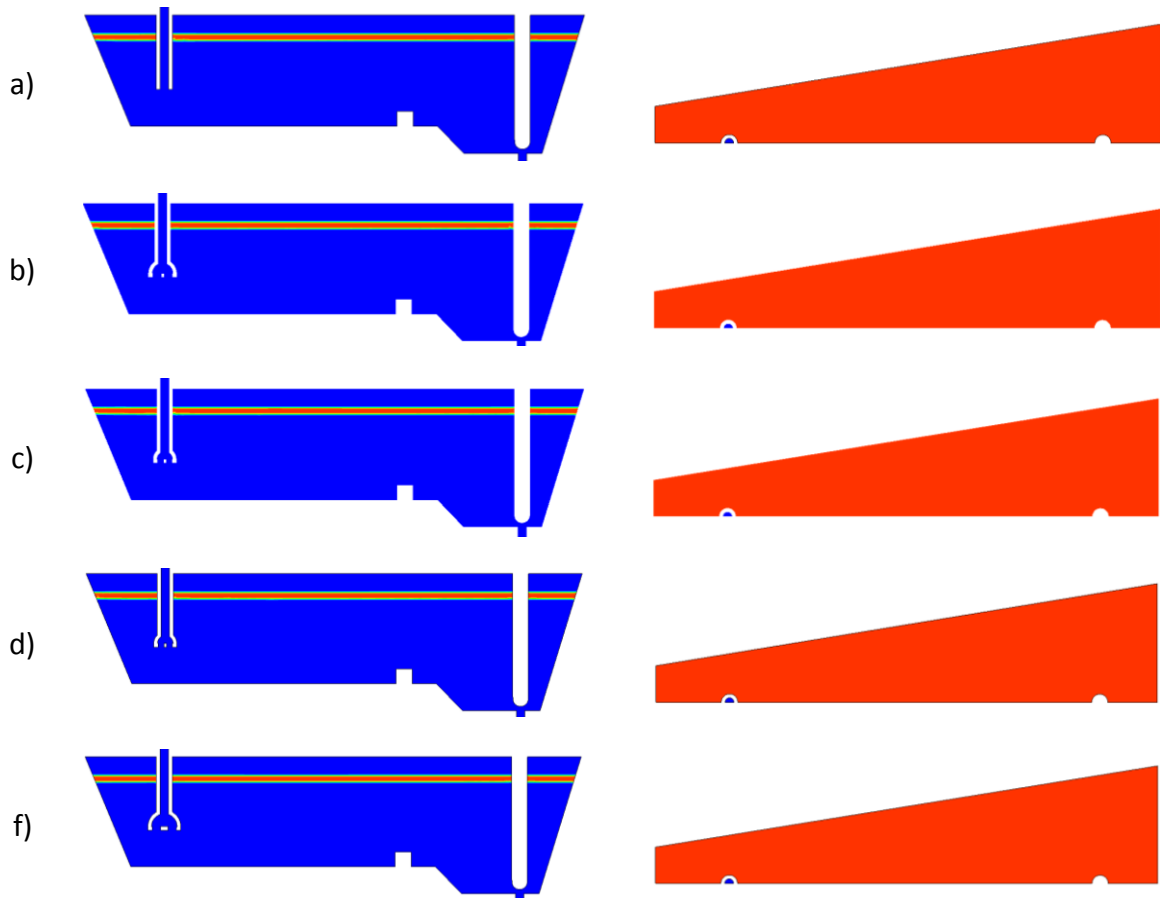
Obserwację zachowania fazy żuźlowej w warunkach ustalonych w kadziach pośrednich o rzeczywistych wymiarach wykonano na dwóch płaszczyznach-płaszczyźnie symetrii oraz płaszczyźnie iso-surface (wyznaczonej dla warstwy granicznej żuźla). Przeprowadzona analiza zachowania się warstwy żuźlowej w jedno-wylewowej kadzi pośredniej w warunkach stacjonarnych (rys.103-104), wykazała, że warstwa żuźla pokrywająca ciekłą stal pozostaje niezmienna niezależnie od użytego wylewu osłonowego oraz głębokości jego zanurzenia.

Zanurzenie płytsze



Rys.103. Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 5

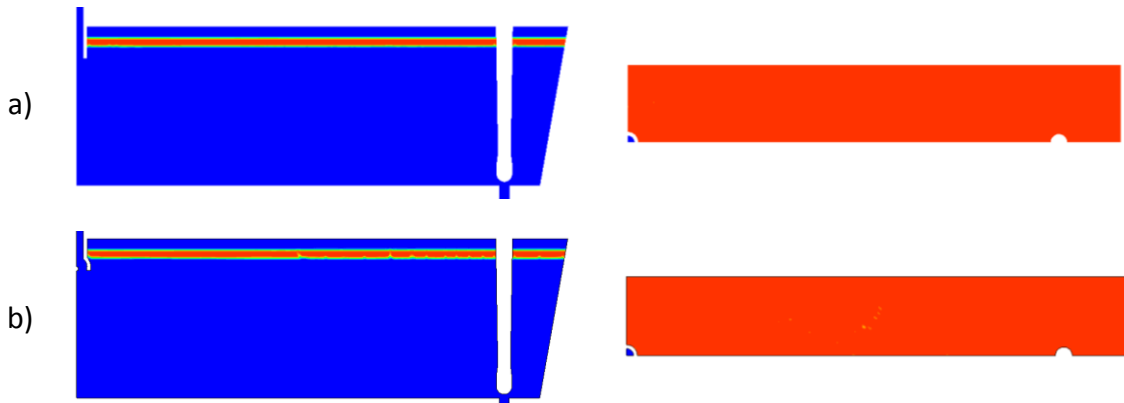
Zanurzenie głębsze



Rys.104. Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 5

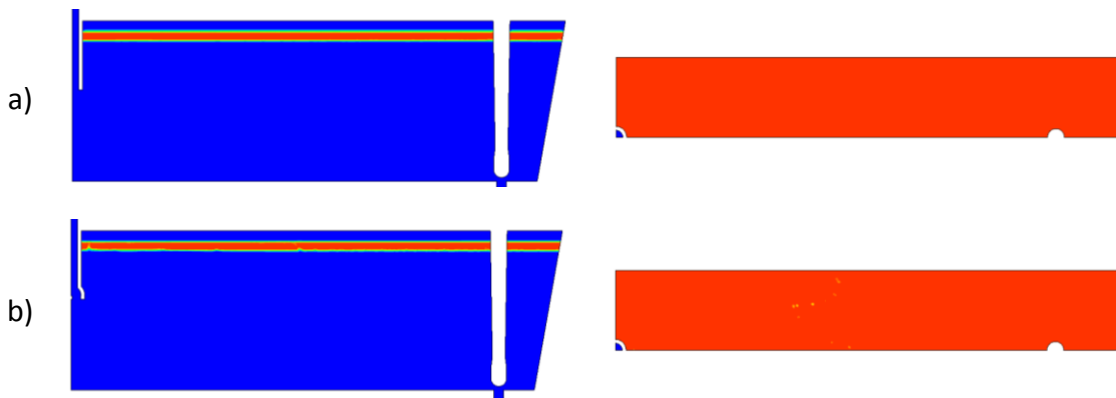
Analiza zachowania fazy żużlowej w dwu-wylewowej kadzi pośredniej podczas stacjonarnego odlewania na płaszczyźnie symetrii i płaszczyźnie górnej (rys.105-106), wykazała że żużel bez zakłóceń pokrywa powierzchnię ciekłej stali.

Zanurzenie płytsze



Rys.105. Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1

Zanurzenie głębsze

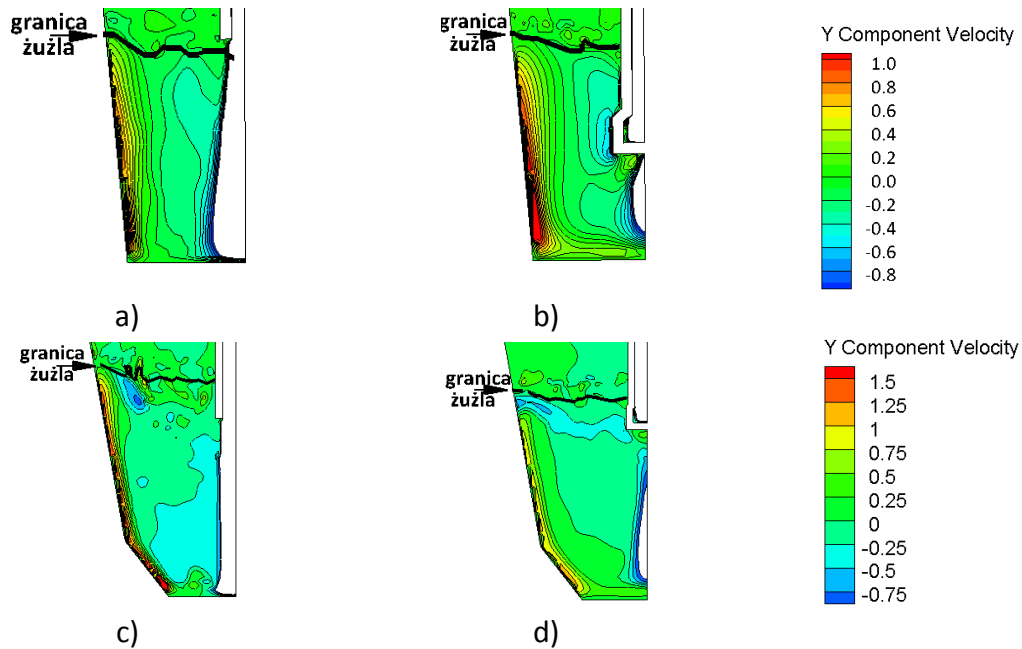


Rys.106. Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1

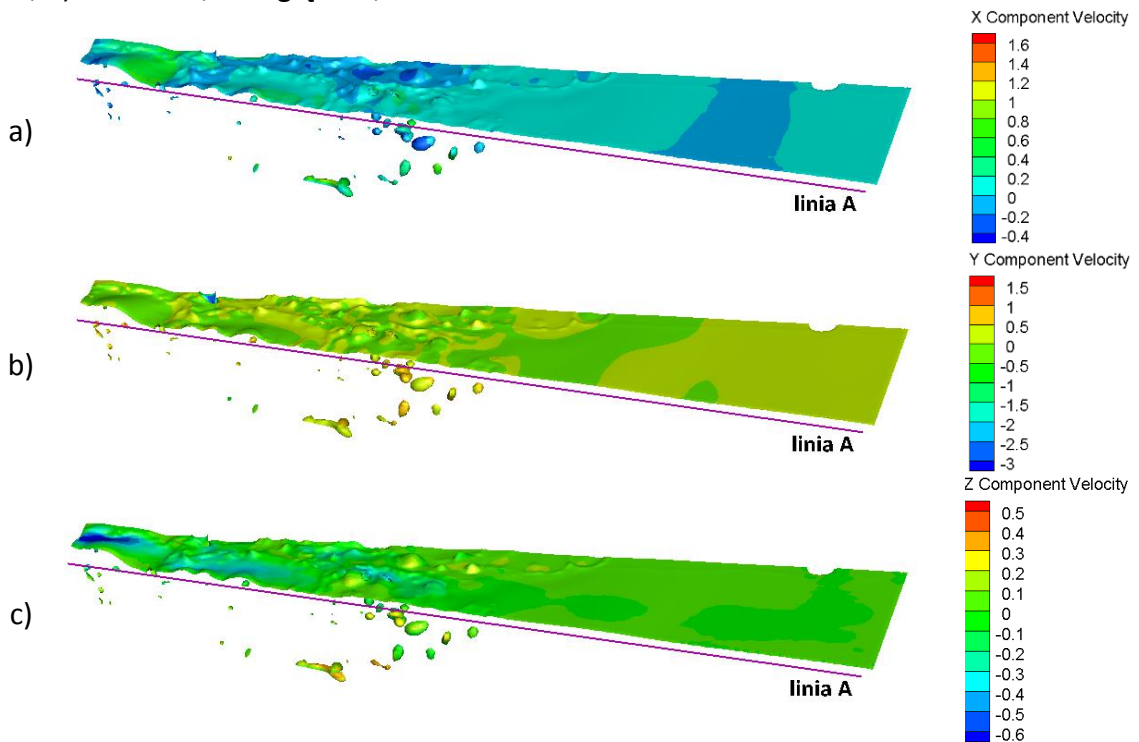
3.4.4. Interakcja układu wielofazowego w warunkach nieustalonych odlewania sekwencyjnego

Pierwotna analiza zachowania się układu ciekła stal-żużel-powietrze wykazała, że istotny wpływ na zjawisko zmywania warstwy żużla z powierzchni ciekłej stali wywiera stali płynąca ze zwiększoną prędkością wzdłuż ścian kadzi pośredniej (rys.107). Na podstawie tej informacji, w celu przeprowadzenia szczegółowej analizy wpływu prędkości i kierunku przepływu ciekłej stali na odsłanianie lustra ciekłej stali wytypowano linię, która przebiegała $\sim 0,025$ m od długiej ściany kadzi i $\sim 0,005$ m pod

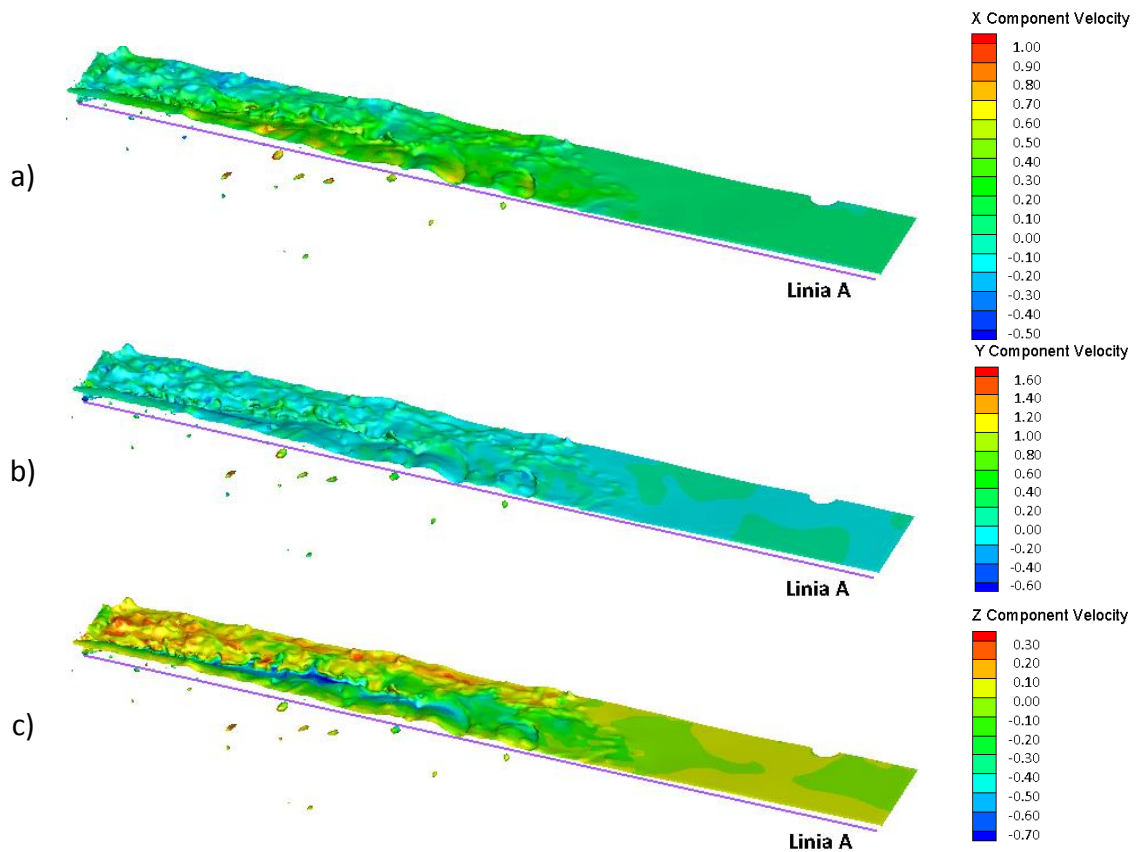
najniższym położeniu żuźla. Z linii szczytowo trzy składowe prędkości układu X, Y i Z (rys.108-109).



Rys.107. Rozkład wartości składowej Y prędkości ciekłej stali, przedstawionej na płaszczyźnie poprzecznej: a) wariant bazowy, zan. płytsze, Q1, b) wariant 1, zan. głębsze, Q2 jedno-wylewowej kadzi pośredniej oraz c) wariant bazowy, zan. głębsze, Q1, d) wariant 1, zan. głębsze, Q3



Rys.108. Rozkład wartości prędkości dla warstwy granicznej ciekłej stali dla wariantu bazowego jedno-wylewowej kadzi pośredniej z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1: dla a) składowej X, b) składowej Y, c) składowej Z



Rys.109. Rozkład wartości prędkości dla warstwy granicznej ciekłej stali dla wariantu bazowego dwu-wylewowej kadzi pośredniej z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1: dla a) składowej X, b) składowej Y, c) składowej Z

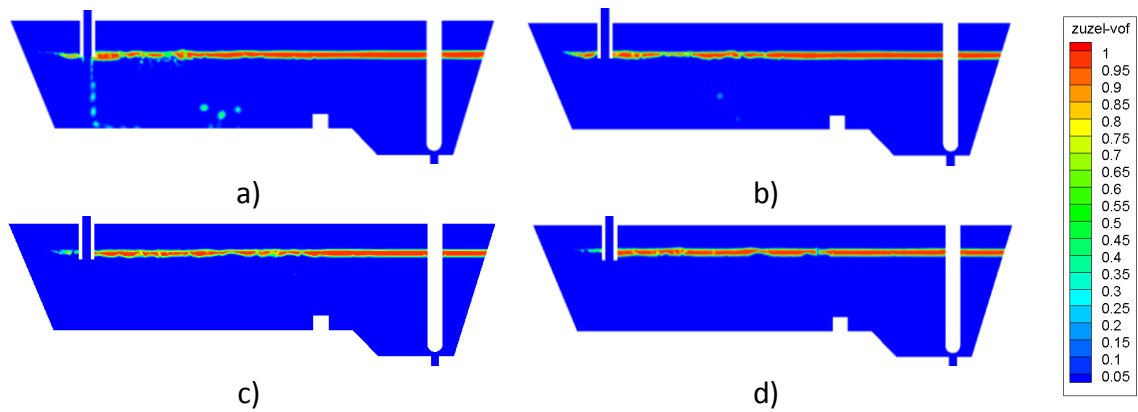
Analizy interakcji układu wielofazowego w nieustalonych warunkach odlewania dokonano na płaszczyźnie symetrii przebiegającej przez środek kadzi pośredniej oraz na specjalnie w tym celu wygenerowanej płaszczyźnie iso-surface, na podstawie której możliwe było odwzorowanie zachowania żuźla pokrywającego ciekłą stal. Celem przeprowadzenia analizy wyznaczono czas, po którym sczytywano wyniki. Podobnie jak dla wcześniej analizowanego modelu szklanego, wytypowany czas odpowiadał 25, 50, 75 i 100% całkowitego czasu potrzebnego do uzyskania wymaganego poziomu napełnienia kadzi pośredniej ciekłą stalą (dla natężenia przepływu Q1 i Q2). Dla kadzi jedno-wylewowej zalewanej ciekłą stalą o natężeniu Q1 były to czasy: 10, 20, 30 i 40 s, natomiast dla natężenia Q2 wynosiły: 5, 10, 15 i 20 s (maksymalne odchylenie czasowe +/- 0,455 s). Dla kadzi dwu-wylewowej czas zalewania urządzenia ciekłą stalą, poddany analizie dla natężenia przepływu Q1 wynosił: 15, 30, 45 i 60 s (maksymalne odchylenie czasowe +/- 0,455 s). Dla kadzi jedno-wylewowej przeprowadzono 4 symulacje dla zasilania kadzi pośredniej ciekłą stalą o natężeniu Q1 oraz 4 symulacje dla natężenia Q2. Obejmowały one wariant bazowy oraz wariant 1, dla obu głębokości zanurzenia. Na podstawie uzyskanych wyników zdecydowano o wykonaniu również symulacji dla

natężenia Q3 dla wariantu 1, w której wylew osłony zanurzony był na większą głębokość w ciekłej stali. Analiza dla tego natężenia przepływu obejmowała czas napełniania równy 25% całkowitego czasu potrzebnego na napełnienie kadzi ciekłą stalą, tzn. 30 s. Na podstawie wcześniej przeprowadzonych symulacji numerycznych dla kadzi jedno-wylewowej, podjęto decyzję o wyborze do analizy na kadzi dwu-wylewowej tylko natężenia przepływu równego Q1 i Q3. W związku z tym dla kadzi dwu-wylewowej przeprowadzono 3 symulacje dla natężenia równego Q1: dla wariantu bazowego, w którym wylew osłony zanurzony był głębiej w ciekłej stali oraz dla wariantu 1 dla obu głębokości zanurzenia wylewu. Dodatkowo, analogicznie jak w przypadku jedno-wylewowej kadzi pośredniej, dla wariantu 1, w którym wylew osłony zanurzony był na większą głębokość wykonano symulację, stosując natężenie przepływu na wlewie Q3. Analizowany czas napełniania dla tego przypadku wynosił 45 s (25% całkowitego czasu napełniania). Decyzja o przeprowadzeniu analizy dla zasilania wariantów ciekłą stalą o natężeniu Q3 dla 25% czasu podjęta została na podstawie wyników uzyskanych z symulacji, w których kadzie pośrednie zasilane były natężeniem Q1 i Q2. Bazując na uzyskanych wynikach stwierdzono, że 25% czasu napełniania jest okresem, który może wskazać czy odsłanianie lustra ciekłej stali będzie postępowało czy też nie.

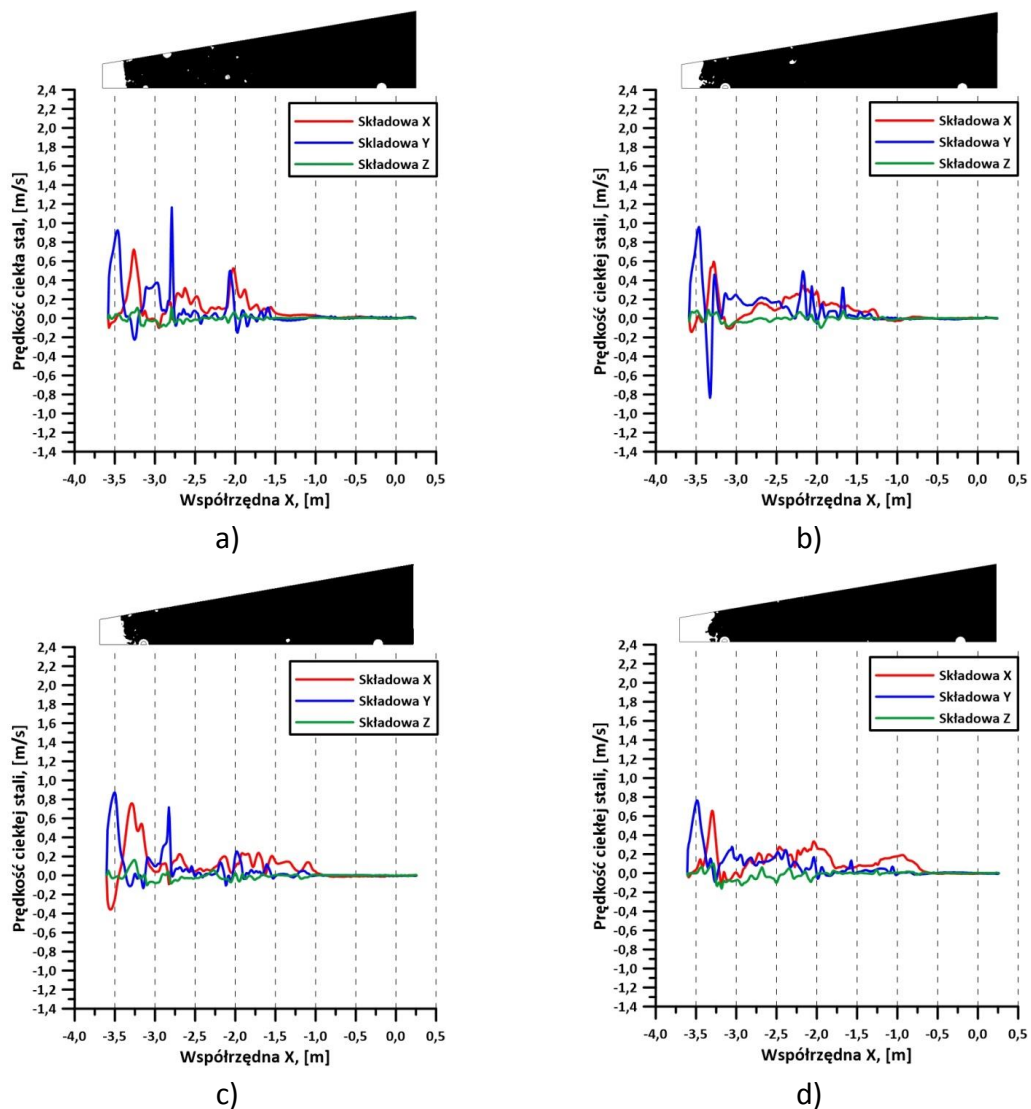
Obserwacja zachowania faz ciekła stal-żużel dla wariantu bazowego jedno-wylewowej kadzi pośredniej przy zalewaniu kadzi stalą z natężeniem masowym równym Q1 na rysunku 110 wykazała, że przez cały okres zalewania, warstwa żużla zmywana jest od krótkiej ściany kadzi znajdującej się przy wylewie osłonowym. Do 10 s na płaszczyźnie symetrii zauważalne są ślady cząstek żużla, które zostały porwane przez strumień zasilający podczas startu zalewania (na koniec etapu wymiany kadzi głównej z pustej na pełną, poziom ciekłej stali ulega obniżeniu do poziomu, w którym dolny koniec wylewu zanurzony jest na 0,03 m w żużlu). W późniejszym okresie, kiedy poziom stali się unosi, na płaszczyźnie nie widać nowych kropli żużla. Dodatkowo, analiza zachowania żużla na specjalnie w tym celu wygenerowanej płaszczyźnie iso-surface (rys.111) potwierdza wymieniony powyżej fakt zmywania warstwy żużlowej od strony bliższej krótkiej ściany urządzenia. Dla czasów napełniania 5, 10 i 15 s w warstwie żużla, poza główną strefą zmywania, zaobserwować można okrągłe obszary, w których również zmywany jest żużel. Wraz z upływem czasu, ilość wymienionych miejsc się zmniejsza. Wspomniane miejsca pokrywają się z pocienionymi strefami żużla widocznymi na rysunku 110. Ponadto analiza składowych Y prędkości na linii A, dla analizowanych czasów zalewania, wykazała, że powierzchnia żużla zmywana jest na skutek wystąpienia prędkości w zakresie $0,4 \div 1,2$ m/s. Analiza prędkości ciekłej stali z płaszczyzną iso-surface wykazała, że do odsłonięcia powierzchni ciekłej stali z warstwy żużla dochodzi na skutek interakcji ciekłej stali płynącej z dołu do góry, wzdłuż ściany kadzi o prędkościach wymienionych powyżej. Składowa X prędkości ciekłej stali osiągają maksymalne wartości równe niemal 0,8 m/s, jednak w tych

miejskach nie dochodzi do zmywania warstwy żużla. Prędkości w osi Z są bardzo wyrównane i występują w zakresie $\pm 0,1$ m/s.

