

Prace Naukowe Wydziału Mechaniczno-Energetycznego
Politechniki Wrocławskiej

ZESZYTY ENERGETYCZNE

TOM I

Problemy współczesnej energetyki

pod redakcją

Henryka Kudeli, Krzysztofa Czajki
i Wojciecha Moronia



Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej
Wrocław 2014

Publikacja powstała dzięki wsparciu PGE Górnictwo i Energetyka Konwencjonalna S.A.



PGE Górnictwo i Energetyka
Konwencjonalna S.A.

Recenzenci

J. Badur, IMP PAN Gdańsk	A. Andruszkiewicz, Pol. Wrocławska
<u>K. Bajer</u> , Uniw. Warszawski	M. Chorowski, Pol. Wrocławska
A. Bogusławski, Pol. Częstochowska	M. Ciszek, Pol. Wrocławska
D. Butrymowicz, IMP PAN, Gdańsk	J. Gajewski, Pol. Wrocławska
M. Ciałkowski, Pol. Poznańska	M. Gawliński, Pol. Wrocławska
T. Czakiert, Pol. Częstochowska	Z. Gnutek, Pol. Wrocławska
S. Drobnia, Pol. Częstochowska	K. Jesionek, Pol. Wrocławska
T. Kowalewski, IPPT PAN Warszawa	M. Jędrusik, Pol. Wrocławska
M. Morzyński, Pol. Poznańska	J. Kasperski, Pol. Wrocławska
J. Pozorski, IMP PAN Gdańsk	W. Kordylewski, Pol. Wrocławska
M. Pronobis, Pol. Śląska	Z. Królicki, Pol. Wrocławska
K. Rup, Pol. Krakowska	R. Miller, Pol. Wrocławska
A. Sayegh, Pol. Wrocławska	H. Pawlak-Kruczek, Pol. Wrocławska
J. Szumbar, Pol. Warszawska	S. Pietrowicz, Pol. Wrocławska
A. Ziębik, Pol. Śląska	J. Plutecki, Pol. Wrocławska
	W. Rybak, Pol. Wrocławska
	K. Sibilski, Pol. Wrocławska
	M. Struś, Pol. Wrocławska
	C. Szczepański, Pol. Wrocławska
	K. Wójs, Pol. Wrocławska
	J. Zoń, Pol. Wrocławska

Kolegium redakcyjne

Henryk Kudela, Krzysztof Czajka, Wojciech Moroń, Anna Kisiela, Arkadiusz Szydełko

Opieka nad stroną internetową publikacji <http://www.ze.pwr.edu.pl/>

Mateusz Wnukowski

Wydrukowano na podstawie dostarczonych materiałów.

Wszelkie prawa zastrzeżone. Żadna część niniejszej książki, zarówno w całości, jak i we fragmentach, nie może być reprodukowana w sposób elektroniczny, fotograficzny i inny bez zgody wydawcy i właścicieli praw autorskich.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2014

OFICyna WYDAWNICZA POLITECHNIKI WROCLAWSKIEJ
wyb. Stanisława Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
<http://www.oficyna.pwr.wroc.pl/>; e-mail: oficwyd@pwr.wroc.pl

ISBN 978-83-7493-853-2

Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 751/2014.

Spis treści

Od redaktora	v
I. Termodynamika i wymiana ciepła	1
Intensyfikacja konwekcyjnej wymiany ciepła przez mechaniczne zrywanie termicznej warstwy przyściennej <i>Przemysław Błasiak</i>	1
Modelowanie procesu odzysku ciepła ze spalin z kondensacją <i>Krzysztof Polko</i>	11
Badanie współczynnika przewodzenia ciepła w materiałach z dodatkiem PCM-ów (PCM – Phase Change Materials) <i>Ewa Skawińska</i>	23
Wymiana ciepła w urządzeniach termoakustycznych przegląd stosowanych rozwiązań <i>Adam Ruziewicz, Paweł Zimnowłodzki</i>	31
II. Modelowanie numeryczne i mechanika płynów	43
Metoda dekompozycji lepkościowej w obliczeniach numerycznych płynów lepkich na przykładzie zmiany topologii struktur wirowych <i>Andrzej Kosior</i>	43
Formowanie śladu wirowego za profilem poruszającym się ruchem harmonicznym prostym <i>Tomasz Kozłowski, Henryk Kudela</i>	55
Wykorzystanie metod CFD do modelowania przepływu w promieniowej pompie labiryntowej z łopatkami spiralnymi <i>Przemysław Szulc</i>	67
Metody wizualizacji ruchu smaru w uszczelnieniach labiryntowych <i>Jan Duenas-Dobrowolski</i>	79
Przepływomierz tarczowy do ciągłego pomiaru strumieni płynów w urządzeniach przepływowych bloku energetycznego <i>Paweł Pliszka</i>	87
III. Spalanie i ochrona atmosfery	93
Nowoczesne metody suszenia węgla brunatnego – badania własne <i>Marcin Michalski</i>	93
Wpływ biomasy na stratę niedopału oraz emisję NO _x i SO ₂ <i>Karol Król</i>	101
Wpływ atmosfery O ₂ /RFG na zapłon i formowanie się płomienia <i>Wojciech Moroń</i>	113

Badanie termicznej konwersji koksu ponaftowego za pomocą technik TGA/DSC <i>Anna Kisiela</i>	125
Wpływ parametrów realizacji procesu pirolizy na reaktywność koksów spalanych w atmosferze O ₂ /CO ₂ <i>Krzysztof Czajka</i>	137
Kaloryczność paliw stałych <i>Wiesław Ferens</i>	149
Usuwanie toluenu jako modelowego składnika smół w plazmie mikrofalowej – wpływ stężenia reagenta <i>Mateusz Wnukowski</i>	159
Spalanie i współspalanie osadów ściekowych z dodatkami mineralnymi w aspekcie wiązania chloru i występowania korozji chlorkowej <i>Arkadiusz Szydelko, Maciej Pawlak</i>	165
Techniki pomiaru zawartości rtęci, chloru i siarki w paliwach stałych <i>Maciej Cholewiński, Arkadiusz Szydelko</i>	175
IV. Chłodnictwo i kriogenika	189
Proces wrzenia ziębnika w niskociśnieniowym adsorpcyjnym systemie trigeneracyjnym <i>Tomasz Hałon</i>	189
Analiza zachowania się zbiornika ciśnieniowego po nagłym pęknięciu <i>Janusz Wach</i>	197
Modelowanie trójzłożowej chłodziarki adsorpcyjnej <i>Piotr Pyrka</i>	205
Model hybrydowego nadprzewodzącego ekranu magnetycznego <i>Łukasz Tomków</i>	217
Przegląd obecnego stanu wiedzy z zakresu techniki infradźwiękowej i możliwości wykorzystania fal akustycznych do oczyszczania urządzeń energetycznych <i>Andrzej Noga</i>	225
Izotop przyszłości He ³ <i>Jakub Niechciał</i>	235



Od redaktora

Mam przyjemność przekazać w Państwa ręce pierwszy tom *Zeszytów Energetycznych*. Zamysł wydawania takiej publikacji był obecny w mojej świadomości już od kilku lat. Dopiero w ostatnim roku, entuzjazm i zaangażowanie pracowników i doktorantów naszego Wydziału: Krzysztofa Czajki, Wojciecha Moronia, Anny Kisieli i Arkadiusza Szydełko (członków Kolegium Redakcyjnego), Mateusza Wnukowskiego (twórcy i opiekuna strony internetowej www.ze.pwr.edu.pl) oraz poparcie Dziekana, profesora Zbigniewa Gnutka, doprowadziły do zmaterializowania się tego pomysłu.