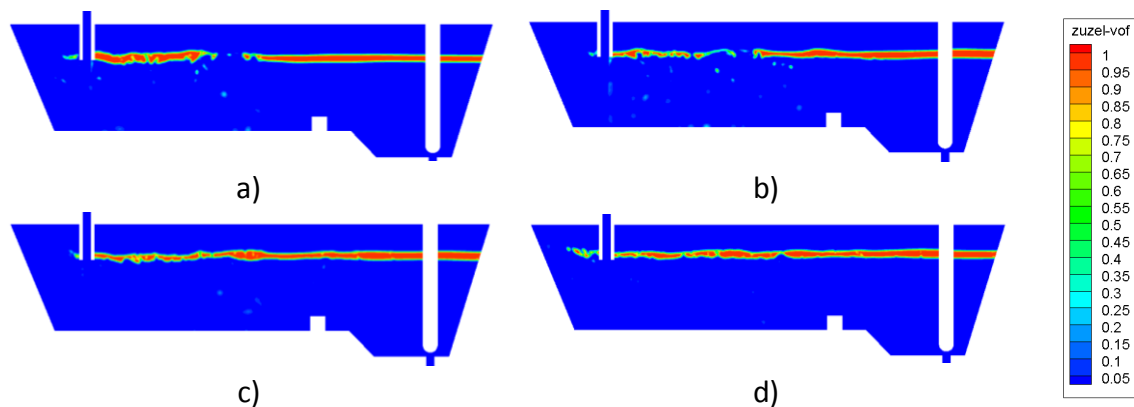
Na rysunku 112 przedstawiającym wariant bazowy, w którym wylew osłonowy zanurzony był na mniejszą głębokość, a natężenie masowe przepływu na wlewie wynosiło Q2, zaobserwować można, że wraz z upływem czasu do 10 s zalewania kadzi pośredniej warstwa żużla w strefie zalewowej zostaje zmywana w kierunku dalszej części kadzi. Natomiast wraz z upływem czasu, przepływ ciekłej stali powoduje powrotne kierowanie się żużla w stronę swojego początkowego położenia. W porównaniu do tego samego wariantu, w którym zastosowano mniejsze masowe natężenie przepływu, zmywanie żużla jest silniejsze, a powierzchnia ciekłej stali narażonej na kontakt z otaczającym powietrzem jest większa. Analiza zachowania żużla na płaszczyźnie symetrii wykazała, że początkowo jego struktura zostaje przerwana w centralnej części urządzenia, następnie zostaje pocieniona, jednakże w kolejnym etapie ruch ciekłej stali powoduje ponowne pokrycie stali w środkowej części kadzi pośredniej. Analogicznie jak w przy zasilaniu kadzi w analizowanym wariantcie z natężeniem Q1, dla czasów 5, 10 i 15 s zauważyć można, że w objętości kadzi pośredniej znajdują się wolne cząstki żużla, których ilość maleje wraz z upływem czasu. Analiza zachowania żużla na rysunku 113 wykazała, że głównymi obszarami odsłaniania lustra stali (poza strefą zalewową) jest obszar wzdłuż długiej ściany kadzi pośredniej. Obserwacja składowej Y prędkości ciekłej stali wskazała, że do zmywania żużla dochodzi, gdy ciekła stal płynie ku górze z prędkością od ponad 0,4 do ponad 2,0 m/s. Następnie wartość prędkości maksymalnej występującej w strefie zasilania sukcesywnie ulega redukcji, aż do osiągnięcia ok. 1,7 m/s na końcu zalewania kadzi pośredniej ciekłą stalą o natężeniu przepływu Q1. Około 0,2 m dalej, w głąb kadzi pośredniej, od maksymalnej prędkości, strumień ciekłej stali płynie kierunku dna urządzenia, a jego prędkość kształtuje się w zakresie $0,9 \div 1,3$ m/s. W analizowanym wariantcie kadzi pośredniej składowe X prędkości ciekłej stali ulegają zwiększeniu również w miejscu, w którym zmywany jest żużel z powierzchni ciekłej stali, a jej wartości w miejscu zmywania występują w zakresie $0,4 \div 1,1$ m/s. Składowe Z prędkości stali są najmniejsze spośród wszystkich trzech składowych prędkości, a ich maksymalna wartość nie przekracza 0,5 m/s. Generalnie, zaobserwować można, że do 10 s fluktuacje prędkości przy długiej ścianie kadzi pośredniej rozwijają się, aż do występowania w 75% długości kadzi. Po upływie tego czasu, fluktuacje te ulegają zahamowaniu. Dla wariantu bazowego, w którym wylew osłonowy zanurzony był płycej w ciekłej stali, wyraźnie można zauważyć, że kierunek przepływu między wariantami o zalewaniu kadzi z natężeniem Q1, a Q2 jest zbliżony między sobą. Jednakże otrzymane wartości ulegają zwielokrotnieniu przy stosowaniu natężenia przepływu Q2.



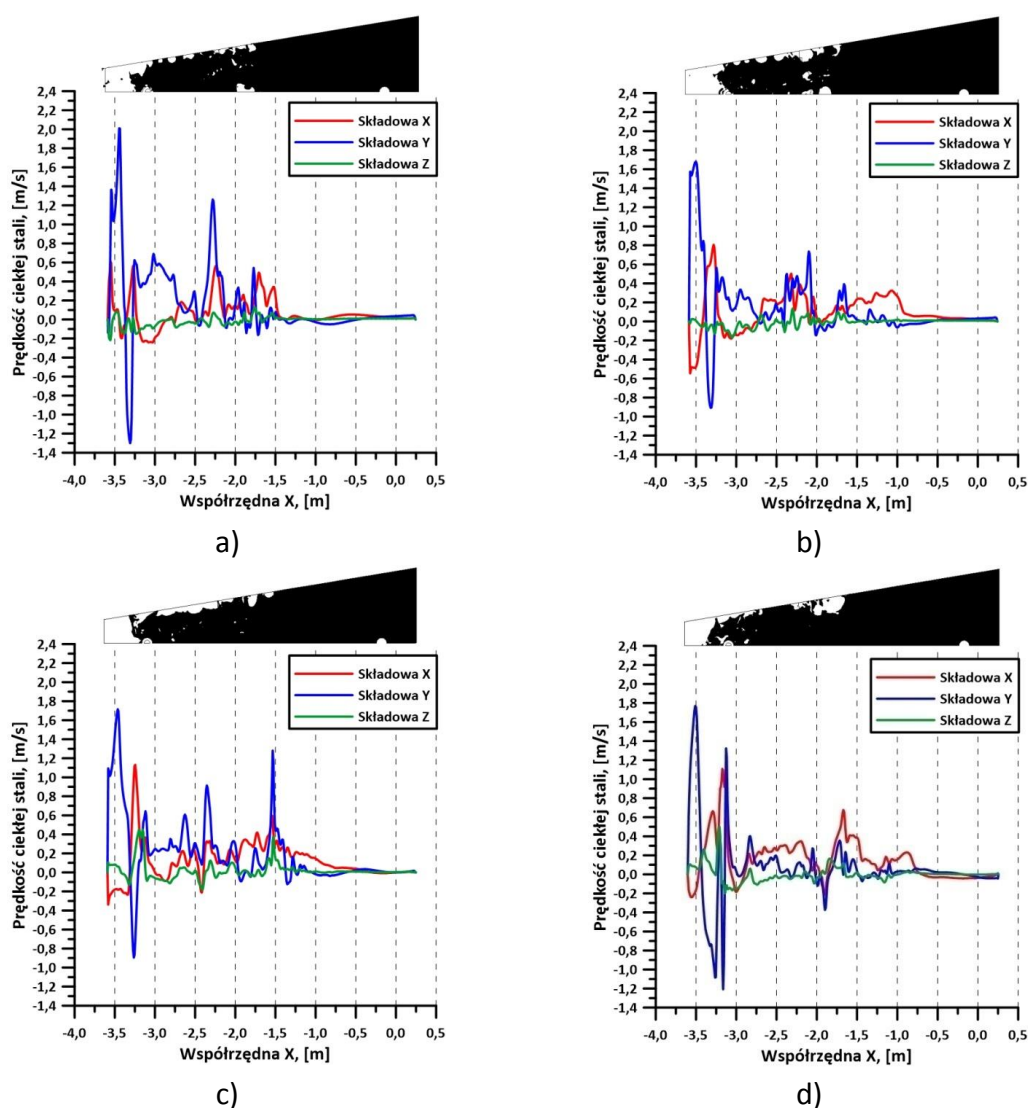
Rys.110. Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s



Rys.111. Rozkład żużla w wariantie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

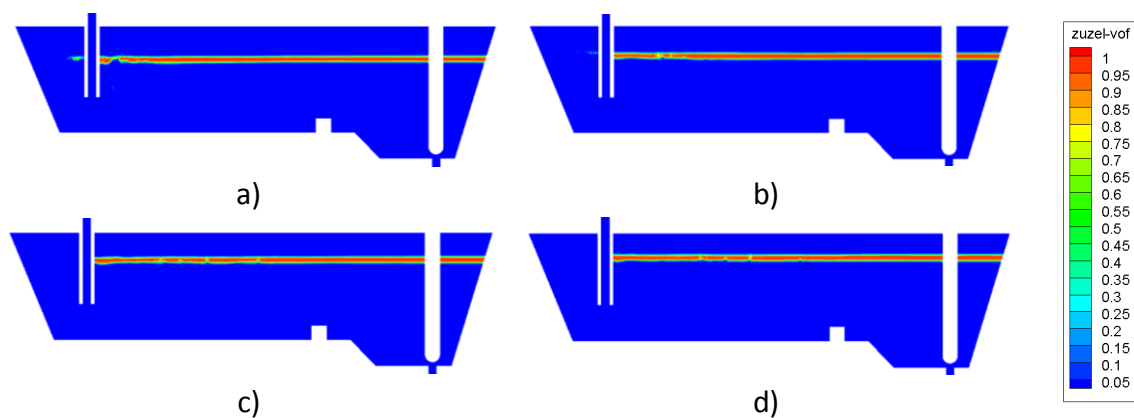


Rys.112. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s

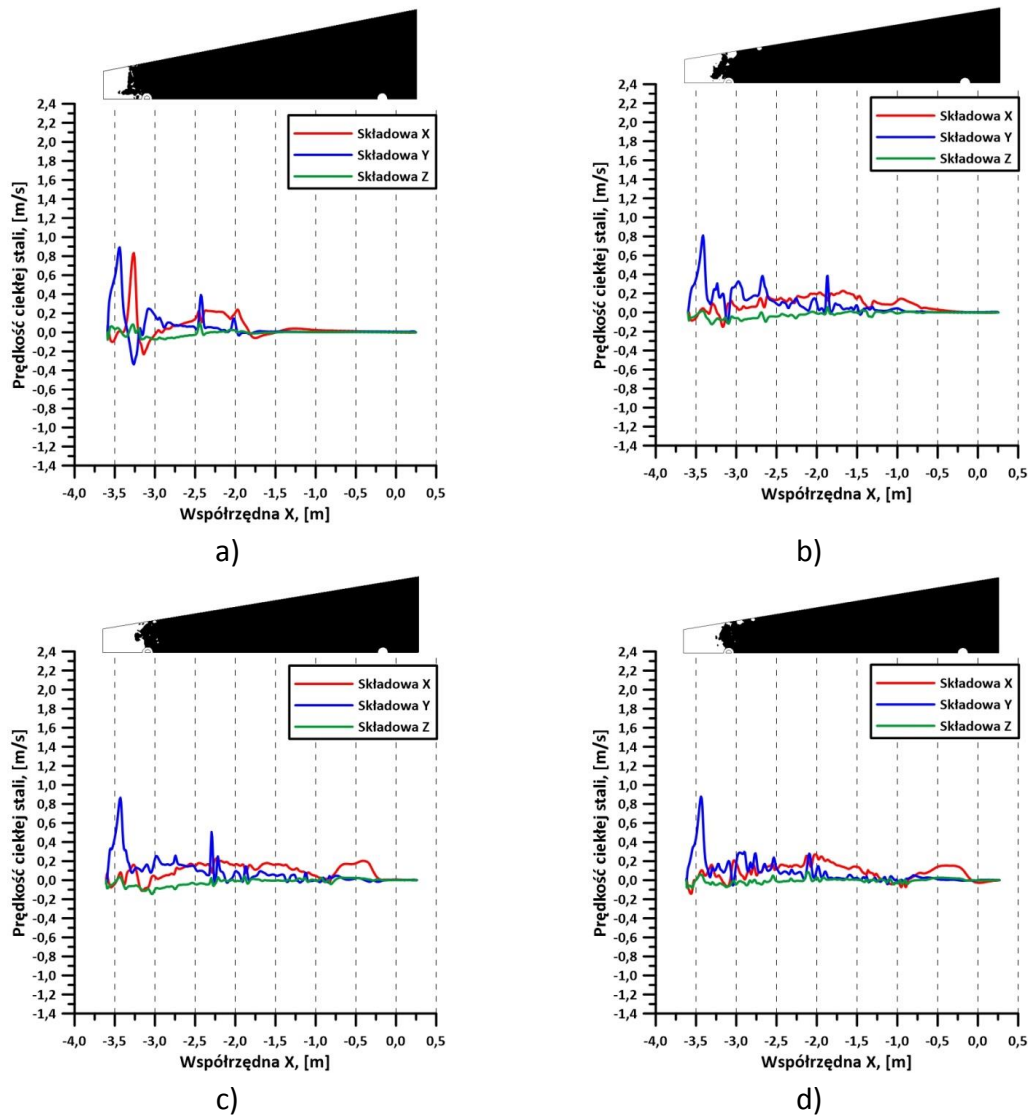


Rys.113. Rozkład żuźla w wariacie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s

Analiza rozkładu faz w jedno-wylewowej kadzi pośredniej, z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem masowym Q1 na rysunkach 114-115 wykazała, podobnie jak w poprzednich wariantach, że głównym obszarem zmywania jest strefa między wylewem osłonowym, a bliższą krótką ścianą kadzi pośredniej. Wielkość tego obszaru zwiększa się wraz z upływem czasu odlewania. Ponadto na rys.114b,d, przy długiej ścianie kadzi pośredniej zaobserwować można niewielkie strefy pozbawione obecności żużla. W porównaniu do tego samego wariantu, w którym wylew zanurzony był na mniejszą głębokość w ciekłej stali, powierzchnia żużla poza strefą zalewową zachowuje się bardziej stabilnie, jednakże obszar ciekłej stali odsłoniętej na otaczającą atmosferę charakteryzuje się większą powierzchnią. W centralnej części kadzi nie zaobserwowano cząstek żużla porwanych do objętości kadzi pośredniej przez ciekłą stal. Dodatkowo, analiza prędkości na rys.115 wykazała, że maksymalna wartość składowej Y prędkości kształtuje się na podobnym poziomie przez cały okres zalewania z natężeniem Q1 i wynosi ok. 0,9 m/s. Niewielkie wahania wartości prędkości w zakresie $-0,05 \div 0,5$ m/s od lokalizacji wylewu osłonowego, w kierunku dalszej części kadzi, nie wpływają w większym stopniu na zmywanie warstwy żużla. Po upływie 10 s, składowa X prędkości ciekłej stali osiąga maksymalnie wartość 0,8 m/s. Po dalszym upływie czasu prędkość ta maleje i stabilizuje się. Podobnie jak w poprzednim wariantcie, składowa Z prędkości ciekłej stali jest niewielka przez cały czas zalewania.



Rys.114. Rozkład żużla w wariantcie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s

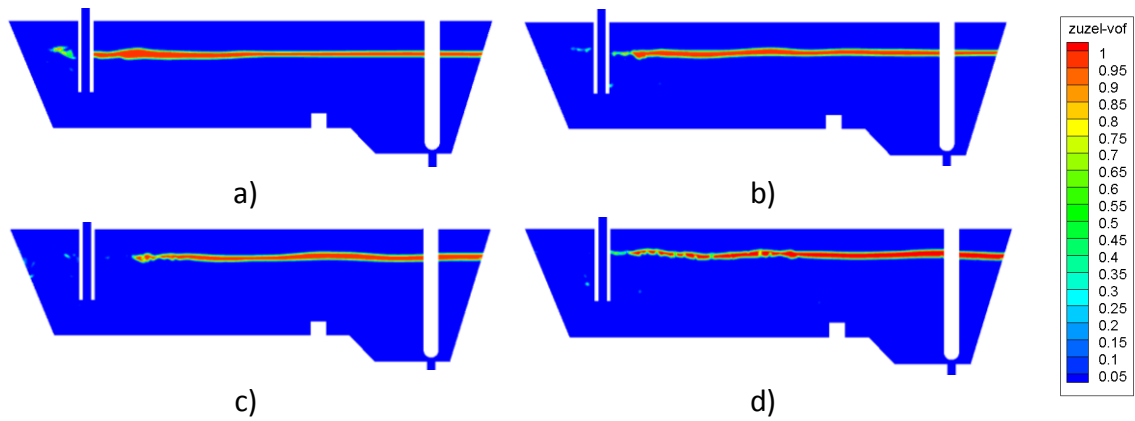


Rys.115. Rozkład żuźla w wariancie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

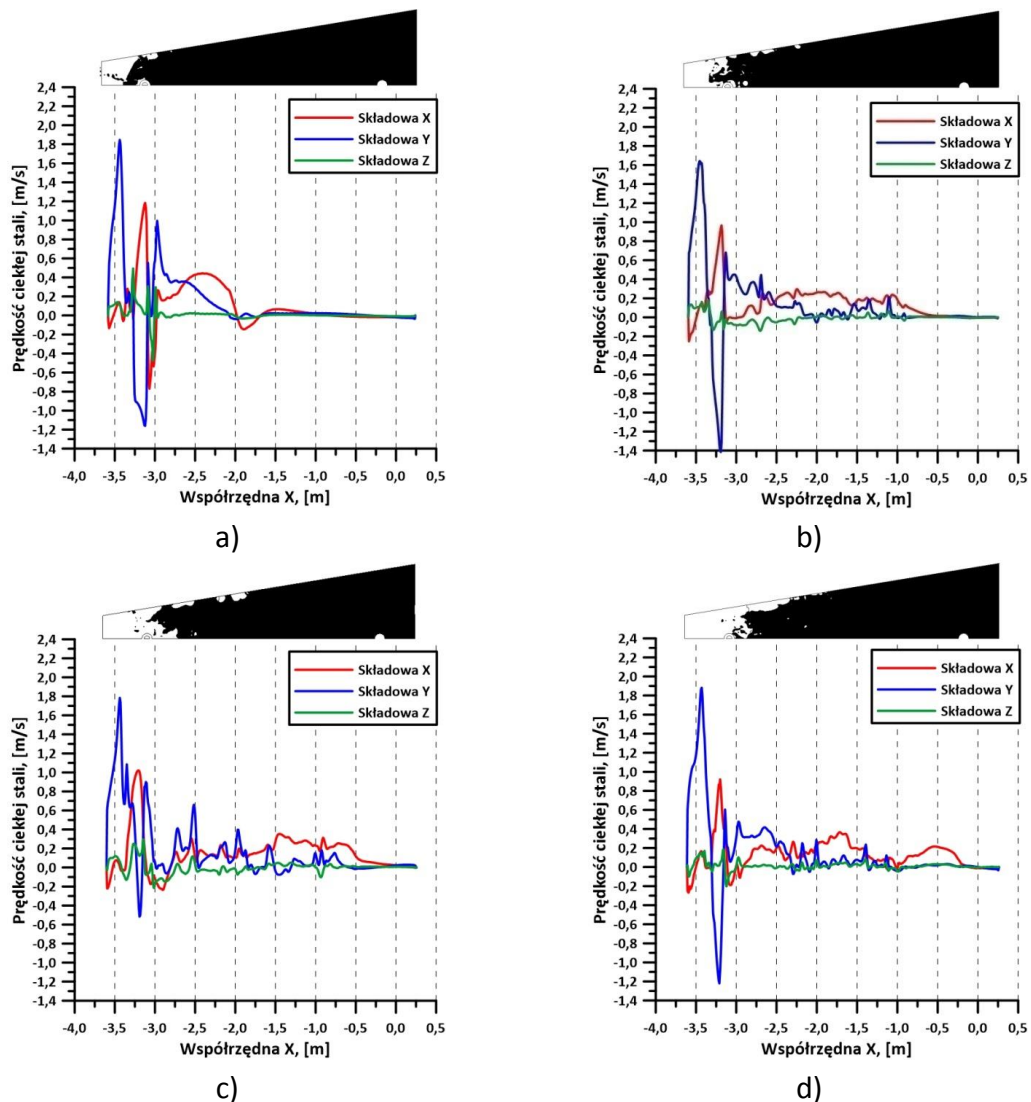
Na rysunku 116 zauważyć można, że warstwa żuźla znajdująca się w centralnej płaszczyźnie jedno-wylewowej kadzi pośredniej ulega sukcesywnemu zmywaniu, nie tylko po stronie krótkiej ściany kadzi pośredniej znajdującej się bliżej wylewu osłonowego, ale również od strony centralnej kadzi. Jednakże, po upływie pewnego czasu, żużel, ponownie przemieszcza się w kierunku początku kadzi pośredniej. Płaszczyzna symetrii wykazała, że napełnienie tego wariantu kadzi z wylewem zanurzonym na większą głębokość w ciekłej stali, z natężeniem masowym Q2, powoduje porwanie do środka cząstek żuźla. Jednakże, podobnie jak w poprzednim przypadku, są one mniejsze niż przy zastosowaniu płytszego zanurzenia wylewu osłonowego. Dodatkowo analiza zachowania żuźla na płaszczyźnie iso-surface (rys.117) wykazała, że warstwa żuźla zostaje zmywana ze strefy zasilania w kierunku środka kadzi. Zwłaszcza widoczne jest to po czasie 15 i 20 s, gdzie zmyty obszar żuźla w warstwie przyściennej wykracza poza strefę zalewową. Podobnie jak w przypadku

zastosowania płytszego zanurzenia wylewu osłonowego, zwiększenie natężenia przepływu ciekłej stali na wlewie z Q1 na Q2 przyczynia się do znacznego zwiększenia wartości składowej X prędkości ciekłej stali na analizowanej linii. Maksymalna wartość składowej Y prędkości stali mieści się w zakresie $1,6 \div 1,9$ m/s. Zwiększenie natężenia przepływu ciekłej stali wpływa również na zwiększenie składowej X prędkości ciekłej stali. Jej wartość jest większa w strefie zalewania i przez cały okres zalewania maksymalnie osiąga niemal 1,2 m/s, natomiast w dalszej części kadzi pośredniej ulega redukcji. Składowe Z prędkości ciekłej stali także ulegają zwiększeniu, jednak nie tak dużemu jak składowe X.