W pierwszej kolejności pragnę złożyć serdeczne podziękowania PGE Górnictwo i Energetyce Konwencjonalnej S.A. za wsparcie finansowe naszej publikacji. Mam nadzieję, że podjęta współpraca okaże się wartościowa zarówno dla naszego sponsora, jak i autorów publikujących na naszych łamach.

Wielką pracę wykonali recenzenci, którymi byli zarówno profesorowie z naszego Wydziału, jak i naukowcy zaproszeni z innych ośrodków akademickich. Za ich trud chciałbym niniejszym bardzo podziękować. Pomimo że artykuły były wielokrotnie poprawiane i uzupełniane, recenzenci wykazywali się ogromną wyrozumiałością i cierpliwością.

Słowa uznania należą się także autorom prac zgłoszonych do publikacji, doktorantom i pracownikom naszego Wydziału. Zdaję sobie sprawę, że proces wydawniczy wymagał wysiłku oraz niekiedy nanoszenia znużających korekt. Niemniej, jeżeli *Zeszyty Energetyczne* mają mieć wartość naukową, artykuły muszą być recenzowane, a dbanie o ich poziom naukowy i edytorski staje się celem nadrzędnym.

Na koniec chciałbym się zmierzyć z pytaniem: czy przy takiej mnogości istniejących publikacji naukowych są nam jeszcze potrzebne *Zeszyty Energetyczne*? Prace zamieszczane przez autorów umożliwiają przegląd zagadnień naukowych podejmowanych na Wydziale Mechaniczno-Energetycznym i będą stanowić jego wizytówkę naukową. Ponadto, przy zachowaniu ciągłości wydawniczej, z upływem lat, będą one swoistą kroniką badań naukowych przez nas podejmowanych. W tym roku nasz Wydział obchodzi 60-lecie swojego istnienia. Jak będziemy patrzyli na podejmowane tematy za kilka lat...?

Życzę wszystkim interesujących tematów badawczych i ambitnych publikacji w *Zeszytach Energetycznych*.

Henryk Kudela

Oddziały Spółki



PGE Górnictwo i Energetyka
Konwencjonalna S.A.



Zespół Elektrowni
Dolna Odra



Zespół Elektrociepłowni
Bydgoszcz



Elektrociepłownia
Gorzów



Elektrociepłownia
Zgierz



Elektrownia
Turów



Elektrownia
Bełchatów



Kopalnia Węgla Brunatnego
Bełchatów



Kopalnia Węgla Brunatnego
Turów



Elektrownia
Opole



Elektrociepłownia
Kielce



Elektrociepłownia
Lublin Wrotków



Elektrociepłownia
Rzeszów

DAJEMY
ENERGIĘ
MILIONOM

www.pgegiek.pl

kopalnie
elektrownie
elektrociepłownie

PGE Górnictwo i Energetyka Konwencjonalna
Spółka Akcyjna



PGE Górnictwo i Energetyka Konwencjonalna Spółka Akcyjna

to jeden z koncernów wchodzących w skład największej grupy energetycznej w kraju – Polskiej Grupy Energetycznej. Przedmiotem działalności spółki jest wydobywanie węgla brunatnego oraz wytwarzanie energii elektrycznej i ciepła.













Spółka PGE GiEK S.A. składa się z centrali i 12 oddziałów, zlokalizowanych na terenie dziewięciu województw. Są to kopalnie węgla brunatnego, elektrownie konwencjonalne oraz elektrociepłownie. Centrala spółki znajduje się w Bełchatowie.

PGE GiEK S.A. jest liderem w branży wydobywczej węgla brunatnego (jej udział w rynku wydobywczym tego surowca stanowi 78% krajowego wydobycia), a także największym wytwórcą energii elektrycznej – wytwarza ok. 38% krajowej produkcji energii elektrycznej.

Na rynki lokalne dostarcza również blisko 21 mln GJ ciepła.

PGE Górnictwo i Energetyka Konwencjonalna Spółka Akcyjna zatrudnia łącznie ponad 19 tys. pracowników.

Oddziały PGE GiEK S.A.:

-  Elektrownia Bełchatów
-  Elektrownia Turów
-  Elektrownia Opole
-  Zespół Elektrowni Dolna Odra
-  Zespół Elektrociepłowni Bydgoszcz
-  Elektrociepłownia Gorzów
-  Elektrociepłownia Rzeszów
-  Elektrociepłownia Lublin Wrotków
-  Elektrociepłownia Kielce
-  Elektrociepłownia Zgierz
-  Kopalnia Węgla Brunatnego Bełchatów
-  Kopalnia Węgla Brunatnego Turów

DAJEMY
ENERGIĘ
MILIONOM



PGE Górnictwo i Energetyka
Konwencjonalna S.A.



PGE Górnictwo i Energetyka Konwencjonalna Spółka Akcyjna
97-400 Bełchatów, ul. Węglowa 5
tel. 44 733 73 00, fax: 44 733 73 01
e-mail: kancelaria.giek@gkpge.pl / www.pgegiek.pl



Intensyfikacja konwekcyjnej wymiany ciepła przez mechaniczne zrywanie termicznej warstwy przyściennej

AUTOR: Przemysław Błasiak^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Zbigniew Gnutek^a

^a Zakład Termodynamiki, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: przemyslaw.blasiak@pwr.edu.pl, tel. 71 320 30 91

STRESZCZENIE

W pracy zaprezentowano metodę intensyfikacji wymiany ciepła za pomocą mechanicznego zaburzania termicznej warstwy przyściennej. Podano metodę wyznaczania współczynnika wnikania ciepła w takich warunkach oraz przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych. Mechaniczne zrywanie termicznej warstwy przyściennej jest jedną z aktywnych metod intensyfikacji wymiany ciepła. Laminarna warstwa przyścienna temperatury stanowi główny opór cieplny w procesie wymiany ciepła. Usunięcie tej warstwy za pomocą obrotowych elementów mechanicznych (skrobaków) skutkuje zmniejszeniem całkowitego oporu przenikania ciepła, a przez to zwiększeniem przekazywanego strumienia ciepła. Badania przeprowadzono na specjalnie do tego celu zaprojektowanym stanowisku eksperymentalnym. Czynnikiem roboczym było powietrze. Zbadano wpływ prędkości obrotowej łopatek skrobiących na wymianę ciepła. Wyniki badań zostały zaprezentowane w formie wykresów.

SŁOWA KLUCZOWE: *współczynnik wnikania ciepła, intensyfikacja wymiany ciepła, mieszalnik, termiczna warstwa przyścienna*

1. WPROWADZENIE

Strumień ciepła Q odbierany z powierzchni A przy określonym spadku temperatury ΔT opisany jest za pomocą prawa Newtona zgodnie ze wzorem:

$$Q = \alpha A \Delta T \quad (1)$$

W przypadku, gdy spadek temperatury ΔT jest zadany, np. przez warunki procesu technologicznego, istnieją dwa sposoby na intensyfikację przekazywania ciepła: rozwinięcie powierzchni A wymiany ciepła lub zwiększenie współczynnika wnikania ciepła α [1].