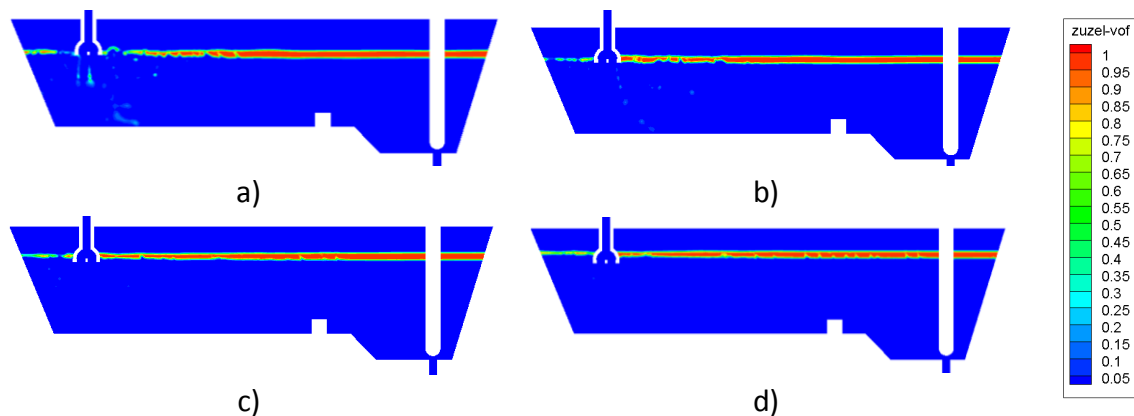
Analiza zachowania żuźla na rysunkach 118-119, przedstawiającym wariant 1, w którym wylew zanurzony był płycej w ciekłej stali, stosując zalewanie kadzi ciekłą stalą o natężeniu Q1 na wlewie, wykazała, że warstwa żuźla stabilizuje się wraz z upływem czasu zalewania. W początkowej fazie (po 5 s) warstwa żuźla zmywana jest ze wszystkich stron wylewu osłonowego, a zwłaszcza między wylewem, a długą ścianą kadzi. Następnie (po 10 s) obszar zmywania przesuwa się między wylew, a bliższą ścianę urządzenia, a strefa zmywania znajdująca się przy długiej ścianie kadzi ulega zmniejszeniu. Po 15 s warstwa żuźla zaczyna pokrywać większą powierzchnię ciekłej stali w strefie zalewowej, jednakże w tym samym czasie, zmyty obszar żuźla zlokalizowany przy długiej ścianie powiększa się. Proces ten sukcesywnie zachodzi aż do 20 s. Analiza składowej Y prędkości ciekłej stali na linii A wykazała, że zastosowanie wylewu zmodyfikowanego w wariantcie 1, w którym wylew osłonowy zanurzony był na mniejszą głębokość powoduje zmniejszenie prędkości w strefie zasilania przy długiej ścianie kadzi pośredniej. W tym wariantcie zmywanie żuźla zachodzi zwłaszcza wzdłuż długiej ściany urządzenia, co spowodowane jest wzrostem prędkości stali unoszącej się ku górze kadzi, na większej długości urządzenia. Przez nieco ponad 1/4 długości kadzi wartości prędkości osiągają kilkakrotnie ponad 0,4 m/s, sprzyjając odślanianiu lustra stali. Wraz z upływem czasu odlewania prędkości ciekłej stali poza strefą zalewania przy ścianie kadzi wzrastają, co przyczynia się do zmywania żuźla. Składowa X prędkości osiąga wartości do prawie 0,4 m/s i podobnie jak składowej Y rozkładają się na większej długości kadzi. Składowa Z prędkości ciekłej stali nie przekracza 0,2 m/s.



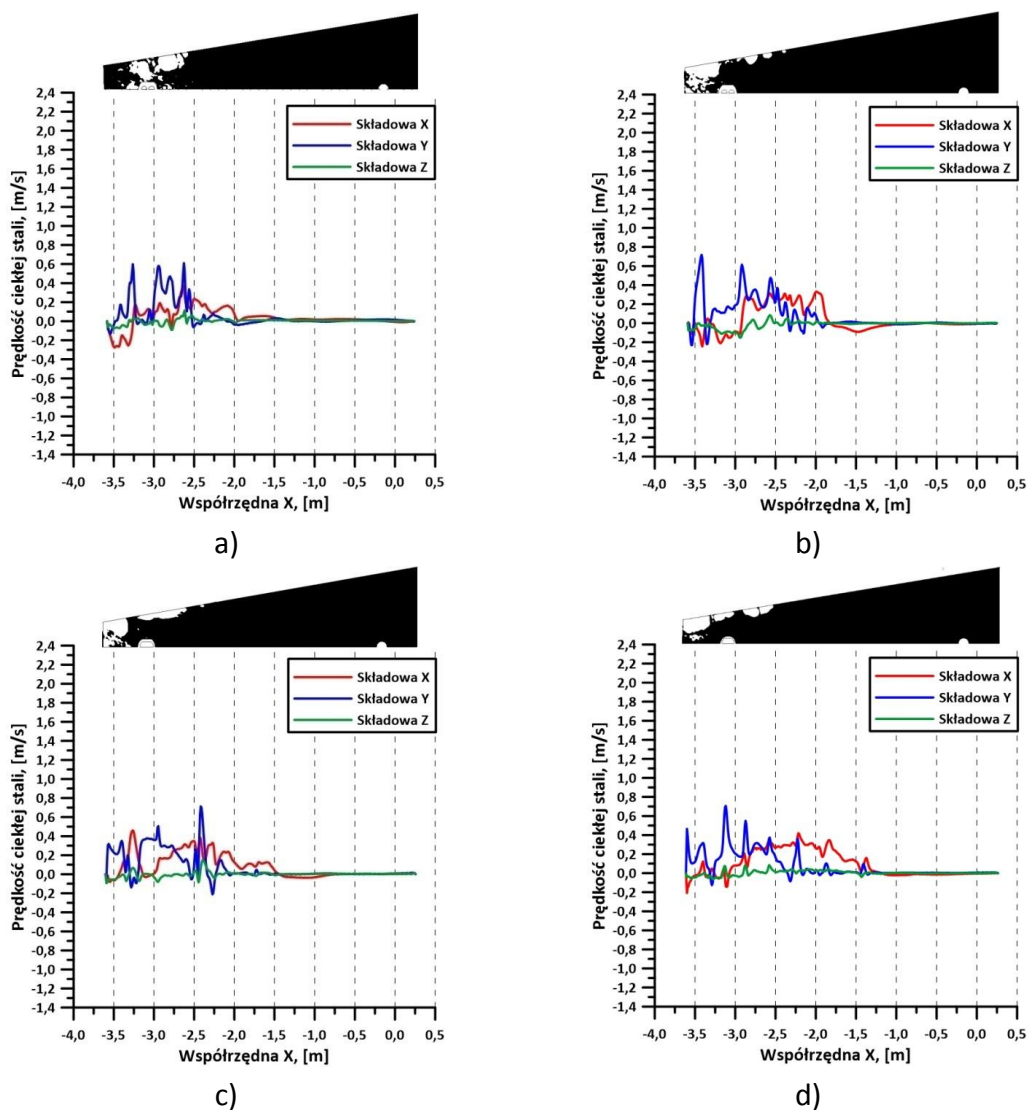
Rys.116. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s



Rys.117. Rozkład żuźla w wariancie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 w po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 c) 15 s, d) 20 s

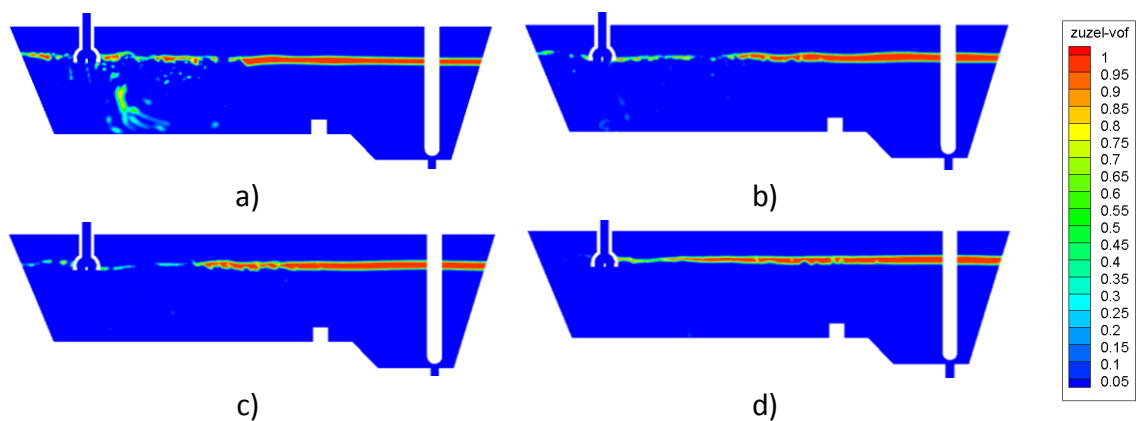


Rys.118. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

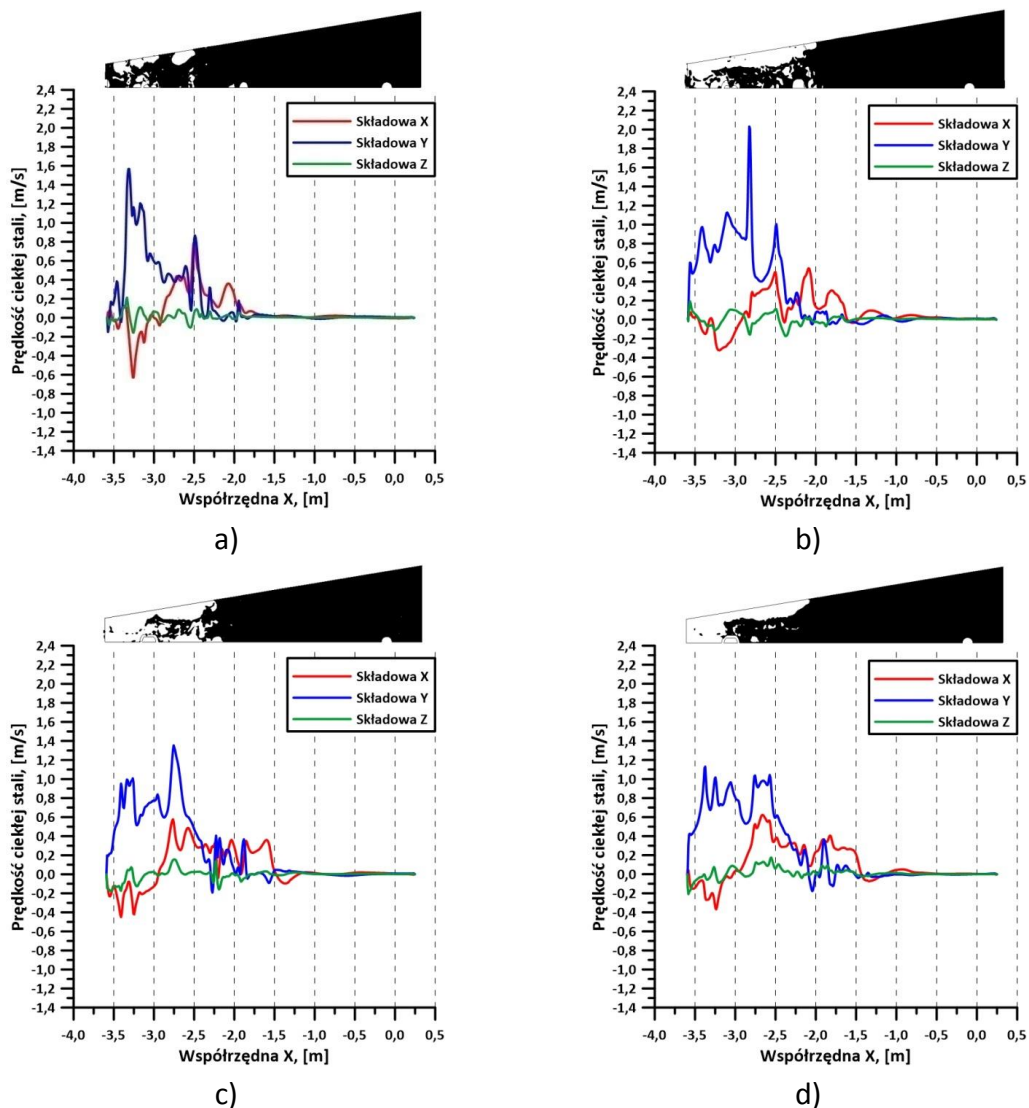


Rys.119. Rozkład żuźla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

Zwiększenie prędkości napełniania kadzi pośredniej w wariancie 1, przy zanurzeniu wylewu na mniejszą głębokość w ciekłej stali powoduje silniejszy efekt porwania żużla przez strumień zasilający (rys.120). Powoduje to również silniejszy efekt zmycia warstwy żużla z powierzchni ciekłej stali, który rozwija się do 15 s. Jednakże po upływie 20 s warstwa żużla zaczyna wracać na swoje miejsce. Zjawisko to potwierdzone zostało na rysunku 121, gdzie zaobserwować można nierównomiernie zmywany żużel, o nieregularnej powierzchni, gdzie głównym obszarem odstonięcia ciekłej stali jest strefa wzdłuż długiej ściany kadzi oraz obszar między wylewem, a bliższą krótką ścianą urządzenia. Powierzchnia ciekłej stali pozbawionej warstwy żużla jest mniejsza po 20 s. Prędkości ciekłej stali przy długiej ścianie kadzi pośredniej posiadają zdecydowanie większe prędkości niż w przypadku zastosowania mniejszego natężenia przepływu stali na wlewie, co wpływa na zwiększenie zmywanej warstwy żużla. Zakres maksymalnych wartości prędkości występujących w strefie odsłaniania lustra stali kształtuje się między 1,1, a 2,0 m/s. Składowa X prędkości ciekłej stali są bardziej zróżnicowane niż przy zastosowaniu mniejszego natężenia przepływu, a ich maksymalna wartość nie przekracza 0,6 m/s



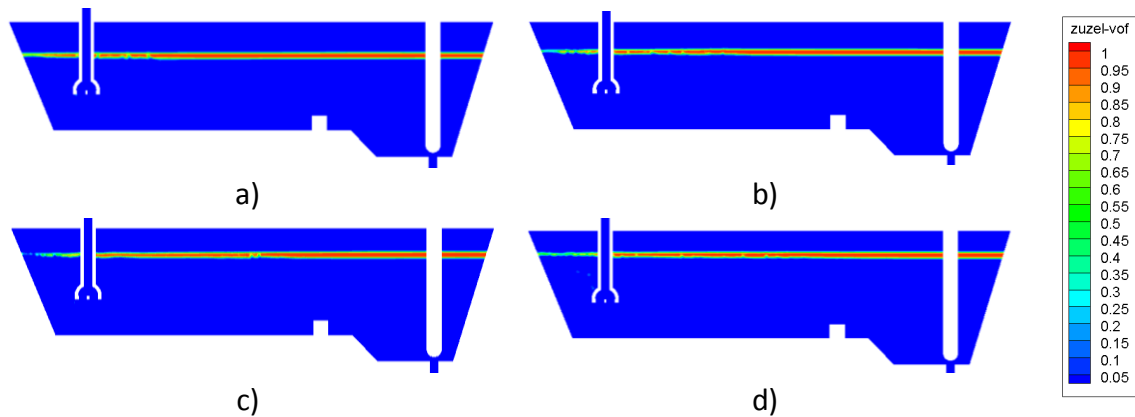
Rys.120. Rozkład żużla w wariancie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s



Rys.121. Rozkład żuźła w wariancie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s

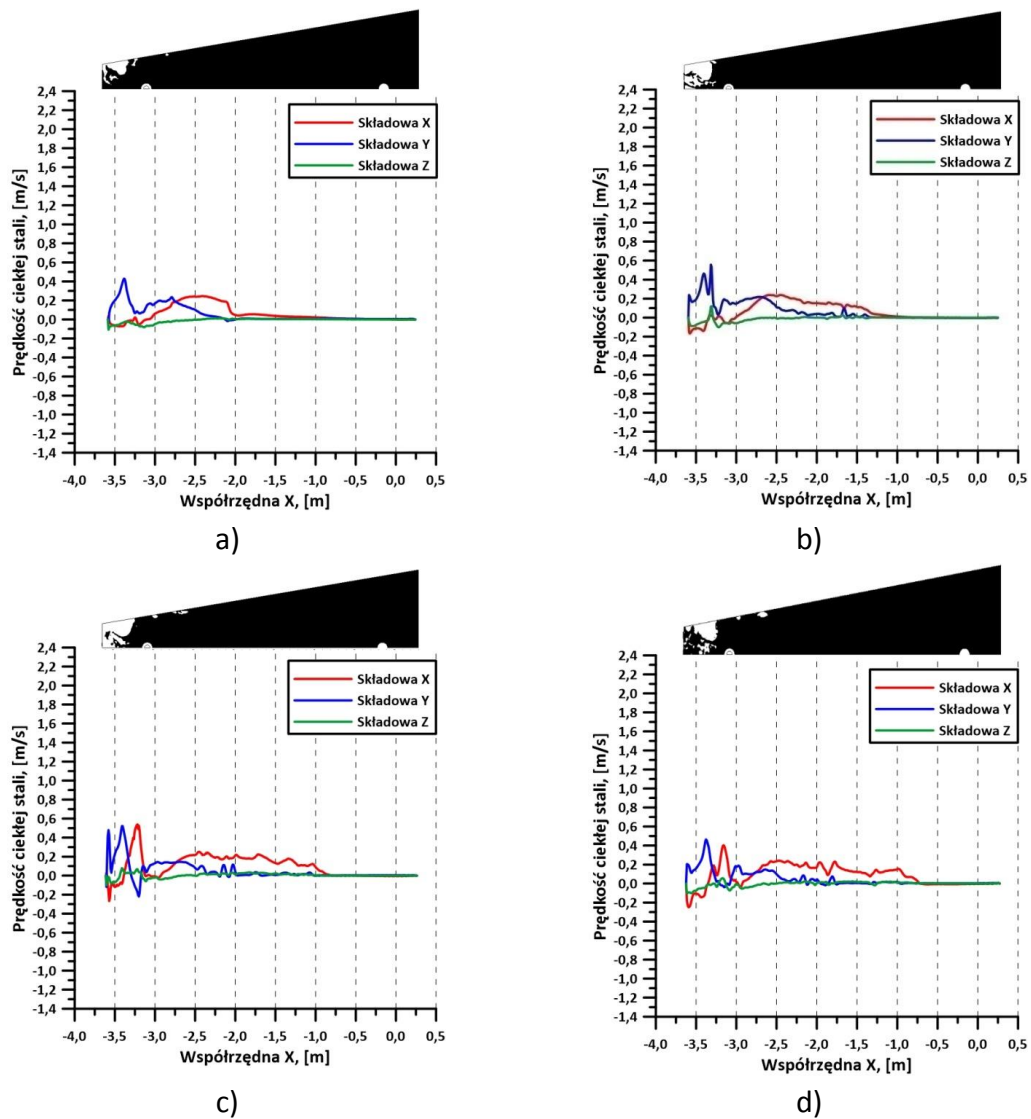
Zastosowanie zmodyfikowanego wylewu osłonowego z zanurzeniem głębszym wylewu w wariancie 1 z natężeniem przepływu Q1, nie wykazuje tendencji do 'zasysania' cząstek żuźła do ciekłej stali pod wpływem interakcji analizowanych faz (rys.122). Zaobserwować można, że warstwa żuźła zostaje początkowo zmyta z obszaru zalewowego w kierunku środka kadzi pośredniej. Następnie zaczyna stopniowo 'odzyskiwać' swoją pierwotną grubość w kierunku przeciwnym, od obszaru wylewowego do strefy zalewowej. Dodatkowo, na rysunku 123 zauważyć można, że obszar ciekłej stali narażonej na kontakt z powietrzem zwiększa swoją powierzchnię do 20 s, następnie w 30 s zmienia swoje położenie, a w 40 s jego powierzchnia jest mniejsza. Również w tym przypadku widać, że głównymi strefami zmywania żuźła jest powierzchnia między wylewem osłonowym, a bliższą krótką ścianą kadzi, a także obszar przy długiej ścianie kadzi pośredniej. Zastosowanie większego zanurzenia wylewu osłonowego w wariancie 1 zdecydowanie redukuje prędkości ciekłej stali pod

powierzchnią żuźla przy długiej ścianie kadzi pośredniej. Ponadto przepływ staje się bardziej uspokojony, co przejawia się na wykresie mniejszymi zmianami prędkości na analizowanej linii. Maksymalna składowa X i Y prędkości ciekłej stali, w żadnym z analizowanych momentów zalewania kadzi pośredniej, nie przekracza wartości 0,6 m/s. Składowa X prędkości stali jest również bardziej stabilna niż w wariancie o płytszym zanurzeniu wylewu osłonowego w ciekłej stali i nie powoduje zmywania żuźla.