Metody intensyfikacji wymiany ciepła możemy podzielić na dwie grupy: pasywne (nie wymagają dostarczania energii z zewnątrz) i aktywne (wymagają dostarczania dodatkowej energii spoza układu) [2]. Do metod pasywnych zaliczamy: chropowacenie powierzchni, rozwijanie powierzchni (żebra) i turbulizowanie strumienia przepływu za pomocą różnego rodzaju wstawek mechanicznych (np. zawirowywaczy). Wśród metod aktywnych wyróżnia się: mechaniczne zrywanie termicznej warstwy przyściennej, wibracja płynu lub powierzchni wymiany ciepła oraz stosowanie silnych pól elektrostatycznych.

Spośród wszystkich wymienionych metod największy stopień intensyfikacji wymiany ciepła można osiągnąć przy pomocy mechanicznego zrywania termicznej warstwy przyściennej. Przykładem może być praca Hagge i Junkhana [3], gdzie autorzy zaobserwowali ponad dziesięciokrotną intensyfikację wymiany ciepła w porównaniu do warunków bez mechanicznego zaburzania warstwy przyściennej.

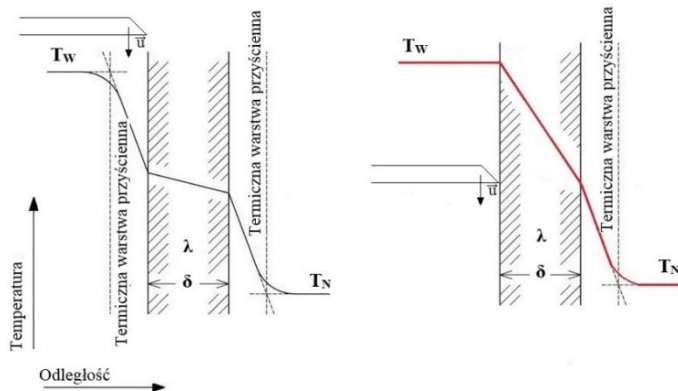
Celem pracy jest zaprezentowanie metody intensyfikacji wymiany ciepła przez mechaniczne zrywanie termicznej warstwy przyściennej oraz podanie metody eksperymentalnego wyznaczania współczynnika wnikania ciepła w tych specyficznych warunkach.

2. MECHANICZNE ZRYWANIE TERMICZNEJ WARSTWY PRZYŚCIENNEJ

2.1. OPIS ZJAWISKA

Zagadnienie mechanicznego zrywania termicznej warstwy przyściennej w literaturze anglosaskiej nazywane jest *scraping of the boundary layer*. W literaturze polskiej używa się także określeń: usuwanie, skrobanie lub zaburzanie warstwy przyściennej. Autor celowo używa określenia termiczna warstwa przyścienna, w celu podkreślenia, że wzrost wymienianego strumienia ciepła spowodowany jest przez zwiększenie gradientu temperatury przy ścianie. Zjawisko to bardziej poglądowo przedstawione jest na rys. 1 na przykładzie przenikania ciepła przez przegrodę płaską. Podczas procesu przenikania ciepła w pobliżu ścianki tworzy się termiczna warstwa przyścienna, czyli cienki obszar, w którym występują największe gradienty temperatury. Warstwa ta stanowi główny opór cieplny w procesie wymiany ciepła. Usunięcie tej warstwy powinno skutkować zmniejszeniem całkowitego oporu cieplnego, a więc zwiększeniem wymienianego strumienia ciepła. Zwykle realizowane jest to przez elementy mechaniczne w postaci łopatek zwanych skrobakami (ang. *scrapers*). Na rys. 1 z lewej strony widać rozkłady temperatury płynu w pobliżu ścianki oraz w samej przegrodzie na chwilę przed usunięciem termicznej warstwy przyściennej przez łopatkę skrobiącą. Jest to tzw. stan niezaburzony, w którym możemy zaobserwować termiczną warstwę przyścienną z obu stron przegrody. Na rys. 1 po prawej stronie przedstawiony jest rozkład temperatur zaraz po przejściu skrobaka w pobliżu ścianki. Ruch łopatki powoduje turbulizację płynu w warstwie przyściennej oraz intensyfikuje mieszanie się elementów płynu znajdujących się w bezpośrednim sąsiedztwie ścianki z elementami płynu z pozostałej jego części. Efektem jest to, co obrazowo nazywamy zrywaniem termicznej warstwy przyściennej, czyli zmniejszenie jej grubości. Temperatura płynu w pobliżu ścianki staje się bardziej wyrównana i niemal równa temperaturze samej ścianki. Zmniejszenie grubości termicznej warstwy przyściennej powoduje zmniejszenie składowej konwekcyjnej oporu cieplnego. Temperatura powierzchni

ścianki, po stronie, gdzie nastąpiło zerwanie termicznej warstwy przyściennej, rośnie. Następuje wzrost różnicy temperatur oraz gradientu w przegrodzie, czego skutkiem, jest zwiększony strumień ciepła.

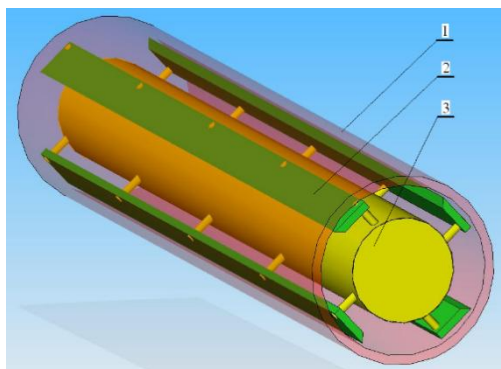


Rys. 1. Mechanizm zwiększania gradientu temperatury w warstwie przyściennej podczas mechanicznego zaburzenia ruchu płynu w pobliżu ścianki

2.2. WYSTĘPOWANIE I ZASTOSOWANIE

Zjawisko mechanicznego zaburzenia termicznej warstwy przyściennej występuje wszędzie tam, gdzie następuje wzajemny ruch elementów maszyn. Zjawisko to jest szczególnie ważne w cieplnych maszynach energetycznych. Przykładami mogą być: silnik Wankla, sprężarki łopatkowe, sprężarki spiralne, silnik spalinowy (tłok i cylinder), itp.

Metoda ta wykorzystywana jest bezpośrednio w skrobakowych wymiennikach ciepła stosowanych w przemyśle chemicznym i spożywczym, głównie do gęstych cieczy. Wymienniki takie w literaturze określa się jako *Scraped Surface Heat Exchanger (SSHE)*, a ich dokładniejszy podział przedstawiony jest w [4]. Istnieje bardzo dużo różnych rozwiązań konstrukcyjnych tych urządzeń, ale można w ich budowie wyróżnić trzy główne części (rys. 2.): 1) stojan, 2) łopatki (skrobaki), 3) wał. Łopatki, umieszczone na obracającym się rotorze, mogą być zamocowane na sztywno lub ustalać swoje położenie pod wpływem sił hydrodynamicznych i odśrodkowych. W wyniku obrotu wału, łopatki poruszające się w bliskiej odległości od ścianki statora, zeszkobują warstwę przyścienną, czego wynikiem jest polepszenie przepływu ciepła. Ciecze przetłaczane wewnątrz SSHE to np.: dżemy, lody, majonezy, margaryny, produkty mięsne itp. Są to zazwyczaj płyny ni-newtonowskie, co trzeba brać pod uwagę przy modelowaniu zjawisk wymiany ciepła w takich urządzeniach. Produkty te przejawiają dużą zależność lepkości od warunków ruchu płynu. Obecnie badania dotyczące zjawiska zrywania termicznej warstwy przyściennej koncentrują się głównie na SSHE. W następnym podrozdziale zostanie przedstawiony aktualny stan wiedzy na temat tych urządzeń.



Rys. 2. Schemat budowy skrobakowego wymiennika ciepła: 1) stojan, 2) łopatką (skrobak), 3) wał

2.3. WYMIENNIKI SKROBAKOWE

Powstało wiele prac mających na celu poznanie zjawisk przepływowych oraz mechanizmów wymiany ciepła w SSHE. Są to głównie prace eksperymentalne oraz numeryczne. Są wśród nich także studia teoretyczne. W początkowym okresie badań (tj. początek lat 60 do końca lat 80), do projektowania SSHE używano głównie teorii penetracji oraz analizy wymiarowej. Analiza wymiarowa jest chętnie stosowana do tej pory [5, 6], ponieważ jest dosyć prosta i uzyskane dzięki niej wyniki, można wykorzystać dla urządzeń geometrycznie podobnych. Stwierdzono, że teoria penetracji daje dobre rezultaty jedynie dla płynów o małych lepkościach, więc ma ona małe zastosowanie dla SSHE (są w nich przetwarzane gęste ciecze o dużej lepkości). Niemniej jednak pojawiają się prace wykorzystujące tę teorię [7, 8].

W ostatniej dekadzie pojawiło się kilka modeli matematycznych stosujących odmienne podejścia niż teoria penetracji i analiza wymiarowa. W pracy [9] autorzy analizowali wymianę ciepła w krystalizatorze. Przy wykorzystaniu prostego modelu wymiany ciepła otrzymali wzór analityczny na współczynnik wymiany ciepła dla chłodzenia (bez zmiany fazy) i krystalizacji (ze zmianą fazy). W pracy [10] wykorzystano analizę asymptotyczną, a następnie wyniki porównano z analizami numerycznymi. Dzięki tej metodzie uzyskano dobrą zgodność wyników przy dużo mniejszym nakładzie obliczeniowym. Modele matematyczne są także przedstawione w [11, 12], gdzie uzyskano rozwiązania analityczne. W pracy [13] przedstawiono model teoretyczny opisujący przepływ w SSHE przy pominięciu wpływu przepływu osiowego oraz przy warunku ogrzewania izotermicznego. Wyniki uzyskanych rozkładów prędkości porównano z wynikami doświadczalnymi otrzymanymi metodą MRI (magnetic resonance imaging). Podkreślono, że bardzo duży wpływ na wymianę ciepła ma kształt łopatek.

Analizując prace eksperymentalne autorzy stwierdzają, że w zależności od prędkości kątowej mamy dwa rodzaje przepływów w SSHE: laminarny oraz wirowy. W pierwszym przypadku jest to superpozycja przepływów Poiseuille'a i Couette'a w przestrzeni pierścieniowej, na które nałożone są dodatkowo perturbacje spowodowane przez łopatki. Ruch wirowy pojawia się po przekroczeniu tzw. krytycznej uogólnionej liczby Taylora

ra Ta_{cg} , po przekroczeniu której pojawiają się wiry Taylora. W pracy [14] pokazano, że dla przestrzeni pierścieniowej bez łopatek $Ta_{cg} \approx 45$ natomiast w przepływie w rzeczywistym w SSHE $Ta_{cg} = 80$. Widać więc, że obecność łopatek w znacznym stopniu wpływa na warunki hydrodynamiczne. Stwierdzono, że przybliżenie przepływu w SSHE poprzez przepływ w szczelinie pierścieniowej, jest błędne, gdyż są to dwa zupełnie różne przepływy. Wykazano też, że wiry Taylora poprawiają mieszanie w kierunku promieniowym przyczyniając się do uzyskania homogenicznej temperatury produktu. Zostało to też potwierdzone w [15], gdzie badano wpływ rodzaju przepływu na rozkład temperatury. Pokazano tam doświadczalnie występowanie stref stagnacji, które wcześniej zostały zauważone przez Baccara i Abida na drodze numerycznej [16]. Należy podkreślić fakt, że praca Baccara i Abida jest jak dotąd jedyną pracą uwzględniającą trójwymiarowy przepływ w SSHE oraz nieizotermiczne warunki brzegowe wzdłuż ścianki. Zwykle badacze zaniebdywali wpływ przepływu osiowego przyjmując uproszczony przepływ dwuwymiarowy, a także nakładając warunek brzegowy pierwszego rodzaju stałej temperatury ścianki [17, 18, 19]. Niemniej jednak prace te ujawniły wiele ciekawych szczegółów dotyczących zjawisk zachodzących w SSHE. Brano pod uwagę płyny newtonowskie i nienewtonowskie i w obu przypadkach okazało się, że obszar w pobliżu łopatki (skrobaka) jest najbardziej interesujący. W pobliżu ostrza łopatki występuje maksymalna temperatura oraz maksymalny strumień ciepła, a więc i współczynnik wymiany ciepła α . Ponadto potwierdzono przypuszczenia Hagge i Yunkhana [3], że pomiędzy skrobakiem a ścianką występuje przepływ turbulentny mimo, że globalnie panuje przepływ laminarny. Pokazują to rozkłady prędkości, dla szczeliny między ścianką, a ostrzem skrobaka rzędu $130\mu\text{m}$, gdzie zaobserwowano strefę recyrkulacji.

W pracy [20] autorzy wykorzystali technikę PIV (Particle Image Velocimetry) w celu uzyskania informacji na temat rzeczywistych rozkładów prędkości w SSHE. Wyniki eksperymentalne porównano z obliczeniami CFD uzyskując dobrą zgodność. Dane te jednak dotyczyły tylko wybranych przekrojów. Natomiast w [21] tą samą techniką uzyskano po raz pierwszy trójwymiarowy rozkład prędkości w SSHE. Wadą metody PIV jest jednak konieczność utrzymywania izotermicznej temperatury ścianki stojana, aby można było przeprowadzić pomiar. W związku z tym rozkłady prędkości w rzeczywistym SSHE mogą być inne. Ci sami autorzy [22] badali eksperymentalnie oraz numerycznie wpływ dyssypacji energii, spowodowanej lepkością, na wymianę ciepła. Wyniki numeryczne nieco odbiegały od doświadczalnych ze względu na przyjęcie założenia dwuwymiarowego przepływu, co miało wpływ na uzyskany rozkład temperatury w pobliżu rotora. Podano warunki pozwalające określić w jakiej sytuacji można zaniedbać dyssypację energii w SSHE oraz korelację liczby Nusselta w funkcji liczb Reynoldsa, Prandtla i Brinkmana.

W najnowszych pracach z zakresu SSHE [23, 24] pojawiła się nowa konstrukcja tego typu wymiennika ciepła nazwana RSSHE (Reciprocating Scraped Surface Heat Exchanger). Efekt skrobania warstwy przysiennej uzyskiwany jest za pomocą ruchu posuwisto zwrotnego. Rolę skrobaków pełnią tu pół cylindryczne tłoki, zamontowane naprzemiennie na długim tłoczysku, które są dobrze dopasowane do powierzchni wymiany ciepła. Konstrukcję stanowi wiele rurek, wewnątrz których przesuwają się skrobiące tłoki. Dodatko-

wo ruch tłoków powoduje makroskopowe przesunięcia płynu wzmagając tym samym mieszanie i wymianę ciepła.