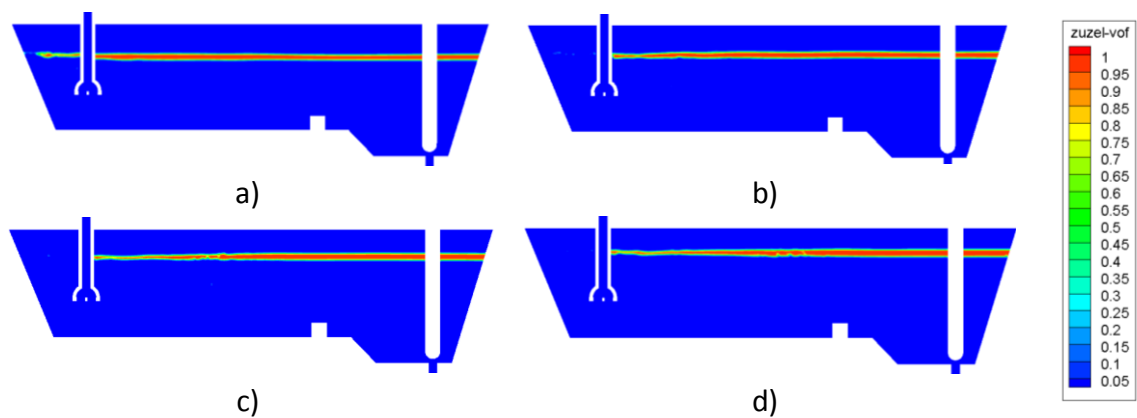


Rys.122. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

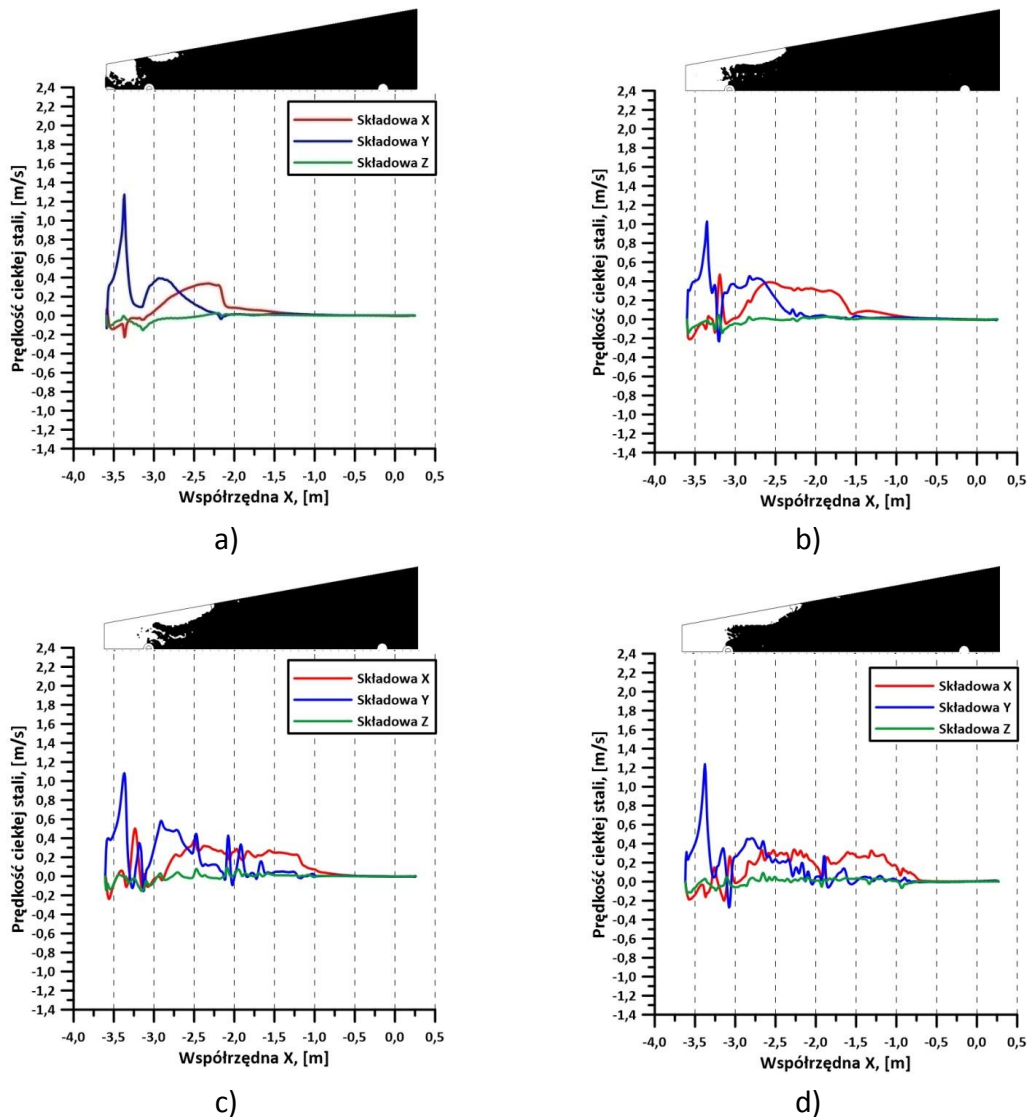
Na rysunkach 124-125 zauważono, że zwiększenie natężenia masowego przepływu z Q1 na Q2 powoduje silniejsze zmycie warstwy żuźlowej, niż w przypadku zastosowanie mniejszego natężenia przepływu, dla analizowanego wariantu kadzi pośredniej, co spowodowane jest zwiększeniem prędkości przepływu ciekłej stali pod powierzchnią żuźla. Maksymalne wartości składowej Y prędkości stali, występujące w strefie zasilania występują w zakresie $0,9 \div 1,3$ m/s. Podobnie jak dla mniejszego natężenia na wlewie do upływu 75% czasu zalewania kadzi pośredniej, warstwa żuźla w centralnej płaszczyźnie kadzi ulega zmywaniu, jednak wraz z dalszym czasu, ponownie zaczyna pokrywać lustro ciekłej stali, co może być spowodowane zmniejszeniem wartości prędkości ciekłej stali kształtujących się dla tej długości kadzi pośredniej. Rysunek 124 wykazał, że żużel ulega zmywaniu w strefie zalewowej między wlewem, a krótką ścianą kadzi oraz silnie wzdłuż długiej ściany urządzenia. Na płaszczyźnie symetrii (rys.124) w objętości kadzi nie zaobserwowano śladów żuźla zemulsyfikowanego przez ciekłą stal. Na rysunku 125 zaobserwować również można, że zwiększenie składowej X prędkości ciekłej stali następuje w okolicach miejsca, w którym maleją składowe Y prędkości ciekłej stali. Składowa Z prędkości kształtuje się w okolicach $\pm 0,1$ m/s.



Rys.123. Rozkład żuźla w wariancie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s

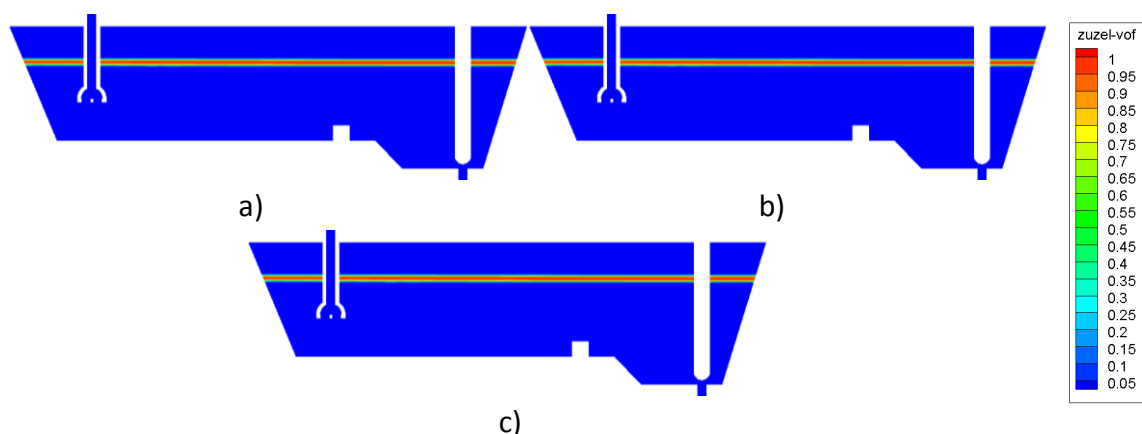


Rys.124. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s



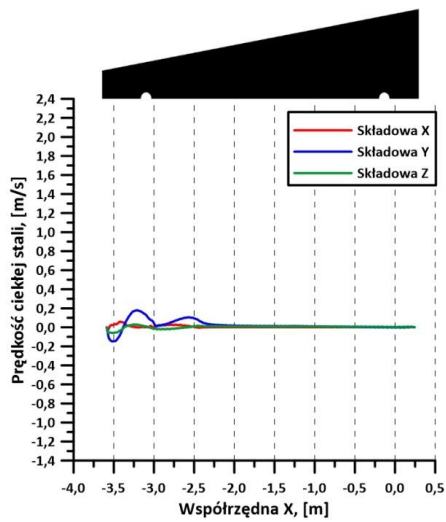
Rys.125. Rozkład żużła w wariancie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s

Przeprowadzenie napełniania jedno-wylewowej kadzi pośredniej ciekłą stalą z natężeniem przepływu równym dwukrotności natężenia przepływu w warunkach stacjonarnych w wariancie 1, w którym wylew zanurzony był na większą głębokość w ciekłej stali wykazało, że warstwa żużła przez cały okres zalewania jest stabilna i nie ulega przerwaniu. Prędkości kształtujące się pod powierzchnią żużła przy długiej ścianie kadzi pośredniej, w miejscach gdzie przy zastosowaniu większego natężenia przepływu Q1 lub Q2, miało miejsce zmywanie żużła z powierzchni ciekłej stali, charakteryzują się wartością w okolicach 0,2 m/s (rys.126-127).

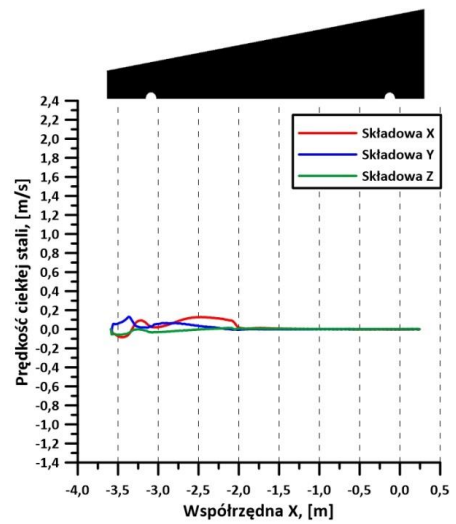


Rys.126. Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s

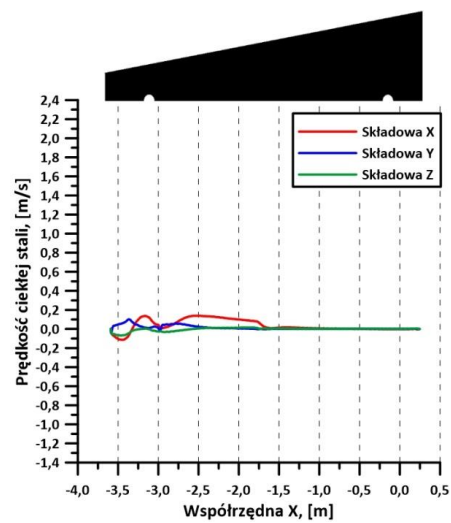
Na rysunku 128, na którym przedstawiono wariant bazowy dwu-wylewowej kadzi pośredniej z wylewem zanurzonym głębiej w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2, widoczne są miejsca, w których żużel zmniejsza lub zwiększa swoją grubość. Na przedstawionej płaszczyźnie nie zauważono cząstek żużla porwanego przez ciekłą stal. Obserwacja powierzchni iso-surface (rys.129) wskazała, że lokalizacja zmywanej powierzchni znajduje się przy długiej ścianie kadzi (podobnie jak w jedno-wylewowej kadzi pośredniej), a rozmiar odsoniętego lustra ciekłej stali zmienia swoją wartość. Jednakże nie są to znaczne różnice. Zauważalne jest natomiast, że poza wspomnianym obszarem zmywania warstwy żużla, w pewnym oddaleniu od wylewu osłonowego pojawiają się inne niewielkie strefy pozbawione tej fazy, zwłaszcza widoczne po upływie 60 s zalewania. Zaobserwowano, że wraz z upływem czasu zalewania, składowa Y prędkości ciekłej stali na linii A zwiększa swoją wartość na większej długości kadzi, co doprowadza do zwiększania zmywanej warstwy żużla. Prędkości w zmywanych obszarach, wpływających na oślanianie lustra ciekłej stali w głównej mierze wynoszą przynajmniej 0,4 m/s. W przypadku wariantu bazowego dwu-wylewowej kadzi pośredniej można zauważyć wyraźny wzrost wartości składowej X prędkości ciekłej stali i maksymalnie osiągają wartość ponad 0,9 m/s. Zaobserwować można również, że zwiększone wartości składowej X prędkości stali (0,8 m/s), występujące w miejscu o zredukowanej składowej Y prędkości stali i nie powodują zmywania fazy żużlowej. Dodatkowo, dla tego wariantu kadzi pośredniej przeprowadzono analizę zachowania żużla na płaszczyźnie, poprowadzonej dla współrzędnej Z, charakteryzującej linię A. Dzięki temu, możliwe było wskazanie, że podwyższone wartości składowej X prędkości ciekłej stali, nie powodują odślaniania lustra stali, natomiast przyczyniają się do jego falowania (rys.130).



a)

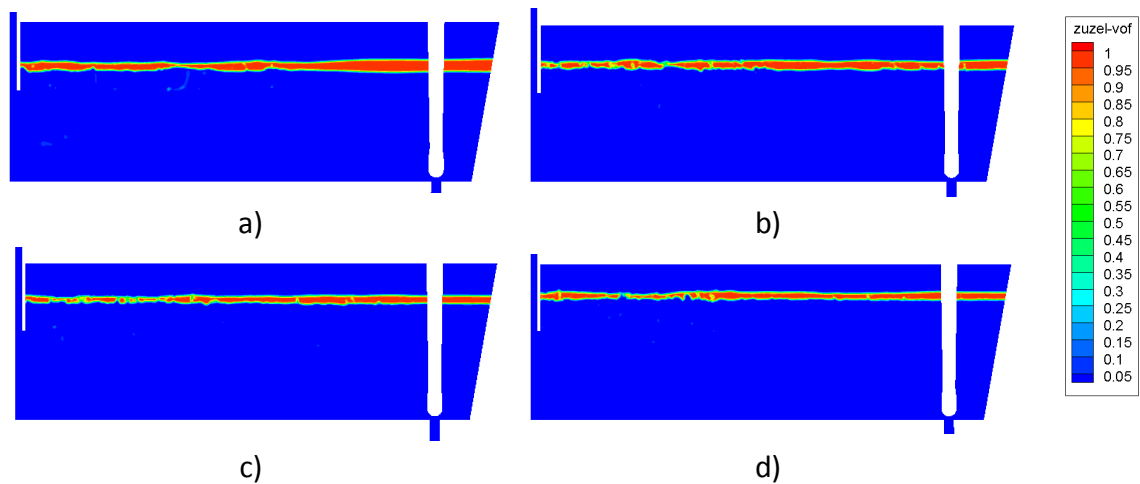


b)



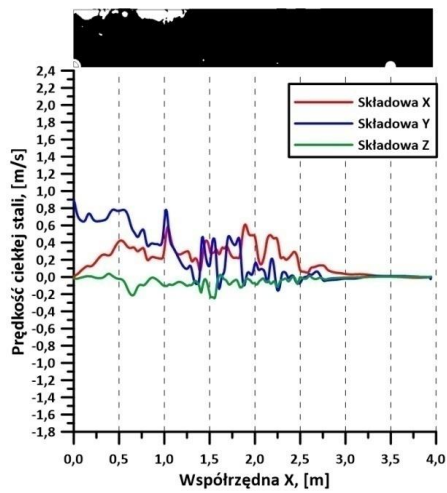
c)

Rys.127. Rozkład żuźla w wariancie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s

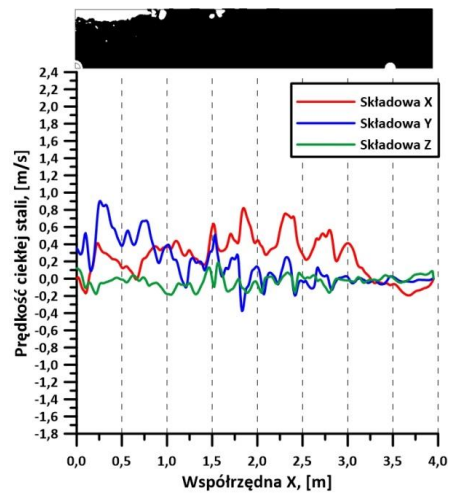


Rys.128. Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s

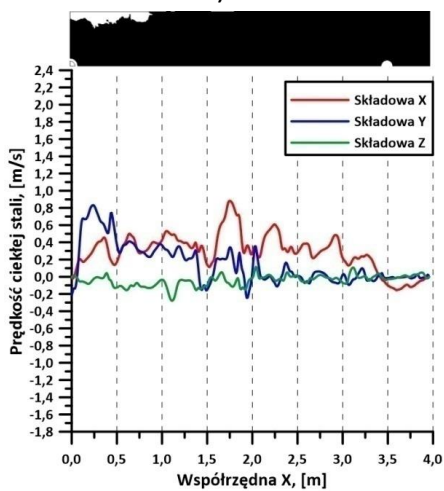
Pola rozkładu faz dla kadzi dwu-wylewowej w wariantcie 1, w którym wylew zanurzony był płycej w ciekłej stali (rys.131-132) wykazały, że warstwa żuźla w kadzi pośredniej zasilana ciekłą stalą z natężeniem równym Q1 jest silnie zmywana, a główny obszar zmywania występuje między wylewem osłonowym, w kierunku środka kadzi, na całej szerokości urządzenia. Od 15 s trwania zalewania w objętości kadzi pośredniej nie zaobserwowano cząstek żuźla porwanego przez strumień zasilający. Zastosowanie zmodyfikowanego wylewu osłonowego zanurzonego płycej w ciekłej stali przyczynia się do zwiększenia prędkości ciekłej stali pod powierzchnią żuźla. Wartości składowej Y prędkości ciekłej stali dla analizowanych czasów zalewania kadzi przyjmują wartość w zakresie 2,2÷2,4 m/s. Ponadto, wartości składowych X i Z prędkości również ulegają zmianie. Maksymalna składowa X prędkość wynosi 1,4 m/s i występuje w miejscu zmywania fazy żuźlowej, jednakże prędkości sięgające 0,8 m/s występują w miejscach, gdzie powierzchnia ciekłej stali nie zostaje odkryta



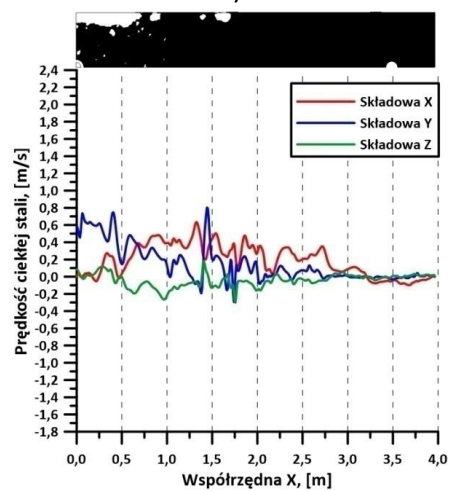
a)



b)

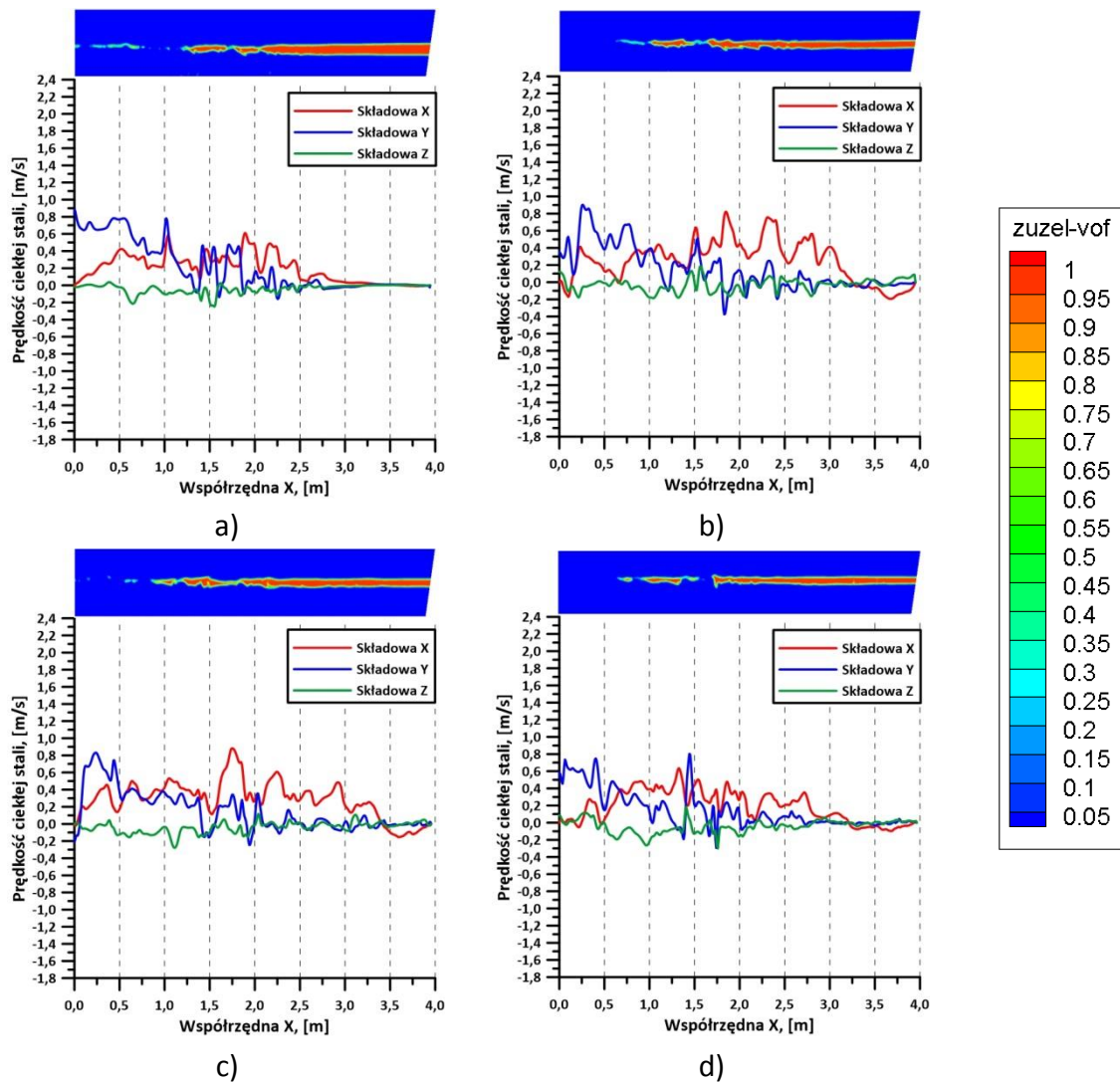


c)

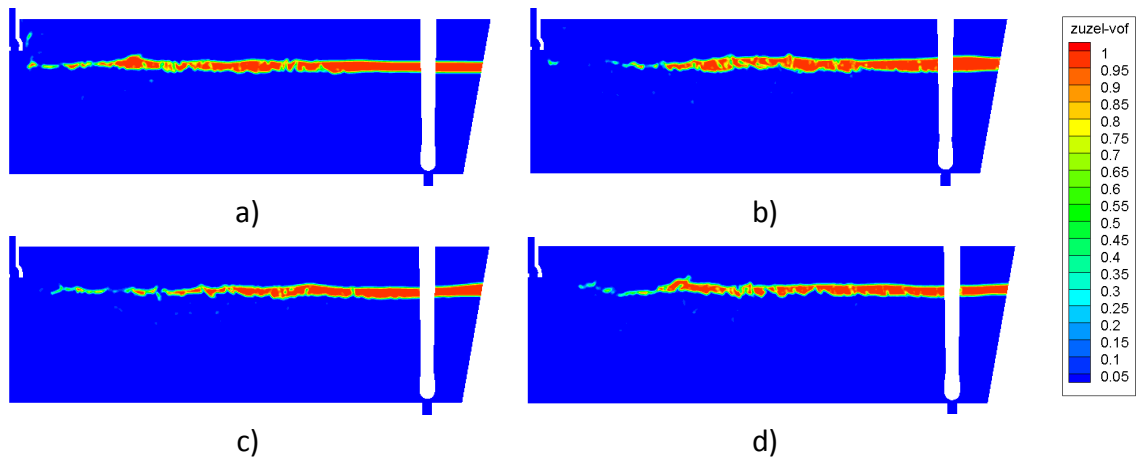


d)

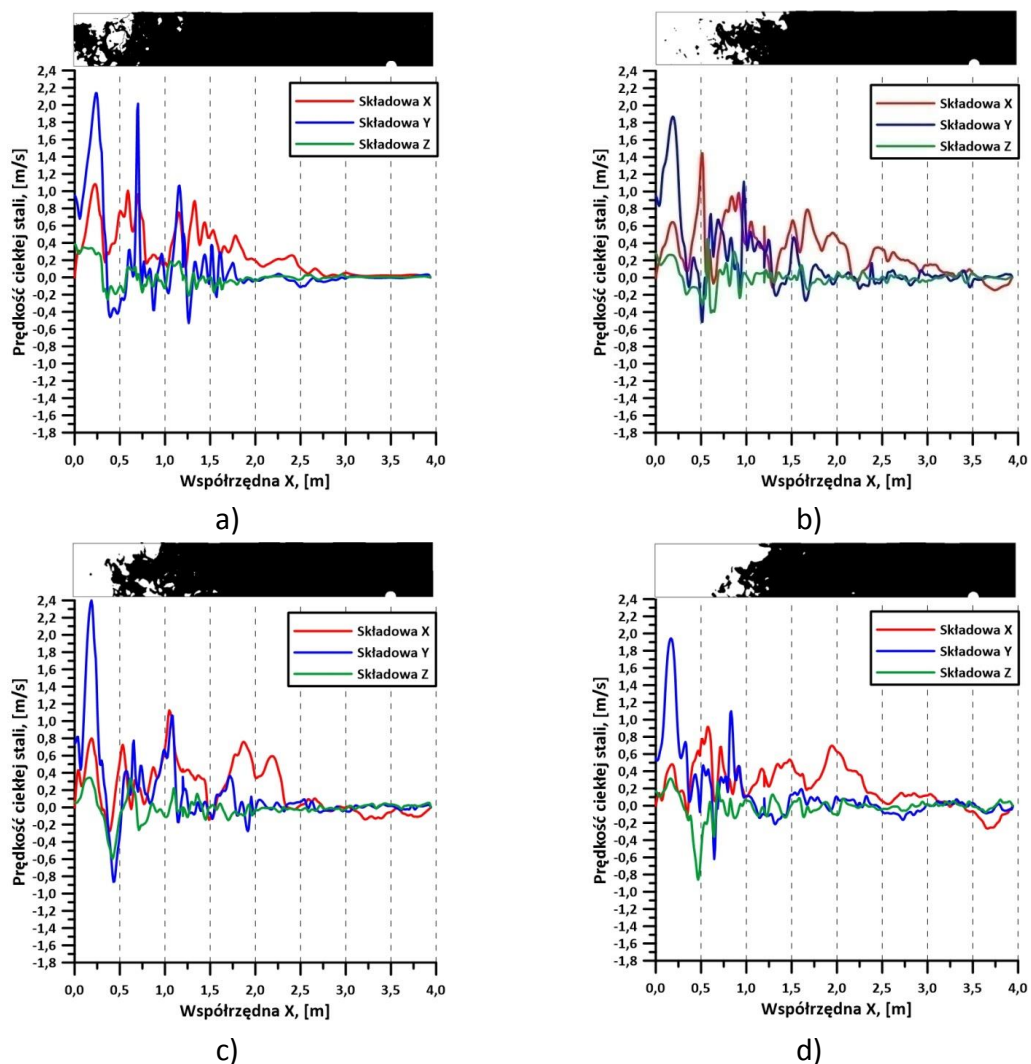
Rys.129. Rozkład żuźla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s



Rys.130. Rozkład żuźla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie przyściennej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s

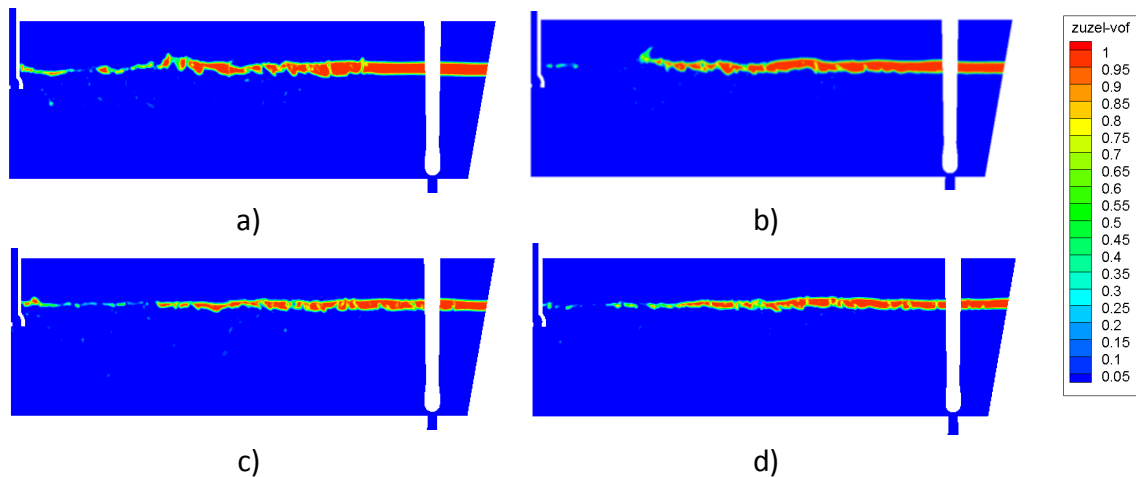


Rys.131. Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s



Rys.132. Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s

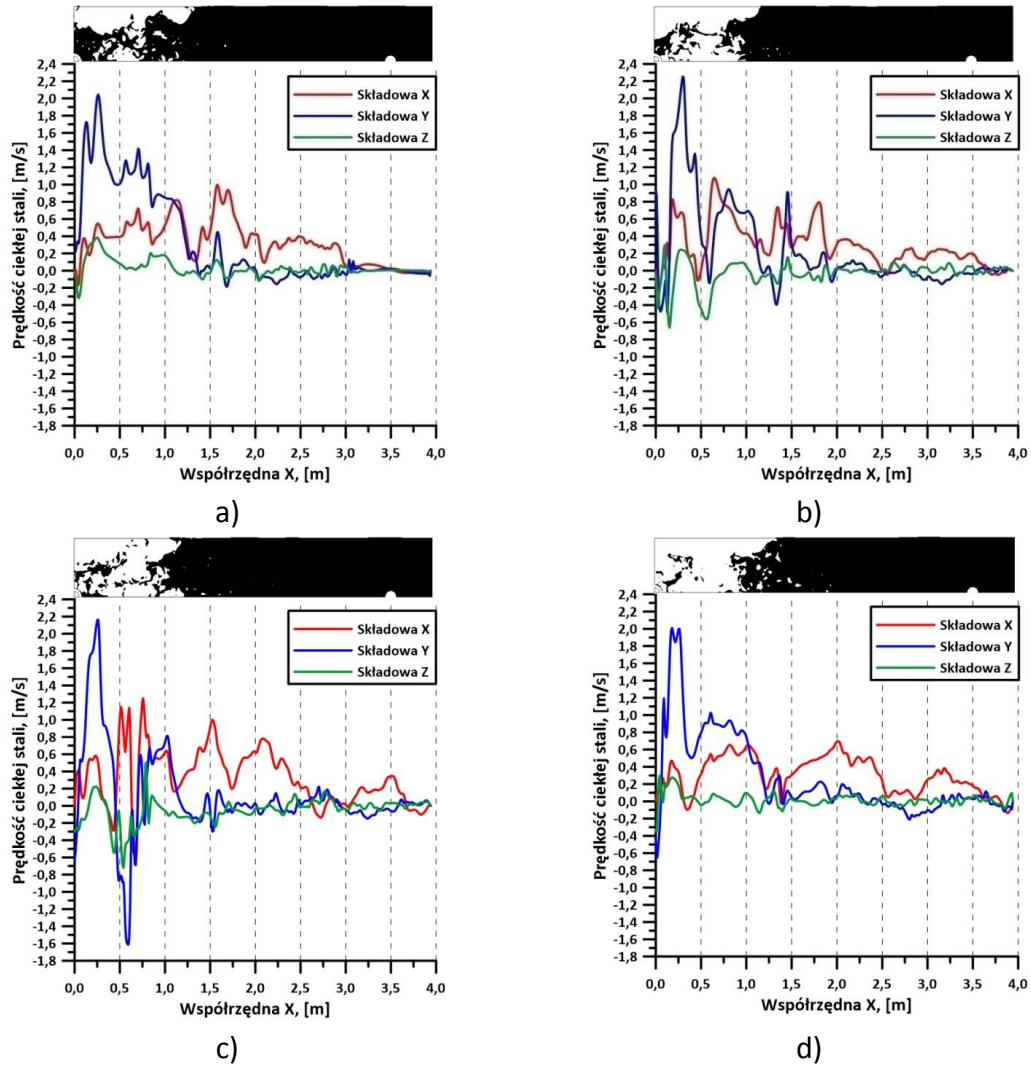
Zwiększenie zanurzenia wylewu osłonowego w wariantcie 1 (rys.133-134) przyczynia się do zwiększenia powierzchni odstonięcia lustra ciekłej stali na kontakt z atmosferą. Wraz z upływem czasu zalewania warstwa żużla ulega coraz większemu zmyciu, w porównaniu do tego samego wariantu z wylewem zanurzonym na mniejszą głębokość. Również i w tym przypadku po upływie 15 s zalewania kadzi pośredniej ciekłą stalą, nie zaobserwowano śladów żużla porwanego w głąb urządzenia. Analiza prędkości wykazała, że w dwu-wylewowej kadzi pośredniej zwiększenie zanurzenia zmodyfikowanego wylewu osłonowego w ciekłej stali powoduje wzrost składowych X i Y prędkości stali na większej długości kadzi pośredniej wzdłuż długiej ściany urządzenia, w porównaniu do zastosowania mniejszego zanurzenia wylewu. Maksymalne prędkości stali występują w okolicach oddziaływania strumieni zasilających wypływających z otworów wylewu osłonowego i między czasem 15-60 s kształtują się w zakresie od ponad 1,8 do niemal 2,4 m/s. Fluktuacje prędkości ciekłej stali występują również dla składowej Z prędkości.



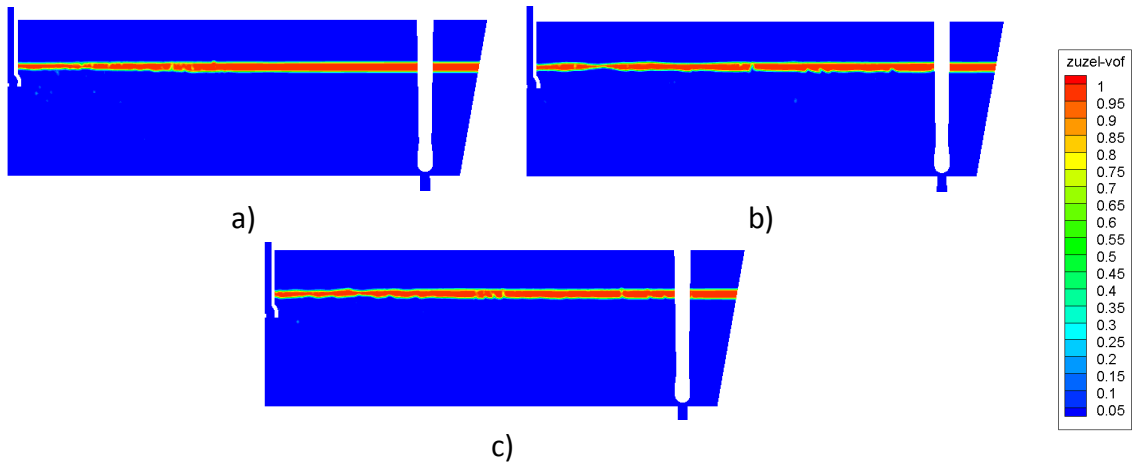
Rys.133. Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s

Analiza zachowania żużla w wariantcie 1 kadzi pośredniej zasilanej natężeniem przepływu ciekłej stali równym Q3 (rys.135-136) wykazała, że tworząca się zmywana powierzchnia żużla zlokalizowana jest przy ścianie kadzi na wysokości strumienia zalewowego wypływającego przez jeden z otworów zaproponowanego wylewu osłonowego. Rozmiary zmywanej powierzchni są zdecydowanie mniejsze, w porównaniu do wcześniej rozpatrywanych przypadków. Ponadto jej wielkości są do siebie zbliżone niezależnie od czasu napełniania kadzi pośredniej ciekłą stalą (w analizowanym zakresie czasu). W objętości kadzi nie zauważalne są ślady żużla porwanego przez strumień zasilający. Przyczyną zmniejszenia zmywanej powierzchni żużla jest zdecydowanie zredukowanie wartości prędkości ciekłej stali kształtujących się pod powierzchnią żużla. Maksymalna wartość składowej Y prędkości ciekłej stali w strefie zalewania nie przekracza 0,9 m/s oraz 0,7 m/s dla składowej X, w żadnym

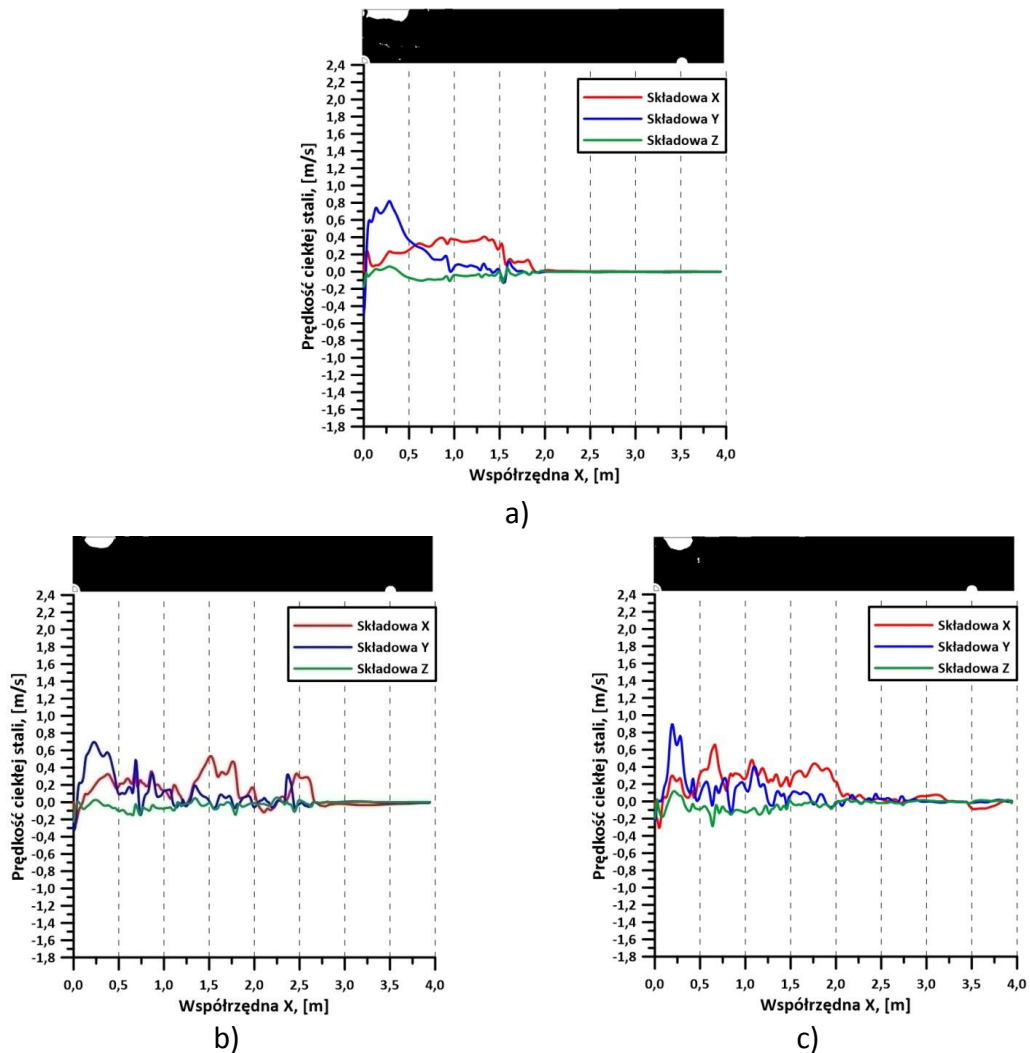
z analizowanych czasów. Ponadto, obszar, w którym występują prędkości wpływające na zmywanie warstwy żużla jest mniejszy i zajmuje ok. 0,5 m od centrum wylewu osłonowego. W porównaniu do wcześniej analizowanych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej prędkości ciekłej stali przepływające przez dalszy obszar kadzi są bardziej stabilne.



Rys.134. Rozkład żużla w wariancie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s

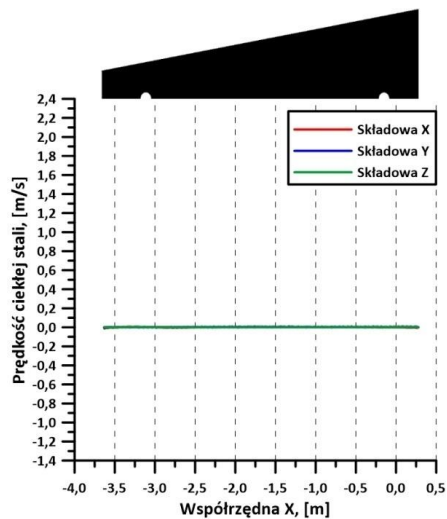


Rys.135. Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s

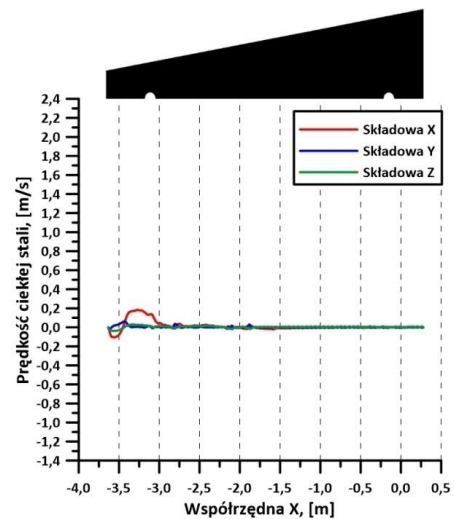


Rys.136. Rozkład żużla w wariantie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s

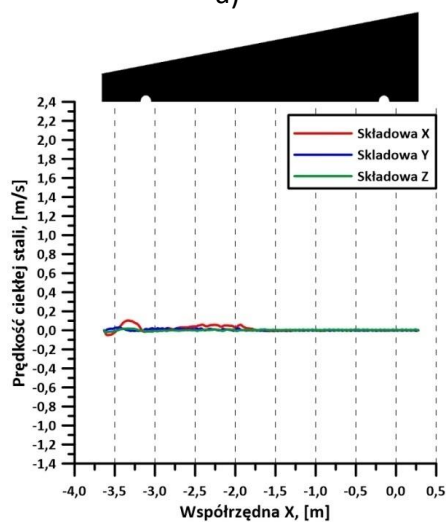
Analiza prędkości w warunkach nieustalonych wykazała, że wyznaczone miejsce analizy (linia A) wywiera istotny wpływ na zjawisko odślaniania żużla z powierzchni ciekłej stali, w związku z tym wykonano również analizę prędkości stali dla wybranych wariantów w warunkach ustalonych odlewania. Analiza składowej Y prędkości ciekłej stali na linii A przebiegającej pod powierzchnią żużla w pobliżu długiej ściany jedno-wylewowej kadzi pośredniej (rys.137) wykazały, że wartości nie przekraczają wartości 0,1 m/s. Najniższe wartości, jak również najbardziej zbliżone do siebie przez całą długość kadzi, występują w wariacie bazowym z zanurzeniem wylewu osłonowego na głębokość 1 w ciekłej stali. Zaobserwowano także, że w obu wariantach zwiększenie głębokości zanurzenia wylewu, wpływa na zwiększenie prędkości, zwłaszcza w strefie zalewania. Ponadto, w wariacie bazowym z głębszym zanurzeniem wylewu osłonowego oraz w wariacie 1 dla obu głębokości zanurzenia, dla składowej X prędkości stali pojawiają się zwiększone wartości (maksymalnie do 0,2 m/s), jednakże nie wpływają one na zmycie warstwy żużla. W przypadku dwu-wylewowej kadzi pośredniej (rys.138) w wariacie bazowym z zastosowanym zanurzeniem 1 wylewu osłonowego, wartości prędkości podobnie jak w kadzi jedno-wylewowej nie przekraczają 0,1 m/s. Natomiast, użycie zmodyfikowanego wylewu osłonowego w wariacie 1 przyczynia się do zwiększenia analizowanych prędkości- do wartości 0,2 m/s w strefie zalewania kadzi. Dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej, niezależnie od użytego wylewu osłonowego powoduje nieznaczny wzrost składowych X, Y i Z, które nie przyczyniają się do zmywania fazy żużlowej w warunkach stacjonarnych.



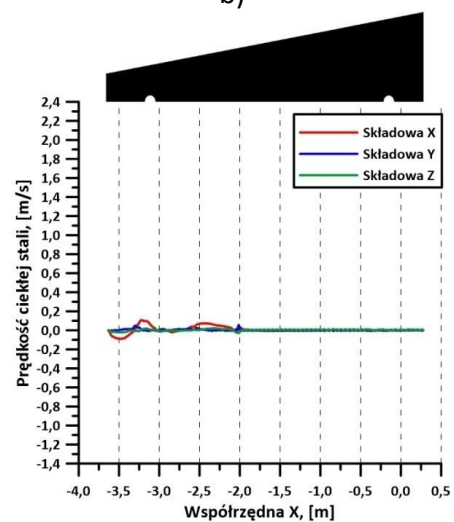
a)



b)

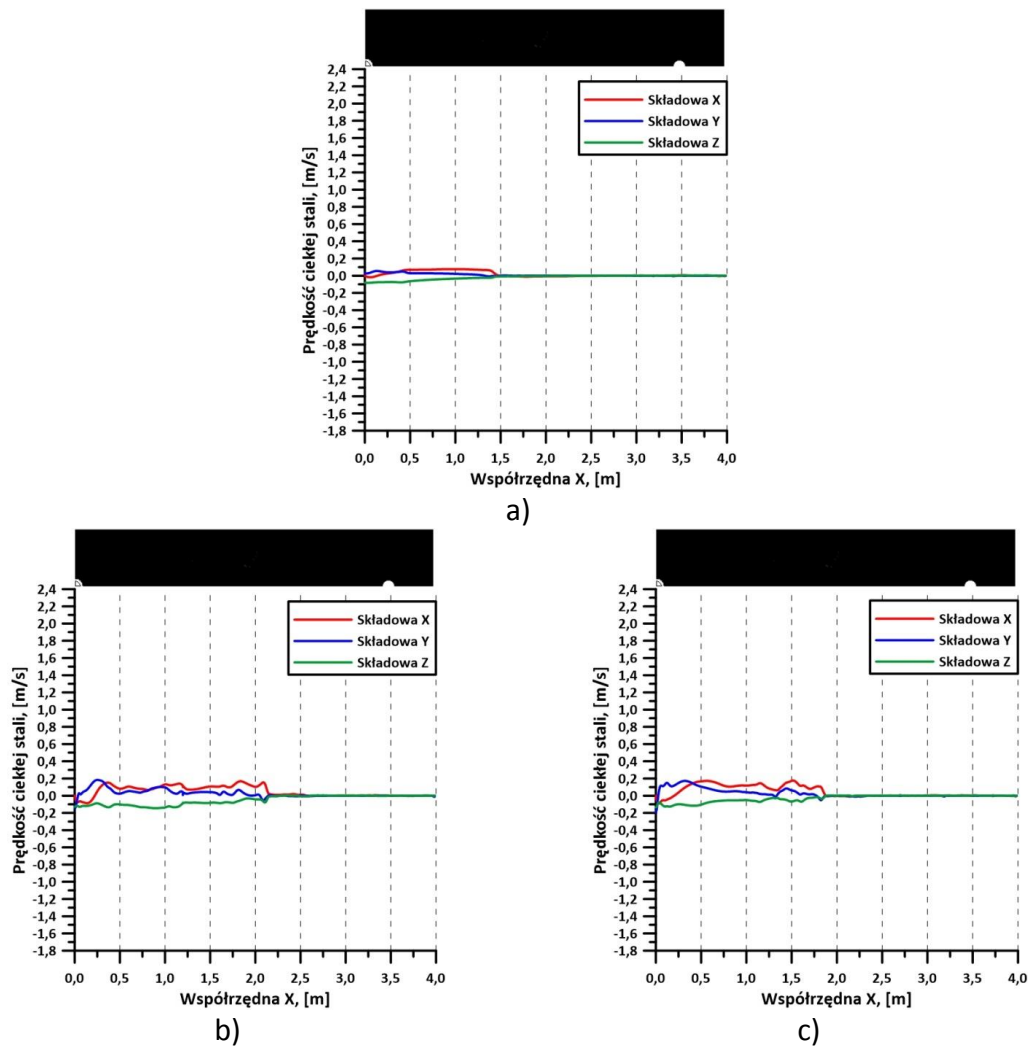


c)



d)

Rys.137. Prędkości ciekłej stali dla składowych X, Y, Z na linii A dla: a) wariantu bazowego, zan. płytsze, b) wariantu bazowego, zan. głębsze, c) wariantu 1, zan. płytsze, d) wariantu 1, zan. głębsze, jedno-wylewowej kadzi pośredniej



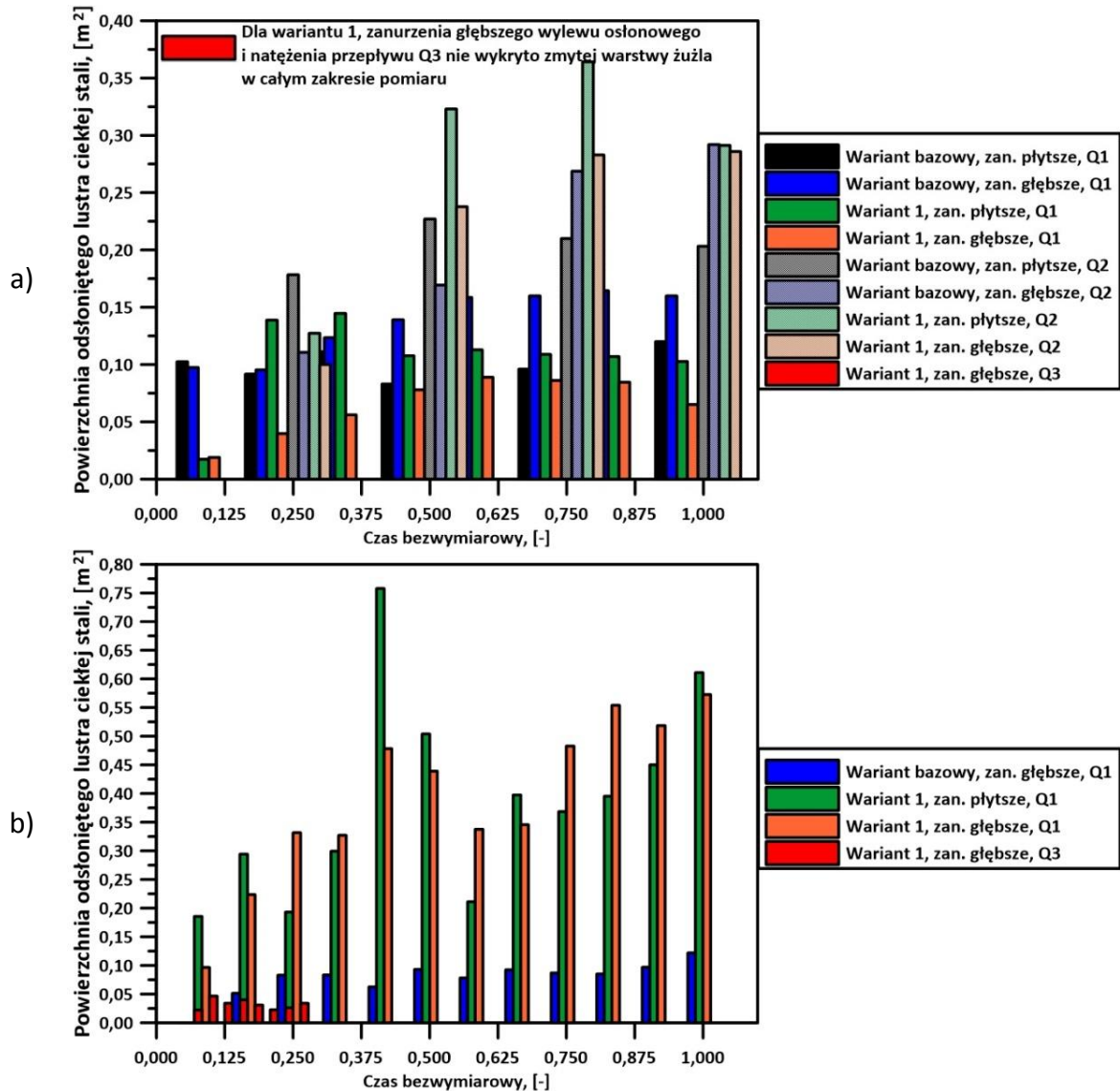
Rys.138. Prędkości ciekłej stali dla składowych X, Y, Z na linii A dla: a) wariantu bazowego, zan. głębsze, b) wariantu 1, zan. płytsze, c) wariantu 1, zan. głębsze dwu-wylewowej kadzi pośredniej