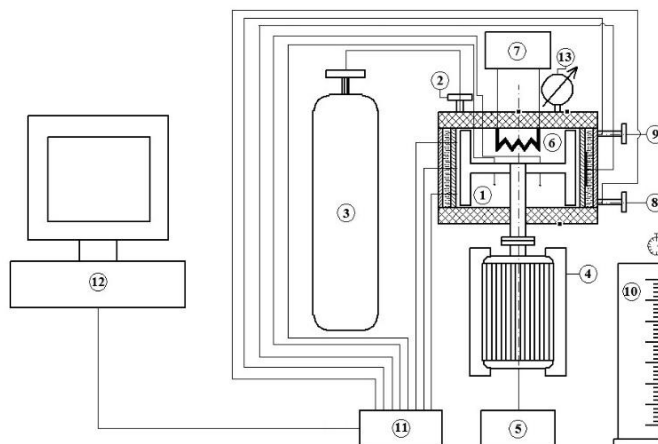
3. METODA BADAWCZA

Podczas zjawiska zrywania termicznej warstwy przyściennej, największy wpływ na wielkość przekazywanego strumienia ciepła ma sześć głównych parametrów: 1) Prędkość obrotowa n łopatek skrobiących, 2) liczba Prandtla Pr czynnika roboczego, 3) wielkość szczeliny δ pomiędzy końcem ostrza łopatki a ścianką, 4) ciśnienie p gazu w cylindrze, 5) intensywność chłodzenia cylindra, 6) kształt ostrza łopatki skrobiącej. W celu możliwości zbadania wpływu tych parametrów na wymianę ciepła, autor zaprojektował specjalne stanowisko badawcze pozwalające na wyznaczenie wartości współczynnika wnikania ciepła w warunkach mechanicznego zaburzania termicznej warstwy przyściennej.

Schemat ideowy stanowiska badawczego przedstawiony jest na rys. 3. Do zaizolowanego cieplnie prasowaną wełną szklaną cylindra 1, o średnicy wewnętrznej 140 mm i wysokości 80 mm, wprowadzany był czynnik gazowy przez iglicowy zawór dolotowy 2 połączony z butlą gazową 3. Wewnątrz cylindra umieszczone były dwie łopatki skrobiące w kształcie litery „T”, zamontowane na obrotowym wale, których zadaniem było zaburzanie termicznej warstwy przyściennej. Wał napędzany był za pomocą silnika elektrycznego 4. Prędkość obrotowa wału sterowana była w sposób płynny za pomocą falownika 5. Do czynnika roboczego doprowadzany był stały strumień ciepła $Q = 100$ W za pomocą grzałki 6 umieszczonej pod pokrywą cylindra. Moc grzałki regulowana była za pomocą autotransformatora i mierzona przy użyciu watomierza 7. Czynnik roboczy chłodzony był za pomocą płaszcza wodnego utworzonego w szczelinie pierścieniowej pomiędzy zewnętrzną powierzchnią pobocznicy cylindra i wewnętrzną powierzchnią pobocznicy pokrywy cylindra. Czynnikiem chłodzącym była woda pobierana z sieci wodociągowej. Na wlocie 8 i wylocie 9 płaszcza wodnego, mierzona była temperatura wody, aby możliwe było dokonanie bilansu cieplnego stanowiska. W celu potwierdzenia stałego strumienia wody chłodzącej wykorzystano metodę wagową mierzac za pomocą stopera czas napełniania menzurki 10. Za pomocą cienkich linii przedstawione zostały najważniejsze przewody doprowadzone do czujników pomiarowych zamontowanych na stanowisku. Wewnątrz cylindra mierzona była temperatura gazu T_g w dwóch punktach za pomocą termopar. Temperatura wewnętrznej powierzchni ścianki cylindra T_s mierzona była za pomocą termopar w trzech punktach wzdłuż wysokości ścianki. Na zewnętrznej powierzchni pobocznicy cylindra umieszczony był czujnik gęstości strumienia ciepła q , który oznaczono w przesadzie pogrubioną kreską. Ponadto mierzona była temperatura górnej i dolnej zewnętrznej powierzchni cylindra za pomocą termopar w punktach oznaczonych zaczernionymi kwadratami. Wszystkie sygnały pomiarowe rejestrowane były przez aparaturę pomiarową firmy National Instruments 11 i dalej zapisywane na dysku twardym komputera 12. Ciśnienie gazu wewnątrz cylindra było monitorowane za pomocą manometru sprężynowego 13. Wszystkie wielkości mierzone na stanowisku były kontrolowane aż do osiągnięcia stanu ustalonego. Średni czas potrzebny do ustabilizowania się

wszystkich parametrów to około cztery godziny. Następnie znając z pomiarów temperatury średnie ścianki i płynu oraz gęstość strumienia ciepła, można było wyznaczyć wartość współczynnika wnikania ciepła α bezpośrednio ze wzoru Newtona (2). Na rys. 4 przedstawiono cylinder wraz z układem łopatek skrobiących.

$$\alpha = \frac{q}{T_g - T_s} \quad (2)$$



Rys. 3. Schemat ideowy stanowiska badawczego do wyznaczenia współczynnika wnikania ciepła w warunkach mechanicznego zrywania termicznej warstwy przyściennej (opis w tekście)



Rys. 4. Cylinder wraz z układem łopatek skrobiących

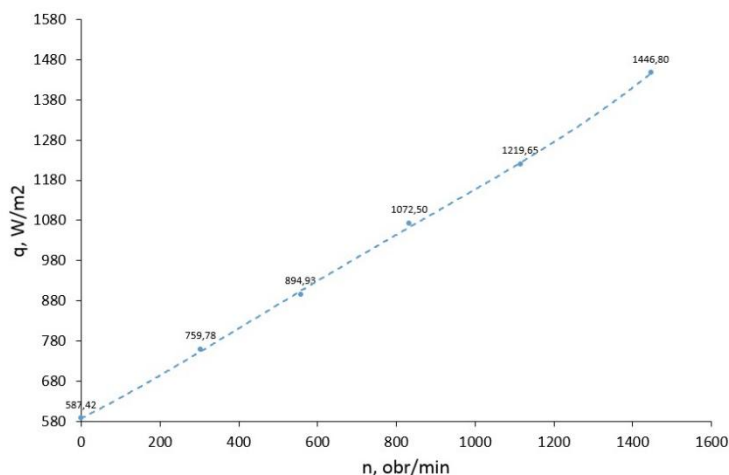
4. WYNIKI I DYSKUSJA

Przeprowadzone badania miały na celu zbadanie wpływu prędkości obrotowej łopatek skrobiących na wymianę ciepła. Czynnikiem roboczym było powietrze pod ciśnieniem atmosferycznym. Wielkość szczeliny δ pomiędzy końcem ostrza łopatki a ścianką cylindra

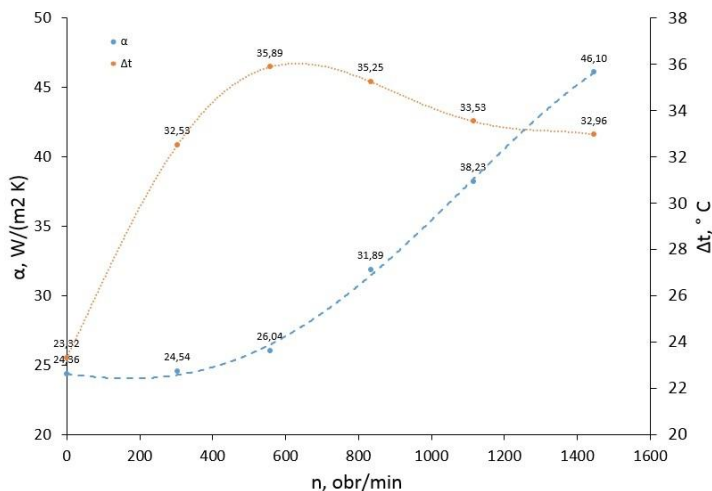
dra była stała i wynosiła 13,5 mm. Prędkość obrotowa łopatek zmieniała się w granicach od 0–1500 obr/min.

Na rys. 5 przedstawiono zależność gęstości strumienia ciepła q w funkcji prędkości obrotowej n . Widać na nim ewidentnie, że wraz ze wzrostem prędkości obrotowej gęstość strumienia ciepła rośnie liniowo. Taki sam rezultat otrzymali Hagge i Junkhan [3], którzy także prowadzili badania dla powietrza. W obecnej pracy, dla badanego zakresu prędkości, uzyskano trzykrotną intensyfikację wymiany ciepła w porównaniu do warunków bez zaburzania termicznej warstwy przyściennej. Wynik ten jest odmienny niż w pracy Hagge i Junkhana, gdzie autorzy zaobserwowali jedenastokrotną intensyfikację wymiany ciepła. Może to wynikać z faktu, że prowadzili oni badania przy wyższych prędkościach obrotowych (do 2000 obr/min) i przy mniejszych szczelinach pomiędzy końcem ostrza łopatki a ścianką (szczelina maksymalna $\delta = 3,71$ mm).

Na rys. 6 zaprezentowano wartości współczynnika wnikania ciepła α w funkcji prędkości obrotowej n . W tym przypadku zależność nie jest już liniowa. Wynika to z nieliniowego charakteru różnicy temperatur pomiędzy gazem a powierzchnią cylindra. Wartość współczynnika wnikania ciepła dla maksymalnej prędkości obrotowej zwiększyła się dwukrotnie w porównaniu z wartością dla zerowej prędkości łopatek. Ponadto widać, że do prędkości około 600 obr/min wartość współczynnika wnikania ciepła jest niemal stała. Mimo to gęstość strumienia ciepła rośnie liniowo. Nagły wzrost wartości współczynnika wnikania ciepła sugeruje zmianę warunków przepływu w cylindrze po przekroczeniu krytycznej prędkości 600 obr/min. Wyjaśnienie tego zjawiska wymaga jednak dalszych badań, które zostaną zaprezentowane w następnej pracy.



Rys. 5. Wykres gęstości strumienia ciepła q w funkcji prędkości obrotowej n



Rys. 6. Wykres współczynnika wnikania ciepła α oraz różnicy temperatury Δt w funkcji prędkości obrotowej n

5. PODSUMOWANIE

W pracy poruszono tematykę wymiany ciepła w warunkach mechanicznego zaburzania termicznej warstwy przyściennej. Omówiono mechanizm intensyfikacji wymiany ciepła oraz obecny stan wiedzy dotyczący tego zagadnienia. Przedstawiono wyniki badań przeprowadzonych na specjalnie zaprojektowanym stanowisku badawczym, które miały na celu pokazać wpływ prędkości obrotowej łopatek skrobiących na wymianę ciepła. Dla badanego zakresu prędkości (0–1500 obr/min) otrzymano liniowy wzrost gęstości strumienia ciepła wraz ze wzrostem prędkości obrotowej łopatek skrobiących oraz trzykrotną intensyfikację wymiany ciepła w porównaniu do warunków bez zaburzania termicznej warstwy przyściennej.

LITERATURA

- [1] **Madejski J.:** *Teoria wymiany ciepła*, Wydawnictwo Politechniki Szczecińskiej, Szczecin 1998, 497-535.
- [2] **Bergles A.E.:** *Techniques to enhance heat transfer*, In *Handbook of Heat Transfer*, 3rd edition McGraw-Hill New York, 11,1–11,76, 1998.
- [3] **Hagge J.K., Junkhan G.H.:** *Mechanical augmentation of convective heat transfer in air*, Journal of Heat Transfer 97(4), 516-520, 1975. DOI:10.1115/1.3450421.
- [4] **Penney W. R., Bell K. J.:** *Close-Clearance Agitators—Part 1. Power Requirements*, Ind. Eng. Chem., 1967, 59 (4), 39–46.
- [5] **Lakhdar M. B., Cerecero R., Alvarez G., Guilpart J., Flick D., Lallemand A.:** *Heat transfer with freezing in a scraped surface heat exchanger*, Applied Thermal Engineering, 25, 2005, 45–60.
- [6] **Boccardi G., Celata G.P., Lazzarini R., Saraceno L., Trinchieri R.:** *Development of a heat transfer correlation for a Scraped-Surface Heat Exchanger*, Applied Thermal Engineering, 30, 2010, 1101–1106.

- [7] **Landfeld A., Kyhos K., Strohal J., Sestak J., Houska M.:** *Heat transfer with heating and cooling granular materials in a scraped-surface homogeniser*, Journal of Food Engineering, 77, 2006, 708–712.
- [8] **Pawar S. B., Mujumdar A.S., Thorat B.N.:** *Flow pattern and heat transfer in agitated thin film dryer*, Chemical Engineering and Processing, 2011.
- [9] **Qin F. G. F., Chen X. D., Russell A. B.:** *Heat Transfer at the Subcooled-Scraped Surface with/without Phase Change*, AIChE Journal, 2003, Vol. 49, No. 8.
- [10] **Fitt A. D., Lee M. E. M., Please C. P.:** *Analysis of heat flow and “channelling” in a scraped-surface heat exchanger*, J Eng Math, 2007, 57, 407–422.
- [11] **Duffy B. R., Wilson S. K., Lee M. E. M.:** *A mathematical model of fluid flow in a scraped-surface heat exchanger*, J Eng Math, 2007, 57, 381–405.
- [12] **Smith A. A. T., Wilson S. K., Duffy B. R., Hall-Taylor N.:** *Heat and fluid flow in a scraped-surface heat exchanger containing a fluid with temperature-dependent viscosity*, J Eng Math, 2010, 68, 301–325.
- [13] **Wang W., Walton J. H., McCarthy K. L.:** *Flow profiles of power law fluids in scraped surface heat exchanger geometry using MRI*, Journal of Food Process Engineering, Vol. 22, 1, 11–27, 1999.
- [14] **Dumont E., Fayolle F., Legrand J.:** *Flow regimes and wall shear rates determination within a scraped surface heat exchanger*, Journal of Food Engineering, 45, 2000, 195–207.
- [15] **Dumont E., Della Valle D., Fayolle F.:** *Influence of flow regimes on temperature heterogeneities within a scraped surface heat exchanger*, Journal of Food Process Engineering, 23, 2000, 207–220.
- [16] **Baccar M., Salah Abid M.:** *Numerical analysis of three-dimensional flow and thermal behaviour in a scraped-surface heat exchanger*, Revue Générale de Thermique, Vol. 36, 10, 1997, 782–790.
- [17] **Stranzinger M., Bieder A., Feigl K., Windhab E.:** *Effects of flow incidence and secondary mass flow rate on flow structuring contributions in scraped surface heat exchangers*, Journal of Food Process Engineering, 25, 2002, 159–187.
- [18] **Sun K.-H., Pyle D.L., Fitt A.D., Please C.P., Baines M.J., Hall-Taylor N.:** *Numerical study of 2D heat transfer in a scraped surface heat exchanger*, Computers & Fluids, 33, 2004, 869–880.
- [19] **Yataghene M., Pruvost J., Fayolle F., Legrand J.:** *CFD analysis of the flow pattern and local shear rate in a scraped surface heat exchanger*, Chemical Engineering and Processing, 47, 2008, 1550–1561.
- [20] **Yataghenea M., Fayolle F., Legrand J.:** *Numerical and experimental investigation of flow patterns in scraped surface heat exchangers*, Proceedings of European Congress of Chemical Engineering (ECCE-6) Copenhagen, 16–20.09.2007.
- [21] **Mourad Y., Francine F., Legrand J.:** *Flow patterns analysis using experimental PIV technique inside scraped surface heat exchanger in continuous flow conditio*, Applied Thermal Engineering, 2011, 1–14.
- [22] **Yataghenea M., Fayolle F., Legrand J.:** *Experimental and numerical analysis of heat transfer including viscous dissipation in a scraped surface heat exchanger*, Chemical Engineering and Processing, 48, 2009, 1445–1456.
- [23] **Solano J.P., García A., Vicente P.G., Viedma A.:** *Flow pattern assessment in tubes of reciprocating scraped surface heat exchangers*, International Journal of Thermal Sciences, 50, 2011, 803–815.
- [24] **Solano J.P., García A., Vicente P.G., Viedma A.:** *Flow field and heat transfer investigation in tubes of heat exchangers with motionless scrapers*, Applied Thermal Engineering, 31, 2011, 2013–2024.