Na podstawie przeprowadzonych analiz zaobserwowano powtarzającą się tendencję, w której zmywanie żużla zachodzi przede wszystkim od strony ścian kadzi pośredniej, niezależnie od rodzaju kadzi, stosowanego wylewu osłonowego czy też głębokości jego zanurzenia. Poddając analizie jedno-wylewową kadełkę pośrednią, zwiększenia natężenia przepływu z Q1 na Q2 przyczynia się do zwiększenia prędkości ciekłej stali dla analizowanej linii, co wpływa na interakcje ciekłej stali z żużlem i jego intensywniejsze zmywanie z powierzchni stali. Ponadto, zastosowanie zmodyfikowanego wylewu osłonowego zanurzonego na mniejszą głębokość i zastosowanie natężenia Q2 przyczynia się do zmniejszenia wartości prędkości ciekłej stali przy ścianie kadzi, jednakże jednocześnie podwyższeniu ulegają prędkości w dalszej strefie kadzi, co skutkuje zwiększeniem obszaru zmywania warstwy żużla. Natomiast, stosując natężenie przepływu Q2 ciekłej stali, zakres wartości prędkości ciekłej stali jest bardziej ujednorodniony. Mimo to, powstające prędkości są wyższe niż w wariantie bazowym. Podobną tendencję między stosowaniem wylewu prostego,

a wylewu zmodyfikowanego zaobserwowano stosując zanurzenie głębsze wylewu. Zarówno dla stosowania natężenia Q1 jak i Q2 mniejsze wartości prędkości odnotowywane są dla wariantu 1, w tym wariantcie występują również mniejsze amplitudy prędkości, a przepływ jest bardziej stabilny. Zmniejszenie natężenia przepływu ciekłej stali na wlewie do wartości Q3, zdecydowanie redukuje prędkości ciekłej stali w pobliżu ściany urządzenia pod warstwą żużła i nie powoduje odśniania lustra ciekłej stali. W przypadku dwu-wylewowej kadzi pośredniej, zdecydowanie spokojniejszy przepływ o mniejszych prędkościach pod warstwą żużła, uzyskać można w wariantcie bazowym, porównując oba warianty, dla głębszego zanurzenia wylewu w ciekłej stali i natężenia przepływu Q1. Zastosowanie natężenia przepływu Q3, sprzyja zmniejszeniu prędkości ciekłej stali pod powierzchnią żużła, co korzystnie wpływa na redukcję powierzchni odsłoniętego lustra ciekłej stali, jednakże nie zapobiega całkowicie zmywaniu żużła.

W celu potwierdzenia zachowania się żużła przedstawionego na rysunkach 110-136, wykonano analizę ilościową obrazującą zmianę wielkości powierzchni lustra ciekłej stali odsłoniętej z warstwy żużła. Analiza na rysunku 139a wykazała, że spośród analizowanych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej jedynie wariant 1, który napełniano z natężeniem masowym Q3 nie powoduje zmywania tej fazy. Zgodnie z przewidywaniami silniejsze zmywanie warstwy żużła następuje w wyniku zastosowania na wlewie natężenia przepływu Q2. Wśród grupy wariantów, w której zastosowano najwyższe masowe natężenie przepływu największą powierzchnię odsłoniętego lustra stali odnotowano dla wariantu 1, w którym wylew zanurzony był płycej. Dla wymienionego wariantu oraz dla wariantu bazowego, w którym wylew osłony znajdował się na tej samej głębokości zanurzenia zauważyć można, że po upływie $\frac{1}{2}$ czasu zalewania (wariant bazowy) oraz $\frac{3}{4}$ czasu zalewania (wariant 1) kadzi pośredniej ciekłą stalą, zmyta powierzchnia zmniejsza swoje rozmiary. Przeciwnie dzieje się w pozostałych dwóch wariantach, gdzie wylew zanurzony był na większą głębokość. W grupie wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej, które zasilane były z natężeniem przepływu Q1, największe rozmiary zmywanej powierzchni ciekłej stali odnotowano dla wariantu bazowego, w której wylew zanurzony był na większą głębokość w ciekłej stali. Analizując zachowanie żużła wraz z napełnianiem kadzi pośredniej ciekłą stalą, we wszystkich wariantach (poza wariantem bazowym, gdzie wylew zanurzony był na mniejszą głębokość) po osiągnięciu maksymalnych rozmiarów zmytej powierzchni żużła, obszar odsłoniętego lustra stali ulega redukcji. Wśród grupy wariantów zasilanych ciekłą stalą o natężeniu Q1, najmniejsze zmycie warstwy żużła występuje w wariantcie 1 z zastosowanym głębszym zanurzeniem wylewu osłonowego. W przypadku dwu-wylewowej kadzi pośredniej (rys.139b), zastosowanie modyfikacji wylewu osłonowego w wariantcie 1, dla obu głębokości jego zanurzenia w ciekłej stali, przy zasilaniu kadzi ciekłą stalą o natężeniu przepływu Q1, powoduje zdecydowanie silniejsze zmywanie warstwy żużła, w porównaniu do wariantu bazowego o tym samym masowym natężeniu przepływu, w którym wylew zanurzony był na większą głębokość.

Natomiast, zmniejszenie odsłoniętej powierzchni uzyskano po redukcji natężenia przepływu do wartości Q3. We wszystkich badanych przypadkach powierzchnia zmywanego żużla ulega ciągłym zmianom. Najmniejsze wahania rozmiarów odsłoniętego lustra ciekłej stali występują dla wariantu bazowego oraz dla wariantu 1 ze zredukowanym natężeniem przepływu (Q3).



Rys.139. Wpływ czasu napełniania i natężenia masowego przepływu na powierzchnię odsłoniętego lustra stali w zależności od zastosowanego wariantu: a) jedno-wylewowej i b) dwu-wylewowej kadzi pośredniej

4. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że:

1. Wylewem osłonowym kreującym hydrodynamikę w kadzi pośredniej jedno-wylewowej jak i dwu-wylewowej charakteryzującą się największą objętością przepływu aktywnego jest wylew nr 1, cechujący się głowicą o dwóch otworach wylewowych ($\varnothing=0,07$ m) umieszczonych w ściętej kopule.
2. Zastosowanie skrajnych głębokości zanurzenia zmodyfikowanego wylewu osłonowego o dwóch otworach umieszczonych w ściętej kopule (wariant nr 1) w jedno-wylewowej kadzi pośredniej skutkuje zróżnicowanym wzrostem udziału przepływu aktywnego ($1\div 5\%$), natomiast w dwu-wylewowej kadzi pośredniej zmiana głębokości zanurzenia nie wpływa istotnie na hydrodynamikę (średni wzrost dla obu głębokości zanurzenia wyniósł 10%). Wzrosty liczone są w stosunku do kadzi pośredniej zasilanej przez klasyczny wylew osłonowy.
3. Wybrany dwuotworowy wylew osłonowy, optymalny pod względem hydrodynamiki i zastosowania w obu kadziach pośrednich, warunkuje stabilne zachowanie fazy żuźlowej podczas stacjonarnego okresu odlewania ciekłej stali (brak zjawiska zmywania fazy żuźlowej z fazy metalicznej).
4. Podczas wymiany kadzi głównej (niestacjonarny okres odlewania), zwiększenie natężenia przepływu ciekłej stali z wartości Q1 do Q2 z jakim zasilana jest jedno-wylewowa kadź pośrednia poprzez dwuotworowy wylew osłonowy nr 1, prowadzi do silniejszej interakcji ciekłej stali z żużłem oraz do silniejszego zmywania warstwy żużla z powierzchni ciekłej stali. Średnia powierzchnia odsłoniętego lustra ciekłej stali, dla natężenia przepływu Q2, jest większa o ponad 160% od średniej powierzchni ($0,1$ m²) uzyskanej przy natężeniu przepływu Q1 dla płytszego zanurzenia wylewu. Natomiast, średnia powierzchnia odsłoniętego lustra ciekłej stali, dla natężenia Q2, jest większa o 350% od średniej powierzchni ($0,06$ m²) uzyskanej przy natężeniu przepływu Q1 dla głębszego zanurzenia wylewu.
5. W trakcie niestacjonarnego okresu odlewania ciągłego, zwiększenie głębokości zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali przepływającej przez jedno-wylewową kadź pośrednią przyczynia się do redukcji zjawiska zmywania żużla z powierzchni ciekłej stali. Większą różnicę między średnią powierzchnią odsłoniętego lustra ciekłej stali pod wpływem zwiększenia głębokości zanurzenia wylewu osłonowego, otrzymano przy natężeniu przepływu Q1. Dla wylewu osłonowego zanurzonego płycej, dla natężenia przepływu Q1 średnia powierzchnia odsłoniętego lustra stali wyniosła $0,1$ m², natomiast dla natężenia Q2 $0,28$ m². Średnia powierzchnia odsłoniętego lustra stali przy zastosowaniu głębszego zanurzenia wylewu jest mniejsza o 38% dla natężenia Q1 oraz mniejsza o 18% dla natężenia Q2, w stosunku do wartości uzyskanych pod

wpływem zanurzenia wylewu płycej. Natomiast, w kadzi dwu-wylewowej zwiększenie głębokości zanurzenia wylewu osłonowego, podczas wymiany kadzi głównej i rozpoczęcia napełniania kadzi pośredniej ciekłą stalą, nie wpływa istotnie na zwiększenie lub zmniejszenie powierzchni odsłoniętego lustra fazy metalicznej.

6. Najbardziej korzystnym wariantem zasilania obu kadzi pośrednich w warunkach nieustalonych, jest zastosowanie dwuotworowego wylewu osłonowego o większej kopule, zanurzonego głębiej w ciekłej stali, ale stosując zredukowane natężenie przepływu stali równe 70,2 kg/s (Q3) (kadź pośrednia jedno-wylewowa) oraz 107,28 kg/s (Q3) (kadź pośrednia dwu-wylewowa). W przypadku jedno-wylewowej kadzi pośredniej nie dochodzi do odsłonięcia powierzchni ciekłej stali w analizowanym okresie czasu. Natomiast, w przypadku kadzi dwu-wylewowej odsłonięcie lustra ciekłej stali cechuje się zdecydowanie mniejszą powierzchnią: o ~660% w porównaniu do kadzi pośredniej zasilanej z natężeniem Q1, gdzie średnia odsłonięta powierzchnia fazy metalicznej w analizowanym okresie zalewania kadzi wynosiła 0,22 m².
7. Proces zmywania żużla inicjuje wartość szczytowa składowej Y prędkości ciekłej stali wynosząca średnio 1,15 m/s w kadzi jedno-wylewowej oraz 1,51 m/s w kadzi pośredniej dwu-wylewowej, osiągnięta przez strumienie zasilające przepływające przy bocznej ścianie kadzi pośredniej. Przy czym ewolucja obszaru odsłoniętego lustra ciekłej stali determinowana jest wartością składowych X, Y i Z prędkości stali.

Spis rysunków

Rys.1	Wpływ temperatury przegrzania na segregację pierwiastków [90]	s.14
Rys.2	Przykłady urządzeń sterujących przepływem ciekłej stali: 1- wylew osłonowy, 2- inhibitor turbulencji, 3- płyta podstrumieniowa, 4- cylindryczna komora zalewowa, 5- przegroda, 6- jaz, 7- cylindryczna komora wylewowa, 8- filtr ceramiczny, 9- przegroda gazoprzepuszczalna do iniekcji gazu obojętnego, 10- zatyczka, 11- wylew zanurzeniowy, 12- iniekcja gazu obojętnego do wylewu osłonowego	s.17
Rys.3	Sposoby wprowadzenia argonu do wylewu osłonowego: a) iniekcja argonu, b) kurtyna gazowa, c) uszczelka [10]	s.20
Rys.4	Rodzaje wylewów osłonowych: a) wylew konwencjonalny, b) wylew podwójny, c) wylew z wprowadzaniem argonu, d) wylew zakrzywiony, e) wylew trąbkowy, f) wylew wirowy, g) wylew dyssypacyjny, h) wylew próżniowy	s.22
Rys.5	Zależność powierzchni 'oka żuźlowego' od czasu napełniania kadzi pośredniej: a) 0-2 s, b) 2-30 s: LS 1- wylew konwencjonalny, LS 2- wylew trąbkowy, LS 3- wylew trąbkowy z inhibitorem turbulencji [97]	s.23
Rys.6	Wpływ: a) adhezji pęcherzy na stężenie wtrąceń w kadzi pośredniej; b) średnicy pęcherzy na stężenie wtrąceń na wylewie z kadzi pośredniej; c) średnicy wtrąceń na ich stężenie na wylewie z kadzi pośredniej; d) natężenia przepływu gazu na stężenie wtrąceń w kadzi pośredniej [50]	s.26
Rys.7	Średnie wartości prędkości ciekłej stali na powierzchni swobodnej modelu jedno-wylewowej kadzi pośredniej w wyniku zastosowania: a) wylewu konwencjonalnego, b) wylewu trąbkowego [14]	s.28
Rys.8	Krzywa RTD typu E uzyskana dla korytowej kadzi jedno-wylewowej [14]	s.28
Rys.9	Pole rozkładu kinetycznej energii turbulencji (m^2/s^2 , $\times 10^{-3}$) na płaszczyźnie 0,01 m poniżej powierzchni swobodnej, przy zastosowaniu masowego natężenia przepływu 3,8 t/min dla zastosowanych: a) inhibitora turbulencji i przegród, b) wylewu konwencjonalnego, c) wylewu wirowego [127]	s.29
Rys.10	Pole rozkładu kinetycznej energii turbulencji (m^2/s^2 , $\times 10^{-3}$) na płaszczyźnie 0,01 m poniżej powierzchni swobodnej, przy zastosowaniu masowego natężenia przepływu 7,6 t/min dla zastosowanych: a) inhibitora turbulencji i przegród, b) wylewu konwencjonalnego, c) wylewu wirowego [128]	s.30
Rys.11	Ilość WN usuniętych przy użyciu wylewów SLS i CLS w kadzi dwu-wylewowej [53]	s.30
Rys.12	Krzywa RTD typu E uzyskana dla korytowej kadzi jedno-wylewowej [15]	s.30
Rys.13	Ilość WN usuniętych przy użyciu różnych wariantów zabudowy w dwu-wylewowej kadzi pośredniej [11]	s.31

Rys.14	Pola przepływu ciekłej stali dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej, w której użyte były: a) wylew konwencjonalny, b) wylew wirowy, d) wylew dyssypacyjny, e) przegrody po dwóch stronach strefy zalewowej, f) kombinacja inhibitora turbulencji i przegród [11]	s.31
Rys.15	Struktura żużła w kadzi pośredniej	s.33
Rys.16	Wpływ zasadowości żużła na ilość tlenu rozpuszczonego w ciekłej stali [133]	s.34
Rys.17	Udział tlenków w żużlu w zależności od zasadowości żużła i czasu trwania odlewania [133]	s.34
Rys.18	Zależność rozpuszczalności SiO_2 w zależności od zasadowości żużła i temperatury [135]	s.35
Rys.19	Zależność rozpuszczalności SiO_2 od ilości Al_2O_3 w żużlu i temperatury [135]	s.35
Rys.20	Wpływ temperatury procesu na czas rozpuszczenia wtrąceń w żużlu: a) żużel o lepkości $0,126 \div 0,172$ Pas; b) żużel o lepkości w zakresie $0,342 \div 0,494$ Pas [135]	s.35
Rys.21	Wykres zmiany napięcia międzyfazowego w czasie [141]	s.36
Rys.22	Wybrane mechanizmy 'zaciągania' żużła do ciekłej stali, na podstawie zjawisk zachodzących w krystalizatorze COS: 1- zaciąganie żużła pod wpływem oddziaływania strumienia ciekłej stali, 2- oddziaływanie naprężeń ścinających- niestabilność Kelvina-Helmholtza, 3- wiry von Karmana, 4- oddziaływanie pęcherzy gazowych, 5- pełzanie żużła po powierzchni wylewu osłonowego [142]	s.38
Rys.23	Przykładowy schemat tworzenia się TOE w dwu-wylewowej kadzi pośredniej: 1- żużel, 2- ciekła stal, 3- wylewy zanurzeniowe, 4- kadź główna, 5- otwarty zawór, 6-iniekcja argonu, 7-wylew osłonowy, 8- 'oko żużlowe', 9- warstwa żużła wokół wylewu osłonowego o malejącej grubości, 10- cylindryczna strefa mieszania się faz: argon-ciekła stal [87]	s.39
Rys.24	'Oko żużlowe' powstające w kadzi pośredniej w warunkach przemysłowych [148]	s.39
Rys.25	Krytyczny rozmiar pęcherzy gazowych wpływających na zmywanie fazy żużlowej [150]	s.40
Rys.26	Wpływ argonu wprowadzanego w wylewie osłonowym na rozmiary TOE pod wpływem natężenia przepływu gazu równego: (a) 0, (b) 5, (c) 10, (d) 20% masowego natężenia ciekłej stali [87]	s.41
Rys.27	Wpływ czasu odlewania na powierzchnię oka żużlowego dla cztero-wylewowej kadzi pośredniej typu delta [18]	s.41
Rys.28	Wpływ natężenia przepływu ciekłej stali podczas wymiany kadzi głównej na powierzchnię 'oka żużlowego' [19]	s.42
Rys.29	Wahania: a) poziomu ciekłej stali oraz b) powierzchni TOE, pod wpływem różnych wysokości umieszczenia wylewu osłonowego, podczas wymiany kadzi głównej [19]	s.43
Rys.30	Wpływ przesunięcia wylewu osłonowego poza oś wzdłużną wylewu: a 2° , b 5° [148]	s.44

Rys.31	Wpływ czasu wymiany kadzi głównej na: a) poziom ciekłej stali, b) powierzchnię oka żuźlowego [19]	s.45
Rys.32	Zachowania fazy żuźlowej w dwu-wylewowej kadzi pośredniej pod wpływem działania argonu o natężeniu równym 20% natężenia masowego ciekłej stali: (a) $t = 0$, (b) $t = 0,4$ s, (c) $t = 0,68$ s, (d) $t = 1,2$ s, (e) $t = 1,48$ s, (f) $t = 2,2$ s, (g) $t = 3,2$ s, i (h) $t = 7$ s [87]	s.47
Rys.33	Wpływ rozmiarów TOE na ilość zaabsorbowanego tlenu, w zależności od natężenia masowego argonu wprowadzanego do kadzi pośredniej [18]	s.48
Rys.34	Wtrącenia niemetaliczne obecne w stali w wyniku utworzenia 'oka żuźlowego' [87]	s.48
Rys.35	Zależność skali modelu dla spełnienia warunków podobieństwa dla liczby Fr i Re [161]	s.52
Rys.36	Zależność skali modelu dla spełnienia warunków podobieństwa dla liczby Fr i We [161]	s.52
Rys.37	Właściwości fizyczne: a) różnych rodzajów cieczy, b) różnych rodzajów cieczy (skupione na węższym zakresie parametru ν ; c) różnych rodzajów cieczy (skupione na szerszym zakresie parametru ν , dla spełnienia kryteriów Re, Fr i We [161]	s.54
Rys.38	Schemat przepływów w modelu kombinowanym [166]	s.55
Rys.39	Wymiary jedno-wylewowej kadzi pośredniej	s.60
Rys.40	Wymiary dwu-wylewowej kadzi pośredniej	s.60
Rys.41	Zaprojektowane wylewy osłonowe: a) wylew osłonowy 1, b) wylew osłonowy 2, c) wylew osłonowy 3, d) wylew osłonowy 4, e) wylew osłonowy 5	s.62
Rys.42	Plan badań	s.64
Rys.43	Schemat stanowiska badawczego szklanego modelu jedno-wylewowej kadzi pośredniej: 1. Kadź pośrednia, 2. Wylew osłonowy, 3. Aplikator znacznika, 4. Przepływomierz, 5. Układ pomiarowy natężenia przepływu wody, 6. Zawór kulowy, 7. Zbiornik na wodę, 8. Czujnik konduktometryczny, 9. Układ pomiarowy przewodności wody	s.73
Rys.44	Stanowisko badawcze jedno-wylewowej kadzi pośredniej w skali 0,4	s.73
Rys.45	Schemat stanowiska badawczego do badań ShadowSizing: 1. Laser, 2. Światło wiązki laserowej, 3. Shadow Strobe, 4. Analizowany model, 5. Kamera, 6. Wylew osłonowy, 7. Wylew z modelu, 8. Pole obserwacyjne, A. Poziom płytszego zanurzenia wylewu osłonowego, B. Poziom głębszego zanurzenia wylewu osłonowego	s.75
Rys.46	Model jedno-wylewowej kadzi pośredniej w skali 0,16	s.75
Rys.47	Modele wylewów osłonowych w skali 0,4 i 0,16	s.75
Rys.48	Wpływ rodzaju siatki numerycznej na prędkość ciekłej stali w kadzi pośredniej: a) linia pionowa przebiegająca przez wylew osłonowy dla siatki czworo- i sześciociennej, b) linia pozioma przebiegająca wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej dla siatki czworo- i sześciociennej, c) linia pionowa przebiegająca przez wylew osłonowy dla siatek czworościennych, d) linia pozioma przebiegająca wzdłuż osi wzdłużnej kadzi pośredniej dla siatek czworościennych, e) linia poprowadzona przez wylew zanurzeniowy dla siatek czworościennych, d) średnie	s.77

	wartości prędkości oraz odchylenia standardowe dla rozważanych punktów	
Rys.49	Płaszczyzny, na których analizowane były pola przepływu dla: a) jedno-wylewowej kadzi pośredniej, b) dwu-wylewowej kadzi pośredniej	s.78
Rys.50	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.80
Rys.51	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.81
Rys.52	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.82
Rys.53	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.83
Rys.54	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.84
Rys.55	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.85
Rys.56	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.86
Rys.57	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.87
Rys.58	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą objętość kadzi pośredniej oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej kadzi dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.89
Rys.59	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą objętość kadzi pośredniej oraz płaszczyznę symetrii dla 1-wylewowej	s.90

	kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	
Rys.60	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.91
Rys.61	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 1-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.92
Rys.62	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.94
Rys.63	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez całą kadź pośrednią oraz płaszczyznę symetrii dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.95
Rys.64	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla płytszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.96
Rys.65	Pola przepływu ciekłej stali w warunkach nieizotermicznych przez płaszczyznę górną dla 2-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 4, f) wariant 5	s.96
Rys.66	Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych	s.98
Rys.67	Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych	s.99
Rys.68	Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych	s.100
Rys.69	Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych	s.100
Rys.70	Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków izotermicznych	s.102
Rys.71	Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla	s.103

	poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A i B, b) średnia wartość z dwóch wylewów oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A i B, d) średnia wartość z dwóch wylewów dla warunków izotermicznych	
Rys.72	Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków izotermicznych	s.104
Rys.73	Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków izotermicznych	s.105
Rys.74	Krzywe RTD typu E w warunkach izotermicznych: a) wariant 2, zan. płytsze, b) wariant 2 zan. głębsze, c) wariant 3 zan. płytsze, d) wariant 3 zan. głębsze, e) wariant 5 zan. płytsze, f) wariant 5 zan. głębsze	s.107
Rys.75	Porównanie procentowego udziału przepływu tłokowego i aktywnego między symulacjami numerycznymi oraz symulacjami fizycznymi	s.110
Rys.76	Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych	s.110
Rys.77	Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych	s.110
Rys.78	Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych	s.111
Rys.79	Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych	s.111
Rys.80	Krzywe RTD typu E dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków nieizotermicznych	s.113
Rys.81	Procentowy udział poszczególnych rodzajów przepływów dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A i B, b) średnia wartość z dwóch wylewów oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A i B, d) średnia wartość z dwóch wylewów dla warunków nieizotermicznych	s.114
Rys.82	Krzywe RTD typu F dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia płytszego: a) wylew A, b) wylew B oraz dla zanurzenia głębszego: c) wylew A, d) wylew B dla warunków nieizotermicznych	s.115
Rys.83	Czas trwania strefy przejściowej oraz masa stali o pośrednim składzie chemicznym dla poszczególnych wariantów dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla zanurzenia: a) płytszego, b) głębszego dla warunków nieizotermicznych	s.116

Rys.84	Zachowanie układu woda-olej w warunkach ustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem płytszym: a) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q1, b) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q2, c) wariant 2, sekwencja zasilana Q1, d) wariant 2, sekwencja zasilana Q2, e) wariant 3, sekwencja zasilana Q1, f) wariant 3, sekwencja zasilana Q2, g) wariant 5, sekwencja zasilana Q1, h) wariant 5, sekwencja zasilana Q2	s.120
Rys.85	Zachowanie układu woda-olej w warunkach ustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem głębszym: a) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q1, b) wariant bazowy, sekwencja zasilana Q2, c) wariant 2, sekwencja zasilana Q1, d) wariant 2, sekwencja zasilana Q2, e) wariant 3, sekwencja zasilana Q1, f) wariant 3, sekwencja zasilana Q2, g) wariant 5, sekwencja zasilana Q1, h) wariant 5, sekwencja zasilana Q2	s.121
Rys.86	Zachowanie układu woda-olej w warunkach nieustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem płytszym: a) wariant bazowy, Q1, b) wariant bazowy, Q2, c) wariant 2, Q1, d) wariant 2, Q2, e) wariant 3, Q1, f) wariant 3, Q2, g) wariant 5, Q1, h) wariant 5, Q2	s.122
Rys.87	Zachowanie układu woda-olej w warunkach nieustalonych odlewania dla wariantów z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego: a) wariant bazowy, Q1, b) wariant bazowy, Q2, c) wariant 1, Q1, d) wariant 1, Q2, e) wariant 2, Q1, f) wariant 2, Q2, g) wariant 5, Q1, h) wariant 5, Q2	s.123
Rys.88	Przyrost prędkości między wariantami zalewanymi z natężeniem przepływu Q1 i Q2 w badaniach wodnych oraz w symulacjach numerycznych	s.124
Rys.89	Zależność ilości cząstek od współczynnika kształtu dla wariantu bazowego z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali oraz natężeniem przepływu Q1	s.125
Rys.90	Ilość cząstek o współczynniku kształtu równym 1 w warunkach nieustalonych odlewania dla: a) wariantu bazowego, b) wariantu 2, c) wariantu 3 oraz d) wariantu 5	s.126
Rys.91	Zależność ilości cząstek od średnicy cząstek dla wariantu bazowego z płytszym zanurzeniem wylewu osłonowego w ciekłej stali oraz natężeniem przepływu Q1	s.127
Rys.92	Ilość cząstek o średnicy mieszczącej się w zakresie $1\div 7 \times 10^{-5}$ m w warunkach nieustalonych odlewania dla: a) wariantu bazowego, b) wariantu 2, c) wariantu 3 oraz d) wariantu 5	s.128
Rys.93	Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego dla modelu szklanego przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę górną dla zanurzenia płytszego: a) wariant bazowy, c) wariant 2; i zanurzenia głębszego: b) wariant bazowy, d) wariant 2	s.129
Rys.94	Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s	s.130
Rys.95	Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem	s.131

	<p>plytszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s</p>	
Rys.96	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s</p>	s.131
Rys.97	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s</p>	s.132
Rys.98	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem plytszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s</p>	s.132
Rys.99	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem plytszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s</p>	s.133
Rys.100	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 zanurzeniem głębszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 4 s, b) 8 s, c) 12 s, d) 16 s</p>	s.133
Rys.101	<p>Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla modelu szklanego na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 2 z zanurzeniem głębszym wylewu oslonowego i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 2 s, b) 4 s, c) 6 s, d) 8 s</p>	s.134
Rys.102	<p>Zachowanie powierzchni nafty pokrywającej powierzchnię wody dla warunków niestacjonarnych odlewania dla: a) wariant bazowy, zan. plytsze, Q1, b) wariant bazowy, zan. plytsze, Q2, c) wariant bazowy, zan. głębsze, Q1, d) wariant bazowy, zan. głębsze, Q2, e) wariant 2, zan. plytsze, Q1, f) wariant 2, zan. plytsze, Q2, g) wariant 2, zan. głębsze, Q1, h) wariant 2, zan. głębsze, Q2</p>	s.135
Rys.103	<p>Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla plytszego zanurzenia wylewu oslonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 5</p>	s.136
Rys.104	<p>Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu oslonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1, c) wariant 2, d) wariant 3, e) wariant 5</p>	s.137
Rys.105	<p>Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla plytszego zanurzenia wylewu oslonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1</p>	s.138
Rys.106	<p>Pola rozkładu faz dla układu wielofazowego w warunkach</p>	s.138

	izotermicznych przez płaszczyznę symetrii i płaszczyznę iso-surface dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej dla głębszego zanurzenia wylewu osłonowego w ciekłej stali: a) wariant bazowy, b) wariant 1	
Rys.107	Rozkład wartości składowej Y prędkości ciekłej stali, przedstawionej na płaszczyźnie poprzecznej: a) wariant bazowy, zan. płytsze, Q1, b) wariant 1, zan. głębsze, Q2 jedno-wylewowej kadzi pośredniej oraz c) wariant bazowy, zan. głębsze, Q1, d) wariant 1, zan. głębsze, Q3	s.139
Rys.108	Rozkład wartości prędkości dla warstwy granicznej ciekłej stali dla wariantu bazowego jedno-wylewowej kadzi pośredniej z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1: dla a) składowej X, b) składowej Y, c) składowej Z	s.139
Rys.109	Rozkład wartości prędkości dla warstwy granicznej ciekłej stali dla wariantu bazowego dwu-wylewowej kadzi pośredniej z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego i natężeniem przepływu Q1: dla a) składowej X, b) składowej Y, c) składowej Z	s.140
Rys.110	Pola rozkładu faz układu wielofazowego dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.143
Rys.111	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.143
Rys.112	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.144
Rys.113	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.144
Rys.114	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.145
Rys.115	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.146
Rys.116	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.148
Rys.117	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 w po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 c) 15 s,	s.148

	d) 20 s	
Rys.118	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.149
Rys.119	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.149
Rys.120	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.150
Rys.121	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.151
Rys.122	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.152
Rys.123	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s, d) 40 s	s.153
Rys.124	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.153
Rys.125	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stal w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q2 po upływie średnio: a) 5 s, b) 10 s, c) 15 s, d) 20 s	s.154
Rys.126	Pola rozkładu faz dla jedno-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s	s.155
Rys.127	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 10 s, b) 20 s, c) 30 s	s.156
Rys.128	Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu bazowego z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.157
Rys.129	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s,	s.158

	d) 60 s	
Rys.130	Rozkład żużla w wariacie bazowym z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie przyściennej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.159
Rys.131	Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.160
Rys.132	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem płytszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.160
Rys.133	Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.161
Rys.134	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q1 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s, d) 60 s	s.162
Rys.135	Pola rozkładu faz dla dwu-wylewowej kadzi pośredniej na płaszczyźnie symetrii dla wariantu 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s	s.163
Rys.136	Rozkład żużla w wariacie 1 z zanurzeniem głębszym wylewu osłonowego w ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej i natężeniem przepływu Q3 po upływie średnio: a) 15 s, b) 30 s, c) 45 s	s.163
Rys.137	Prędkości ciekłej stali dla składowych X, Y, Z na linii A dla: a) wariantu bazowego, zan. płytsze, b) wariantu bazowego, zan. głębsze, c) wariantu 1, zan. płytsze, d) wariantu 1, zan. głębsze, jedno-wylewowej kadzi pośredniej	s.165
Rys.138	Prędkości ciekłej stali dla składowych X, Y, Z na linii A dla: a) wariantu bazowego, zan. głębsze, b) wariantu 1, zan. płytsze, c) wariantu 1, zan. głębsze dwu-wylewowej kadzi pośredniej	s.166
Rys.139	Wpływ czasu napełniania i natężenia masowego przepływu na powierzchnię odsłoniętego lustra stali w zależności od zastosowanego wariantu: a) jedno-wylewowej i b) dwu-wylewowej kadzi pośredniej	s.168

Spis tabel

Tabela 1	Masa wlewka o przejściowym składzie chemicznym w zależności od głębokości zanurzenia wylewu osłonowego [121]	s.32
Tabela 2	Wartości początkowe użyte w symulacjach numerycznych na układzie jednofazowym	s.67
Tabela 3	Parametry zastosowane w symulacjach numerycznych metodą VOF	s.72
Tabela 4	Średnia prędkość ciekłej stali w analizowanych wariantach kadzi pośrednich w warunkach izotermicznych	s.87
Tabela 5	Średnia prędkość ciekłej stali w analizowanych wariantach kadzi pośrednich w warunkach nieizotermicznych	s.97

Bibliografia

1. Wang G., Yun M., Zhang C., Xiao G.: Flow mechanism of molten steel in a single-strand slab caster tundish based on the residence time distribution curve and data, *ISIJ International* 55 (5), 2015, 984-992.
2. Sowa L.: Effect of steel flow control devices on flow and temperature field in the tundish of continuous casting machine, *Archives of Metallurgy and Materials* 60 (2), 2015, 843-847.
3. Falkus J., Lamut J.: Model testing of the bath flow through the tundish of the continuous casting machine, *Archives of Metallurgy and Materials* 50 (3), 2005, 709-718.
4. Pieprzyca J., Merder T., Saternus M., Kania H.: The change of liquid steel flow control system in the tundish – modelling research, *Archives of Metallurgy and Materials* 59 (4), 2014, 1433-1440.
5. Liu S., Yang X., Du L., Li L., Liu C.: Hydrodynamic and mathematical simulations of flow field and temperature profile in an asymmetrical T-type single-strand continuous casting tundish, *ISIJ International* 52 (12), 2008, 1712-1721.
6. Kumar A., Mazumdar D., Koria S.C.: Modeling of fluid flow and residence time distribution in a four-strand tundish for enhancing inclusion removal, *ISIJ International* 52 (1), 2008, 38-47.
7. Chatterjee D.: A novel tundish for single strand slab casting, *Journal of The Institution of Engineers (India): Series D* 97 (2), 2016, 105-112.
8. Solorio-Diaz G., Morales R.D., Palafax-Ramos J., Garcia-Demedices L., Ramos-Banderas A.: Analysis of fluid flow turbulence in tundishes fed by a swirling ladle shroud, *ISIJ International* 44 (6), 2004, 1024-1032.
9. Morales-Higa K., Guthrie R.I.L., Isac M., Morales R.D.: Ladle shroud as a flow control device for tundish operations, *Metallurgical and Materials Transactions* 44B, 2013, 63-79.
10. Zhang J., Liu Q., Yang S., Chen Z., Li J., Jiang Z.: Advances in ladle shroud as a functional device in tundish metallurgy: A Review, *ISIJ International* 59 (7), 2019, 1167-1177.
11. Solorio-Diaz G., Davila-Morales R., Barreto-Sandoval J. de J., Vergara-Hernandez J.H., Ramos-Banderas A., Galvan S.R.: Numerical modelling of dissipation phenomena in a new ladle shroud for fluidynamic control and its effect on inclusions removal in a slab tundish, *Steel Research International* 85 (5), 2013, 863-874.

- 12.Zepeda-Diaz F.A., Garcia-Hernandez S., Barreto J. de J., Gutierrez E.: Mathematical modelling of the effects of transient phenomena on steel cleanliness during tundish transfer practices, *ISIJ International* 59 (1), 2019, 51-59.
- 13.Chatterjee D.: "Vacuum Shroud (VS)"- A green flow control device (FCD) towards replacement of "turbo stop" in tundish metallurgy, *American Journal of Mining and Metallurgy* 4 (1), 2017, 1-31.
- 14.Zhang J., Li J., Yan Y., Chen Z., Yang S., Zhao J., Jiang Z.: A comparative study of fluid flow and mass transfer in a trumpet-shaped ladle shroud using large eddy simulation, *Metallurgical and Materials Transactions* 47B, 2016, 495-507.
- 15.Zhang J., Yang S., Li J., Tang H., Jiang Z.: The effect of a dissipative ladle shroud on mixing in tundish: mathematical and experimental modelling, *High Temperature Material Processes* 37 (1), 2018, 25-32.
- 16.Morales R.D., Garcia-Hernandez S., Barreto J. De J., Ceballos-Huerta A., Calderon-Ramos I., Gutierrez E.: Multiphase flow modeling of slag entrainment during ladle change-over operation, *Metallurgical and Materials Transactions* 47B, 2016, 2595-2606.
- 17.Garcia-Hernandez G., Morales R.D., Barreto J. De J., Calderon-Ramos I., Gutierrez E.: Modeling study of slag emulsification during ladle change-over using a dissipative ladle shroud, *Steel Research International* 87 (9), 2016, 1154-1167.
- 18.Chatterjee S., Li D., Chattopadhyay K.: Tundish Open Eye formation: A trivial event, with dire consequences, *Steel Research International* 88 (9), 2017,1600436.
- 19.Zhang H., Fang Q., Luo R., Liu C., Wang Y., Ni H.: Effect of ladle changeover condition on transient, three-phase flow in a five-strand bloom casting tundish, *Metallurgical and Materials Transactions* 50B, 2019, 1461-1475.
- 20.Bolling R., Odenthal H-J. Pfeifer H.: Transient fluid flow in a continuous casting tundish during ladle change and steady-state casting, *Steel Research International* 76 (1), 2005, 71-80.
- 21.Chatterjee D.: Designing of a novel shroud for improving the quality of steel in tundish, *Advanced Materials Research* 585, 2012, 359-363.
- 22.Bartosiewicz M., Cwudziński A.: Wpływ zastosowania otworów bocznych w wylewie osłonowym i warunków cieplnych na przepływ ciekłej stali w sześćco-wylewowej kadzi pośredniej, *Hutnik-Wiadomości Hutnicze* 85 (10), 2018, 334-340.
- 23.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2015, *ISIJ International* 56 (6), 2016, 905-916.

- 24.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2016, ISIJ International 57 (6), 2017, 957-969.
- 25.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2017, ISIJ International 58 (6), 2018, 987-998.
- 26.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2018, ISIJ International 59 (6), 2019, 939-955.
- 27.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2019, ISIJ International 60 (6), 2020, 1063-1082.
- 28.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2020, ISIJ International 61 (6), 2021, 1739-1757.
- 29.The Technical Society, The Iron and Steel Institute of Japan, Production and Technology of Iron and Steel in Japan during 2021, ISIJ International 62 (6), 2022, 1027-1052.
- 30.Popkov M.N., Reshetov V.V., Trushin A.I.: Horizontal continuous casting of steel, Steel in Translation 40 (1), 2010, 38-46.
- 31.Yang S., Zhang L., Li J., Peaslee K.: Structure optimization of horizontal continuous casting tundishes using mathematical modeling and water modeling, ISIJ International 49 (10), 2009, 1551-1560.
- 32.Jardon-Perez L.E., Conejo A.N., Amaro-Villeda A.M., Gonzalez-Rivera C., Ramirez-Argaez M.A.: Analysis of the effect of gas injection system on the heating rate of a gas stirred steel ladle assisted by physical modeling and PIV-PLIF measurements, ISIJ International 63 (3), 2023, 524-491.
- 33.Austin P.R., Camplin J.M., Herbertson J., Taggart J.: Mathematical modelling of thermal stratification and drainage of steel ladles, ISIJ International 32 (2), 1992, 196-202.
- 34.Li Y., Deng A., Li H., Yang B., Wang E.: Numerical study on flow, temperature, and concentration distribution features of combined gas and bottom-electromagnetic stirring in a ladle, Metals 76 (8), 2018, doi:10.3390/met8010076.

35. Alam Z., Mazumdar D.: Fluid flow and mixing phenomena in mechanically agitated and gas stirred ladle systems and their comparisons, *ISIJ International* 62 (1), 2022, 112-123.
36. Wang X., Zheng S., Zhu M.: Optimization of the structure and injection position of top submerged lance in hot metal ladle, *ISIJ International* 61 (3), 2021, 792-801.
37. Ganguly S., Chakraborty S.: Numerical investigation on role of bottom gas stirring in controlling thermal stratification in steel ladles, *ISIJ International* 44 (3), 2004, 537-546.
38. Urióstegui-Hernandez A., Garnica-Gonzales P., Ramos-Banderas J.A., Solorio-Diaz G., Hernandez-Bocanegra C.A.: Desulphurization kinetic prediction into a steel ladle by coupling thermodynamic correlations, fluidynamics and heat transfer, *ISIJ International* 62 (6), 2022, 1189-1198.
39. Yan X., Zheng L., Zhang X., Wang Q., Wang Q.: Mold slags for the continuous casting of ultralow-carbon steels with improved surface tension and heat transfer, *Steel Research International* 94 (1), 2023, 2200401.
40. Zhang K-T. Liu J-H., Cui H.: Effect of flow field on surface slag entrainment and inclusion adsorption in a continuous casting mold, *Steel Research International* 91 (2), 2020, 1900437.
41. Xie Q., Nabeel M., Ersson M., Ni P.: A review on swirling flow casting technology in steel production, *Steel Research International* 93 (1), 2022, 2100410.
42. Huang C., Zhou H., Zhang L., Yang W., Zhang J., Ren Y., Chen W.: Effect of casting parameters on the flow pattern in a steel continuous casting slab mold: numerical simulation and industrial trials, *Steel Research International* 93 (2), 2022, 2100350.
43. Yang Z., Wang B., Zhang X., Wang Y., Dong H., Liu Q.: Effect of electromagnetic stirring on molten steel flow and solidification in bloom mold, *Journal of Iron and Steel Research International* 21 (12), 2014, 1095-1103.
44. Kudliński Z.: *Technologie Odlewania Stali*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2006.
45. Chen C., Ingemar J.L.T., Tillander A., Cheng G., Jonsson P.G.: A mathematical modeling study of tracer mixing in a continuous casting tundish, *Metallurgical and Materials Transactions B* 46B, 2015, 169-190.
46. Cwudziński A.: Chemical homogenization of liquid steel flowed through continuous casting slab tundish during alloying process, *Archives of Metallurgy and Materials* 60 (2), 2015, 561-565.

- 47.Thumfart M., Pelss A., Pfeifer H.: Experimental investigation of the influence of a centered line sparger on the jet from the shroud in a 1:3 water model of a tundish, *Steel Research International* 90 (6), 2019, 1800639.
- 48.Holzinger G., Thumfart M.: Flow interactions in continuous casting tundish due to bubble curtain operation, *Steel Research International* 90 (6), 2019, 1800642.
- 49.Vdovin K.N., Mel'nichuk E.A., Nefedov A.V., Tochilkin V.V.: Intake chamber of the tundish in a continuous slab casting machine, *Steel in Translation* 44 (3), 2014, 186-189.
- 50.Wang L.T., Zhang Q.Y., Deng C.H., Li Z.B.: Mathematical model for removal of inclusion in molten steel by injection gas at ladle shroud, *ISIJ International* 45 (8), 2005, 1138-1144.
- 51.Odenthal H-J., Bolling R., Pfeifer H.: Numerical and physical simulation of tundish fluid flow phenomena, *Steel Research International* 74 (1), 2003, 44-55.
- 52.Tripathi A.: Numerical investigation of electro-magnetic flow control phenomenon in a tundish, *ISIJ International* 52 (3), 2012, 447-456.
- 53.Solorio-Diaz G., Morales R.D., Palafox-Ramos J., Ramos-Banderas A.: Modeling the effects of a swirling flow on temperature stratification of liquid steel and flotation of inclusions in a tundish, *ISIJ International* 45 (8), 2005, 1129-1137.
- 54.Merder T., Jowsa J., Bogusławski A.: The analysis of the conditions of steel flow in the tundish performer by a numerical method, *Archives of Metallurgy and Materials* 50 (4), 2005, 933-953.
- 55.Lei H., Yang B., Bi Q., Xiao Y., Chen S., Ding C.: Numerical simulation of collision-coalescence and removal of inclusion in tundish with channel type induction heating, *ISIJ International* 59 (10), 2019, 1811-1819.
- 56.Barron-Meza M.A., Barreto-Sandoval J. De J., Morales R.D.: Physical and mathematical models of steel flow and heat transfer in a tundish heated by plasma, *Metallurgical and Materials Transactions* 31B, 2000, 63-74.
- 57.Bulkowski L., Galisz U., Kania H., Kudliński Z., Pieprzyca J., Barański J.: Industrial tests of steel filtering process, *Archives of Metallurgy and Materials* 57 (1), 2012, 363-369.
- 58.Tripathi A., Ajmani S.K.: Effect of shape and flow control devices on the fluid flow characteristics in three different industrial six strand billet caster tundish, *ISIJ International* 51 (10), 2011, 1647-1656.
- 59.Wang X., Zhao D., Qiu S., Zou Z.: Effect of tunnel filters on flow characteristics in an eight-strand tundish, *ISIJ International* 57 (11), 2017, 1990-1999.

60. Zhong L., Li B., Zhu Y., Wang R., Wang W., Zhang X.: Fluid flow in a four-strand bloom continuous casting tundish with different flow modifiers, *ISIJ International* 47 (1), 2007, 88-94.
61. Warzecha M., Merder T., Warzecha P., Hutny A.M.: Hydrodynamic conditions of flow in the tundish depending on selected technological parameters for different steel groups, *Archives of Metallurgy and Materials* 64 (1), 2019, 65-70.
62. Singh V., Pal A.R., Panigrahi P.: Numerical simulation of flow-induced wall shear stress to study a curved shape billet caster tundish design, *ISIJ International* 52 (4), 2008, 430-437.
63. He F., Zhang L., Xu Q.: Optimization of flow control devices for a T-type five-strand billet caster tundish: water modeling and numerical simulation, *China Foundry* 13 (3), 2016, 166-175.
64. Chattopadhyay K., Hasan M., Isac M., Guthrie R.I.L.: Physical and mathematical modeling of inert gas-shrouded ladle nozzles and their role on slag behavior and fluid flow patterns in a delta-shaped, four-strand tundish, *Metallurgical and Materials Transactions* 41B, 2010, 225-233.
65. Kim H.B., Isac M., Guthrie R.I.L., Thibau R.: Physical modelling of transport phenomena in a delta-shaped, four-strand tundish with flow modifiers, *Steel Research International* 76 (1), 2005, 53-58.
66. Delgado Ramirez O.S., Torres-Alonso E., Ramos-Banderas J.A., Arreola Villa S.A., Hernandez Bocanegra C.A., Tellez Martinez J.S.: Thermal and fluid-dynamic optimization of a five strand asymmetric delta shaped billet caster tundish, *Steel Research International* 89 (3), 2018, 1700428.
67. Jha P.K., Rao P.S., Dewan A.: Effect of height and position of dams on inclusion removal in a six strand tundish, *ISIJ International* 52 (2), 2008, 154-160.
68. Chattopadhyay K., Isac M., Guthrie R.I.L.: Physical and mathematical modelling of steelmaking tundish operations: A review of the last decade (1999–2009), *ISIJ International* 50 (3), 2010, 331-352.
69. Morales R.D., Diaz-Cruz M., Palafox-Ramos J., Lopez-Ramirez S., Barreto-Sandoval J. De J.: Modelling steel flow in a three-strand billet tundish using a turbulence inhibitor, *Steel Research International* 72 (1), 2001, 11-16.
70. Mazumdar D., Singh O.P., Dutta J., Ghosh S., Satish S., Chakraborty S.: Reduction of tundish skull and yield improvement in steel plants through physical modelling of steelmaking tundish systems, *Transactions of the Indian Institute of Metals* 64 (6), 2011, 593-605.

71. Michalek K., Gryc K., Socha L., Tkadleckova M., Saternus M., Pieprzyca J., Merder T., Pindor L.: Study of tundish slag entrainment using physical modelling, *Archives of Metallurgy and Materials* 61 (1), 2016, 257-260.
72. Yang B., Lei H., Bi Q., Jiang J., Zhang H., Zhao Y., Zhou J.: Fluid flow and heat transfer in a tundish with channel type induction heating, *Steel Research International* 89 (10), 2018, 1800173.
73. Wang Q., Li B., Tsukihashi F.: Modeling of a thermo-electro-magneto-hydrodynamic problem in continuous casting tundish with channel type induction heating, *ISIJ International* 54 (2), 2014, 311-320.
74. Xing F., Zheng S., Zhu M.: Motion and removal of inclusions in new induction heating tundish, *Steel Research International* 89 (6), 2018, 1700542.
75. Ni P., Jonsson L.T.I., Ersson M., Jonsson P.G.: A new tundish design to produce a swirling flow in the SEN during continuous casting of steel, *Steel Research International* 87 (10), 2016, 1356-1365.
76. Ni P., Jonsson L.T.I., Ersson M., Jonsson P.G.: Application of a swirling flow producer in a conventional tundish during continuous casting of steel, *ISIJ International* 57 (12), 2017, 2175-2184.
77. Hou Q., Zou Z.: Comparison between standard and renormalization group $k-\epsilon$ models in numerical simulation of swirling flow tundish, *ISIJ International* 45 (3), 2005, 325-330.
78. Wang F., Li B., Tsukihashi F.: Large eddy simulation on flow structure in centrifugal flow tundish, *ISIJ International* 47 (4), 2007, 568-573.
79. Hou Q., Yue Q., Wang H., Zou Z., Yu A.: Modelling of inclusion motion and flow patterns in swirling flow tundishes with symmetrical and asymmetrical structures, *ISIJ International* 52 (6), 2008, 787-792.
80. Wang Y., Zhong Y., Wang B., Lei Z., Ren W., Ren Z.: Numerical and experimental analysis of flow phenomenon in centrifugal flow tundish, *ISIJ International* 49 (10), 2009, 1542-1550.
81. Siddiqui M.i.H., Jha P.K.: Assessment of turbulence models for prediction of intermixed amount with free surface variation using coupled level-set volume of fluid method, *ISIJ International* 54 (11), 2014, 2578-2587.
82. Wen G.H., Huang Y.F., Tang P., Zhu M.M.: Improvement of tundish shape and optimization of flow control devices for sequence casting heavy steel ingots, *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials* 19 (1), 2012, 15-20.

- 83.Schwarze R., Obermeier F., Hantusch J., Franke A., Janke D.: Mathematical modelling of flows and discrete phase behaviour in a V-shaped tundish, *Steel Research International* 72 (5+6), 2001, 215-220.
- 84.Gushchin V.N., Ul'yanov V.A.: Improved tundish refining of steel in continuous-casting machines, *Steel in Translation* 47 (5), 2017, 320-324.
- 85.Lopez-Ramirez S., Palafox-Ramos J., Morales R.D., Barron-Meza M.A., Velazquez Toledo M.: Effects of tundish size, tundish design and casting flow rate on fluid flow phenomena of liquid steel, *Steel Research International* 69 (10+11), 1998, 423-428.
- 86.Zhou J., Xie J., Wang B., Lei H., Zhang H., Ni H.: Heat transfer of steel in a slab tundish with vacuum chamber, *ISIJ International* 57 (6), 2017, 1037-1044.
- 87.Chatterjee S., Li D., Chattopadhyay K.: Modeling of liquid steel/slag/argon gas multiphase flow during tundish open eye formation in a two-strand tundish, *Metallurgical and Materials Transactions* 49B, 2018, 756-766.
- 88.Sahai Y., Emi T.: *Tundish Technology for Clean Steel Production*, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore, 2008.
- 89.Zhang L.: Fluid flow, heat transfer and inclusion motion in a four-strand billet continuous casting tundish, *Steel Research International* 76 (11), 2005, 784-796.
- 90.Sahai Y.: Tundish technology for casting clean steel: A review, *Metallurgical and Transactions* 47 B (4), 2016, 2095-2106.
- 91.Lis T.: *Metalurgia stali o wysokiej czystości*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2009.
- 92.Bartosiewicz M., Cwudziński A.: Influence of multi-hole filter modification on the flow hydrodynamic structure and refining process of liquid steel in the one-strand tundish, *Archives of Metallurgy and Materials* 64 (1), 2019, 71-78.
- 93.Wang X., Zhao D., Qiu S., Zou Z.: Effect of tunnel filters on flow characteristics in an eight-strand tundish, *ISIJ International* 57 (11), 2017, 1990-1999.
- 94.Cwudziński A., Gajda B., Hutny A., Jowsa J.: Mathematical and physical modeling of alloy behavior feeding by pulse-step method to liquid steel in one strand slab tundish, *Archives of Metallurgy and Materials* 63 (4), 2018, 2081-2087.
- 95.Wang J., Zhu M., Zhou H., Wang Y.: Fluid flow and interfacial phenomenon of slag and metal in continuous casting tundish with argon blowing, *Journal of Iron and Steel Research International* 15 (4), 2008, 26-31.

- 96.Cwudziński A.: Influence of hydrodynamic structure of mixing time of alloy additions with liquid steel in one strand tundish, *Archives of Metallurgy and Materials* 61 (1), 2016, 295-300.
- 97.Zhang H., Fang Q., Deng S., Liu C., Ni H.: Multiphase flow in a five-strand tundish using trumpet ladle shroud during steady-state casting and ladle change-over, *Steel Research International* 90, 2019.
- 98.Vargas-Zamora A., Morales R. D., Diaz-Cruz M., Palafox-Ramos J., Barreto-Sandoval J. De J.: Inertial and buoyancy driven water flows under gas bubbling and thermal stratification conditions in a tundish model, *Metallurgical and Materials Transactions* 35B, 2004, 247-257.
- 99.Cwudziński A.: Numerical, physical, and industrial experiments of liquid steel mixture in one strand slab tundish with flow control devices, *Steel Research International* 85 (4), 2014, 623-631.
- 100.Cwudziński A.: Numerical simulation of liquid steel flow in wedge-type one-strand slab tundish with a subflux turbulence controller and an argon injection system, *Steel Research International* 81 (2), 2010, 123-131.
- 101.Cwudziński A.: Numerical and physical modeling of liquid steel active flow in tundish with subflux turbulence controller and dam, *Steel Research International* 85 (5), 2013, 902-917.
- 102.Zhong L., Li L., Wang B., Jiang M., Zhu L., Zhang L., Chen R.: Water modelling experiments of argon bubbling curtain in a slab continuous casting tundish, *Steel Research International* 77 (2), 2006, 103-106.
- 103.Cwudziński A.: Numerical and physical modeling of liquid steel behaviour in one strand tundish with gas permeable barrier, *Archives of Metallurgy and Materials* 63 (2), 2018, 589-596.
- 104.Mazumdar D., Singh P.K., Tiwardi R.K.: Shrouded transfer of molten steel from ladle to tundish: Current understanding, mathematical modelling and new insight, *ISIJ International* 58 (8), 2018, 1545-1547.
- 105.Wang L., Lee H., Hayes P.: Prediction of the optimum bubble size for inclusion removal from molten steel by flotation, *ISIJ International* 36 (1), 1996, 7-16.
- 106.Zhang L., Thomas B.G.: Numerical simulation on inclusion transport in continuous casting mold, *Journal of University of Science and Technology Beijing* 13 (4), 2006, 293-300.

107. Guy M., De Poloni I., Blostein P., Devaux M.: Argon bubbling in the tundish at Aciers d'Allevar, ECC 1st European Conference on Continuous Casting 193-202, Florencja, Włochy 1991.
108. Marique C., Dony A., Nyssen P.: The bubbling of inert gas in the tundish, a means to improve the steel cleanliness, *Steelmaking Conf. Proc.*, ISS, Vol. 73, 1990, 461.
109. Zhang Q. Y., Wang L. T., Xu Z. R.: A new method of removing inclusions in molten steel by injecting gas from the shroud, *ISIJ International* 46 (8), 2006, 1177-1182.
110. Ramos-Banderas A., Morales R.D., Barreto J. De J., Solorio-Diaz G.: Modelling study of inclusions removal by bubble flotation in the tundish, *Steel Research International* 77 (5), 2006, 325-335.
111. Cwudziński A.: Numerical and physical modeling of liquid steel flow structure for one strand tundish with modern system of argon injection, *Steel Research International* 88 (9), 2017.
112. Chang S., Cao X., Hsin C., Zou Z., Isac M., Guthrie R.I.L.: Removal of inclusions using micro-bubble swarms in a four-strand, full-scale, water model tundish, *ISIJ International* 56 (7), 2016, 1188-1197.
113. Mazumdar D., Guthrie R.I.L.: Modeling energy dissipation in slag-covered steel baths in steelmaking ladles, *Metallurgical and Materials Transactions* 41B, 2010, 976-989.
114. Zhang J., Yang S., Li J., Yang W., Wang Y., Guo X.: Large eddy simulation on flow structure in a dissipative ladle shroud and a tundish, *ISIJ International* 55 (8), 2015, 1684-1692.
115. Choh T., Iwata K., Inouye M.: Estimation of air oxidation of teeming molten steel, *Transactions of the Iron and Steel institute in Japan* 23 (7), 1983, 598-607.
116. Little J., Oosten M.V., McLean A.: Factors affecting the reoxidation of molten steel during continuous casting, *The Canadian Journal of Metallurgy and Material Science* 7 (4), 1968, 235-246.
117. Ohno T., Ohashi T., Matsunaga H., Hiromoto T., Kumai K.: Study on large nonmetallic inclusions in continuously cast Al-Si killed steel, *Transactions of the Iron and Steel institute in Japan* 15 (8), 1975, 407-416.
118. Zhang J., Yang S., Chen Y., Chen Z., Zhao J., Li J., Jiang Z.: Comparison of multiphase flow in a continuous casting tundish using two types of industrialized ladle shrouds, *Multiphase Flows in Materials Processing* 70, 2018, 2886-2892.

- 119.Chatterjee D.: Vacuum Shroud (VS) for production of clean steel in tundish, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 81 (1), 2017, 18-34.
- 120.Chatterjee D.: Designing and computational modeling study of innovative tundish furnitures, *Advances in Metallurgical and Material Engineering* 2 (1), 2019, 61-70.
- 121.Bartosiewicz M., Cwudziński A.: Influence of immersion depth of ladle shroud in liquid steel on range of transition zone for one-strand tundish during continuous casting of steel, *Metallurgy and Foundry Engineering* 43 (2), 2017, 81-88.
- 122.Bartosiewicz M.: Dobór konstrukcji wylewu osłonowego kadzi stalowniczej stosowanej w procesie COS, *Praca Doktorska, Wydział Inżynierii Produkcji i Technologii Materiałów, Politechnika Częstochowska*, 2020.
- 123.Suchan H., Cwudziński A.: Numerical analysis of the influence of the modification of the ladle shroud on fluid flow behavior in a one-strand tundish during continuous steel casting, *Journal of Casting and Materials Engineering* 5 (4), 2021, 75-83.
- 124.Suchan H., Cwudziński A.: Influence of multihole ladle shroud construction on the liquid steel flow in the one-strand tundish during CSC process, *Archives of Metallurgy and Materials* 67 (3), 2022, 1151-1160.
- 125.Suchan H., Cwudziński A.: Wpływ modyfikacji wylewu osłonowego na przepływ ciekłej stali w dwu-wylewowej kadzi pośredniej, *Hutnik- Wiadomości hutnicze* 88 (3-4), 2021, 2-9.
- 126.Suchan H.: Analiza wpływu modyfikacji wylewu osłonowego na hydrodynamikę ciekłej stali w jedno-wylewowej kadzi pośredniej, *Hutnik- Wiadomości Hutnicze* 89 (2), 2022, 19-25.
- 127.Solorio-Diaz G., Ramos-Banderas A., Barreto J. de J., Morales R.D.: Modeling study of turbulent flow effect on inclusion removal in a tundish with swirling ladle shroud, *Steel Research International* 80 (3), 2009, 223-234.
- 128.Krishnapisharody K., Irons G.A.: Modeling of slag eye formation over a metal bath due to gas bubbling, *Metallurgical and Materials Transactions* 37B, 2006, 763-772.
- 129.Solorio-Diaz G., Morales R.D., Ramos-Banderas A.: Effect of swirling ladle shroud on fluid flow and mass transfer in a water model of a tundish, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 52, 2005, 3574-2590.
- 130.Bartosiewicz M., Cwudziński A.: Influence of ladle shroud immersion depth on structure flow of liquid steel in tundish, *Prace Instytutu Metalurgii Żelaza* 69 (2), 2017, 44-47.

131. Chatterjee S., Li D., Leung J., Sengupta J., Chattopadhyay K.: Tundish Open Eye Formation: What is the Effect on Liquid Steel Cleanliness?, AISTech 2016 Proceedings, 2537-2550.
132. Holappa L., Kekkonen M., Louhenkilpi S., Hagemann R., Schroder Ch., Scheller P.: Active tundish slag, Steel Research International 84 (7), 2013, 638-652.
133. Bessho N., Yamasaki H., Fuji T., Nozaki T., Hiwasa S.: Removal of inclusion from molten steel in continuous casting tundish, ISIJ International 32 (1), 1992, 157-163.
134. Park J.S., Park J.H.: Effect of physicochemical properties of slag and flux on the removal rate of oxide inclusion from molten steel, Metallurgical and Materials Transactions 47B, 2016, 3225-3230.
135. Ren Y., Zhu P., Ren C., Liu N., Zhang L.: Dissolution of SiO₂ inclusions in CaO-SiO₂-based slags in situ observed using high-temperature confocal scanning laser microscopy, Metallurgical and Materials Transactions 53B, 2022, 682-692.
136. Kim T.S., Park J.H.: Structure-viscosity relationship of low-silica calcium aluminosilicate melts, ISIJ International 54 (9), 2014, 2031-2038.
137. Kim T.S., Chung Y., Holappa L., Park J.H.: Effect of rice husk ash insulation powder on the reoxidation behavior of molten steel in continuous casting tundish, Metallurgical and Materials Transactions 52B, 2017, 1736-1747.
138. Feichtinger S., Michelic S.K., Kang Y.B., Bernhard C.: In situ observation of the dissolution of SiO₂ particles in CaO-Al₂O₃-SiO₂ slags and mathematical analysis of its dissolution pattern, Journal of the American Ceramic Society 97 (1), 2014, 316-325.
139. Tanaka T., Nishihara R., Miura R., Tsujino R., Kimura T., Nishi T., Imoto T.: Technology for cleaning of molten steel in tundish, ISIJ International 34 (11), 1994, 868-875.
140. Park D.C., Jung I.H., Rhee P.C.H., Lee H.G.: Reoxidation of Al-Ti containing steels by CaO-Al₂O₃-MgO-SiO₂ slag, ISIJ International 44 (10), 2004, 1669-1678.
141. Tanaka T., Goto H., Nakamoto M., Suzuki M., Hanao M., Zeze M., Yamamura H., Yoshikawa T.: Dynamic changes in interfacial tension between liquid Fe alloy and molten slag induced by chemical reactions, ISIJ International 56 (6), 2016, 944-952.
142. Yamashita S., Iguchi M.: Mechanism of mold powder entrapment caused by large argon bubble in continuous casting mold, ISIJ International 41 (12), 2001, 1529-1531.

143. Miranda R., Barron M.A., Hernandez C.A.: Velocity monitoring of molten steel in a continuous casting mold using three submerged entry nozzle designs, *Modeling and Numerical Simulation of Material Science* 6, 2016, 59-68.
144. Mills K. C., Decker C-A.: *The Casting Powders Book*, Springer, 2018.
145. Chatterjee S., Chattopadhyay K.: Formation of slag 'eye' in an inert gas shrouded tundish, *ISIJ International* 55 (7), 2015, 1416-1424.
146. Chatterjee S., Chattopadhyay K.: Tundish open eye formation in inert gas-shrouded tundishes: A macroscopic model from first principles, *Metallurgical and Materials Transactions* 47B, 2016, 3099-3114.
147. Mazumdar D., Dhandapani P., Sarvanakumar R.: Modeling and optimisation of gas stirred ladle systems, *ISIJ International* 57 (2), 2017, 286-295.
148. Chatterjee S., Li D., Leung J., Sengupta J., Chattopadhyay K.: Investigation of eccentric open eye formation in a slab caster tundish, *Metallurgical and Materials Transactions* 52B, 2017, 1035-1044.
149. Chatterjee S., Asad A., Kratzsch C., Schwarze R., Chattopadhyay K.: Mixing and residence time distribution in an inert gas-shrouded tundish, *Metallurgical and Materials Transactions* 52B, 2017, 17-21.
150. Chang S., Ge S., Zou Z., Isac M.M., Guthrie R.I.L.: Modeling slag behavior when using micro-bubble swarms for the deep cleaning of liquid steel in tundishes, *Steel Research International* 88 (6), 2017, 1600328.
151. Chattopadhyay K., Isac M., Guthrie R.I.L.: Physical and mathematical modelling of inert gas shrouding in a tundish, *ISIJ International* 51 (4), 2011, 573-580.
152. Chatterjee S., Chattopadhyay K.: Physical modeling of slag 'eye' in an inert gas-shrouded tundish using dimensional analysis, *Metallurgical and Materials Transactions* 47B, 2016, 508-521.
153. Jowša J., Bielnicki M., Cwudziński A.: Physical and numerical investigations of mould flux entrainment into liquid steel, *Archives of Metallurgy and Materials* 61 (4), 2016, 2043-2050.
154. Savolainen J., Fabritius T., Mattila O.: Effect of fluid physical properties on the emulsification, *ISIJ International* 49 (1), 2009, 29-36.
155. Scheller P.R., Hagemann R.: Model investigations on slag entrainment in continuous casting, *Archives of Metallurgy and Materials* 57 (1), 2012, 283-289.

156. Rasmussen. P.: Improvements to Steel Cleanliness at Dofasco's, 77th Steelmaking Conference proceedings, Vol. 77, ISS Warrendale Pa., 1994, 219-224.
157. Choi J-Y., Lee H-G., Kim J-S.: Dissolution rate of Al₂O₃ into molten CaO-SiO₂-Al₂O₃ slags, ISIJ International 42 (8), 2002, 852-860.
158. Yan P., Arnout S., Vanende M-A., Zinngrebe E., Jones T., Blanpain B., Guo M.: Steel reoxidation by gunning mass and tundish slag, Metallurgical and Materials Transactions 46B (3), 2015, 1242-1251.
159. Chattopadhyay K., Isac M.: Dimensionless numbers for tundish modelling and the Guthrie number (Gu), Ironmaking and Steelmaking 39 (4), 2012, 278-284.
160. Jowska J.: Inżynieria procesów kadziowych w metalurgii stali, Politechnika Częstochowska, Częstochowa, 2008.
161. Tsukaguchi Y., Fujita K., Murakami H., Guthrie R.I.L.: Physical modelling for the precise representation of flow phenomena based on simultaneous similitude of multiple dimensionless numbers, Metallurgical and Materials Transactions 52B (3), 2021, 2726-2736.
162. Jonsson L., Jönsson P.: Modeling of fluid flow conditions around the slag/metal interface in a gas-stirred ladle, ISIJ International 36 (9), 1996, 1127-1134.
163. Krishnapisharody K., Irons G.: Studies of slag droplet formation in ladle metallurgy: Part I. Physical modeling, ICS, 2008, 367-370.
164. Mazumdar D., Evans J.W.: Modeling of Steelmaking Processes, 2010, CRC Press Taylor & Francis Group.
165. Sahai Y., Emi T.: Melt flow characterization in continuous casting tundishes, ISIJ International 36 (6), 1996, 667-672.
166. Sahai Y., Ahuja R.: Fluid flow and mixing of melt in steelmaking tundishes, Ironmaking and Steelmaking 13 (5), 1986, 241-247.
167. Cwudziński A.: Regulacja przepływu stali w kadzi pośredniej do odlewania wlewków płaskich, Praca Doktorska, Wydział Inżynierii Procesowej, Materiałowej i Fizyki Stosowanej, Politechnika Częstochowska, 2008.
168. Cwudziński A.: Numerical, physical, and industrial studies of liquid steel chemical homogenization in one strand tundish with subflux turbulence controller, Steel Research International 86 (9), 2015, 972-983.

- 169.Cwudziński A.: Numerical, physical, and industrial experiments of liquid steel mixture in one strand slab tundish with flow control devices, *Steel Research International* 85 (4), 2014, 623–631.
- 170.Cwudziński A.: Mathematical simulation and water modelling of liquid steel interaction with an argon bubble curtain in a one-strand continuous casting tundish, *The Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy* 118, 2018, 545-554.
- 171.Zhang L.: Fluid flow, heat transfer and inclusion motion in a four-strand billet continuous casting tundish, *Steel Research International* 76 (11), 2015, 784-796.
- 172.Chakraborty S., Sahai Y.: Effect of holding time and surface cover in ladles on liquid steel flow in continuous casting tundishes, *Metallurgical Transactions* 23B, 1992, 153-167.
- 173.Cwudziński A.: Numerical analysis of influence of modern ladle shroud influence on hydrodynamic conditions of liquid steel flow in one strand slab tundish, 9th ECC26-29.06.2017, Vienna, Austria.
- 174.Hirt C.W., Nichols B.: Volume of Fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, *Journal of Computational Physics* 39, 1981, 201-225.
- 175.Przewodnik użytkownika programu komputerowego Ansys-Fluent 18.2-2022R2, Ansys Inc.
- 176.Jowsa J., Bielnicki M.: Metodologia symulacji numerycznej kształtowania się powierzchni międzyfazowej ciekły metal/ciekły żużel w krystalizatorze do ciągłego odlewania stali, *Wybrane zagadnienia technologii procesowych w przemyśle*, Wydawnictwo Wydziału Inżynierii Produkcji i Technologii Materiałów, 2015, s.35-36.
- 177.Xu R., Ling H., Wang H., Chang L., Qiu S.: Investigation on the effects of ladle change operation and tundish cover powder on steel cleanliness in a continuous casting tundish, *Steel Research International* 92 (10), 2021, 2100072.
- 178.Bielnicki M., Jowsa J., Cwudziński A.: Multiphase numerical model of molten steel and slag behavior in the continuous casting mould, *Archives of Metallurgy and Materials* 60 (1), 2015, 257-262.
- 179.Slag Atlas, Verlag Stahleisen GmbH., Germany, 1981.
- 180.Cheng L., Zhang L., Ren Y.: Wettability between 304 stainless steel and refractory materials, *Journal of Materials Research and Technology* 9 (3), 2020, 5784-5793.
- 181.Turen J., Kosatepe K., Karakas I., Kandan E.: Wettability of tundish periclase lining by steel, *Refractories and Industrial Ceramics* 47 (1), 2006, 68-73.

182. Shen P., Zhang L., Wang Y., Wettability between liquid iron and tundish lining refractory, *Metallurgical Research & Technology* 113 (5), 2016, 2016032.
183. Ge S., Isac M., Guthrie R.I.L.: The computational fluid dynamic (CFD) modelling of the horizontal single belt casting (HSBC) processing of Al-Mg-Sc-Zr alloy strips, *Metallurgical and Material Transactions* 46B, 2015, 2264-2277.
184. Khanna R., Ikram-ul-Haq M., Sahajwalla V.: Influence of wettability and reactivity on refractory degradation- interactions of molten iron and slags with steelmaking refractories at 1550°C, *IntechOpen*, 2015.
185. Bai R., Liu S., Mao F., Zhang Y., Yang X., He Z.: Wetting and corrosion behavior between magnesia–carbon refractory and converter slags with different MgO contents, *Journal of Iron and Steel Research International* 29, 2022, 1073-1079.
186. Karta charakterystyki nafty kosmetycznej, *Chempur*.
187. Saien J., Fadaei V.: The study of interfacial tension of kerosene-water under influence of CTAB surfactant and different size silica nanoparticles, *Journal of Molecular Liquids* 255, 2018, 439-446.
188. Vargaftik N.B., Volkov B.N., Voijak L.D.: International tables of the surface tension of water, *Journal of Physical and Chemical Reference Data* 12 (3), 1983, 817-820.
189. Gazem A., Rabeeh MD., Shahbaz MD., Laheb M., Kumar S., Kanna Dr.A.R.: Surface and interfacial tension for various liquids, *International Refereed Journal of Engineering and Science* 7 (1), 2019, 64-66..
190. Takahashi K., Ando M., Ishii T.: Numerical investigation of unsteady molten steel flow and inclusion behavior in the tundish in the ladle change period, *ISIJ International* 54 (2), 2014, 304-310.
191. Chatterjee S., Chattopadhyay K.: Tundish open eye formation in inert gas-shrouded tundishes: A macroscopic model from first principles, *Metallurgical and Materials Transactions* 47B, 2016, 3099-3114.