Modelowanie procesu odzysku ciepła ze spalin z kondensacją

AUTOR: Krzysztof Polko^a

^a Zakład Mechaniki i Systemów Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: krzysztof.polko@pwr.edu.pl, tel. 71 320 44 85

STRESZCZENIE

W artykule przedstawiono metodologię obliczeń kondensacyjnego wymiennika ciepła spaliny-woda, służącego do odzysku ciepła odpadowego spalin wylotowych bloku energetycznego węglowego. Obliczenia oparto na modelu matematycznym Colburna–Hougena. Opracowano modyfikację tego modelu, polegającą na uzupełnieniu go o formuły obliczające wartość współczynnika zawilżenia spalin w danej temperaturze na podstawie wykresu Molliera. Bazując na powyższej modyfikacji modelu, opracowano algorytm obliczeń wymiennika ciepła zainstalowanego w kanale spalin bloku energetycznego opalanego węglem brunatnym.

SŁOWA KLUCZOWE: *wymiennik ciepła, kondensacja, ciepło odpadowe*

1. WPROWADZENIE

Zagadnienie odzysku ciepła odpadowego spalin budzi zainteresowanie ze względu na wzrost sprawności elektrowni związany z odzyskiwanym ciepłem [1]. W ostatnim dwudziestoleciu zaczęto rozwijać komercyjną technikę odzysku ciepła odpadowego spalin oraz opracowywać sposoby jak najlepszego jego wykorzystania [2]. Nie buduje się już nowych bloków energetycznych węglowych nie posiadających układów odzysku ciepła ze spalin [3]. W celu odzysku większego strumienia ciepła istnieje zatem potrzeba zainstalowania wymiennika ciepła z kondensacją pary wodnej zawartej w spalinach.

Celem artykułu jest przedstawienie metodyki obliczeń pola powierzchni kondensacyjnego wymiennika ciepła spaliny-woda, służącego do odzysku ciepła odpadowego spalin wylotowych bloku energetycznego opalanego węglem brunatnym.

Modelowanie procesu wymiany ciepła z kondensacją pary zawartej w spalinach komplikuje fakt, iż skraplanie odbywa się w obecności gazów inertnych. W omawianym przypadku są to: CO₂, CO, SO₂, N₂, O₂. Dodatkowo strumień odzyskanego ciepła powstaje w wyniku: przejmowania ciepła na skutek różnicy temperatur pomiędzy

spalinami T_g a kondensatem T_i oraz dyfuzji cząsteczek pary wodnej wskutek różnicy stężeń między parą zawartą rdzeniu strumienia spalin y_{H_2O} a parą płynącą przy powierzchni kondensatu y_i .

W 1934 roku Colburn i Hougen [4] opracowali metodę obliczania wymiennika ciepła z kondensacją, bazującą na dyskretyzacji powierzchni wymiany ciepła z powodu zmieniających się współczynników wnikania ciepła, strumieni ciepła, różnic temperatur itd. w poszczególnych punktach wymiennika. Metoda Colburna–Hougena bazuje na rozwiązywaniu równania Colburna–Hougena metodą kolejnych przybliżeń, która nie jest zbieżna. Ponadto strumień masy pary wodnej na wylocie wymiennika jest zakładany wstępnie, a nie obliczany, przez co zarówno strumień masy wody chłodzącej, kondensatu, jak i całkowity strumień ciepła przekazanego wodzie podlegają znacznej weryfikacji.

W 2010 roku K. Jeong, E. Levy i in. [5], bazując na modelu Colburna–Hougena, opracowali model analityczny jednobiegowego krzyżowego wymiennika ciepła z kondensacją i schładzaniem spalin. Podczas obliczeń wymiany ciepła pominięte zostały opory ciepła kondensatu, znajdującego się na powierzchni rury po stronie spalin. Przyjęto, że współczynnik przejmowania ciepła jest taki sam jak dla rury, co spowodowało niedokładne określenie współczynnika przenikania ciepła ze spalin do wody.

W artykule do obliczeń kondensacyjnego wymiennika ciepła zastosowano m.in. modele [4-7]. Opracowano model matematyczny płaszczowo-rurowego wymiennika ciepła. Założono, że proces schładzania spalin odbywa się bez kondensacji, a następnie (po schłodzeniu spalin poniżej punktu rosy) z kondensacją. W stosunku do prac [5-6] wprowadzono współczynnik zawilżenia spalin X na podstawie wykresu Molliera. W stosunku do pracy [5], opracowano metodę obliczeń liczby Lewisa spalin, korzystając z jej definicji. Dotychczas w literaturze przyjmowano stałą wartość liczby Lewisa [5, 8]. Ponadto rozszerzono teorię Chapmana–Enskoga, mającą ograniczenie do obliczenia współczynnika dyfuzji masy D dla dwuskładnikowych mieszanin, wprowadzając hipotezę o proporcjonalności liczby Lewisa Le do udziałów molowych składników gazowych. Najważniejszym osiągnięciem autora jest zaproponowanie algorytmu obliczeń wymiennika, bazującego na przedstawionej modyfikacji modelu matematycznego Colburna–Hougena.

2. MODEL MATEMATYCZNY

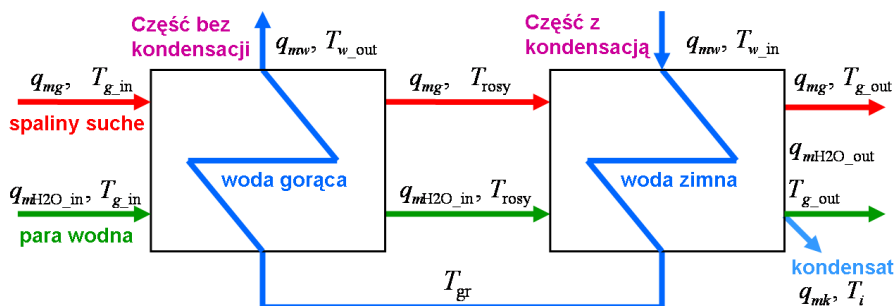
2.1. ZAŁOŻENIA MODELU

W modelu matematycznym przyjęto następujące założenia:

- a) przepływ ciepła jest ustalony i jednowymiarowy;
- b) wymiennik ciepła jest płaszczowo-rurowy, krzyżowo-przeciwprądowy typu spaliny-woda;
- c) skraplanie pary wodnej zachodzi tylko na powierzchni pionowych rur;
- d) proces schładzania spalin odbywa się w stałym ciśnieniu p ;
- e) strumień masy wody chłodzącej w rurach jest stały;

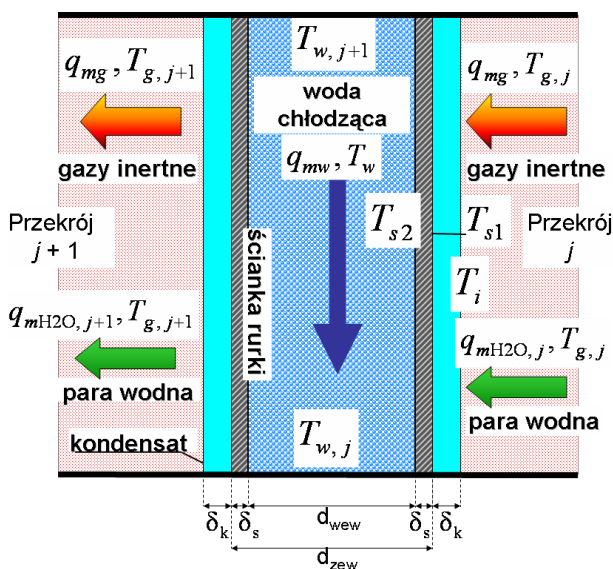
- f) zachodzi jedynie kondensacja błonowa;
- g) nie występują straty ciepła do otoczenia.

Schemat blokowy procesu schładzania spalin w kondensacyjnym wymienniku ciepła przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Schemat blokowy procesu wymiany ciepła pomiędzy spalinami i wodą

W celu wyprowadzenia równań modelu opracowano objętość kontrolną przedstawioną na rys. 2.



Rys. 2. Objętość kontrolna modelu wraz z oznaczonymi parametrami cieplno-przepływowymi

2.2. MODEL WYMIANY CIEPŁA BEZ KONDENSACJI

Proces schładzania spalin bez kondensacji pary wodnej trwa do momentu, aż temperatura spalin osiągnie punkt rosy T_{rosy} . Strumień masy pary q_{mH2O} , a więc i całkowity strumień spalin mokrych q_{mspm} , nie ulegają zmianie. Proces odbywa się przy stałym współczynniku zawilżenia spalin X .

Strumień ciepła Q pobranego ze spalin przez wodę chłodzącą składa się jedynie ze strumienia ciepła jawnego Q_j spalin suchych i pary wodnej:

$$Q_j = q_{mspm} \cdot (c_{p_spm}(T_{g_in}) \cdot T_{g_in} - c_{p_spm}(T_{rosy}) \cdot T_{rosy}) \quad (1)$$

gdzie T_{g_in} – temperatura spalin na wlocie wymiennika.

Równanie różniczkowe bilansu ciepła dla wody i spalin jest postaci:

$$\alpha_g \cdot (T_g - T_s) \cdot dA = q_{mw} \cdot c_{p_w}(T_w) \cdot dT_w = \alpha_w \cdot (T_s - T_w) \cdot dA \quad (2)$$

gdzie: T_s – średnia temperatura ścianki rury;

T_w – temperatura wody chłodzącej;

T_g – temperatura spalin;

α_w – współczynnik wnikania ciepła do wody;

α_g – współczynnik przejmowania ciepła od strony spalin;

q_{mw} – strumień masy wody chłodzącej;

Wartość współczynnika przejmowania ciepła od strony spalin α_g wyznaczono z formuły obliczeniowej na liczbę Nusselta dla rury nie pokrytej warstwą kondensatu [5]:

$$Nu = 0,27 \cdot Re^{0,63} \cdot Pr^{0,36} \quad (3)$$

2.3. MODEL WYMIANY CIEPŁA Z KONDENSACJĄ

Od momentu zajścia kondensacji strumień masy pary wodnej q_{mH_2O} , a zarazem strumień masy spalin mokrych q_{mspm} , maleją na drodze spalin w wymienniku ciepła zgodnie z równaniem bilansu masy:

$$q_{mspm} = q_{mg} + q_{mH_2O} = q_{mg} + X \cdot q_{mg} \quad (4)$$

Równanie Colburna-Hougena przyjmuje tutaj postać:

$$\alpha_g \cdot (T_g - T_i) + r_{H_2O} \cdot k_m \cdot (y_{H_2O} - y_i) = k \cdot (T_g - T_w) = q_{mw} \cdot c_{pw} \cdot \frac{dT_w}{dA} \quad (5)$$

Najważniejszą modyfikacją modelu Colburna-Hougena, zaproponowaną przez autora, było uzupełnienie metodologii obliczeń, opisanej w [4] o wzory pozwalające wyznaczyć udział molowy pary wodnej w rdzeniu strumienia y_{H_2O} przy pomocy współczynnika zawilżenia spalin X . Współczynnik ten jest, oprócz temperatury i ciśnienia, trzecim parametrem stanu spalin. Definiuje się go jako stosunek strumienia masy pary wodnej do strumienia masy spalin suchych [9]:

$$X = \frac{q_{mH_2O}}{q_{mg}} = \frac{M_{H_2O}}{M_g} \cdot \frac{P_{H_2O}}{P - P_{H_2O}} \quad (6)$$

gdzie: $p_{\text{H}_2\text{O}}$ – ciśnienie parcjale pary wodnej w funkcji temperatury spalin, obliczane z formuły aproksymacyjnej, podanej w [10], $M_{\text{H}_2\text{O}}$, M_g – masa molowa odpowiednio pary wodnej i gazów inertnych.

Wtedy strumień masy kondensatu wynosi:

$$q_{mk} = q_{mg} \cdot (X_1 - X_2) \quad (7)$$

gdzie X_1 , X_2 – współczynniki zawilżenia spalin na wlocie i wylocie wymiennika.

Szukany udział molowy pary wodnej $y_{\text{H}_2\text{O}}$ jest więc równy:

$$y_{\text{H}_2\text{O}} = \frac{\frac{q_{m\text{H}_2\text{O}}}{q_{m\text{H}_2\text{O}} + q_{mg}}}{M_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \left(\frac{1 - \frac{q_{m\text{H}_2\text{O}}}{q_{m\text{H}_2\text{O}} + q_{mg}}}{M_g} + \frac{q_{m\text{H}_2\text{O}}}{(q_{m\text{H}_2\text{O}} + q_{mg})M_{\text{H}_2\text{O}}} \right)} \quad (8)$$

Dzięki zaproponowanej modyfikacji, równanie Colburna–Hougena można rozwiązywać w sposób algebraiczny, bez użycia metody kolejnych przybliżeń. W równaniu tym występuje dokładnie jedna niewiadoma – temperatura powierzchni kondensatu T_i .

Spadek temperatury rosy T_{rosy} , obliczony z formuły aproksymacyjnej podanej w [10], ze względu na skraplający się kondensat i zmniejszające się ciśnienie parcjale pary $p_{\text{H}_2\text{O}}$, wpływa na udział molowy pary nieskroplonej przy powierzchni kondensatu na rurach (równanie Antoine’a [11]):

$$y_i = 1000 \cdot \frac{\exp \left[16,262 - \frac{3799,89}{T_{\text{rosy}} + 226,35} \right]}{p_{\text{atm}}} \quad (9)$$

Współczynnik przejmowania ciepła od strony spalin α_g wyznaczono z formuły [12]:

$$\alpha_g = \frac{11,36}{3} \left(\frac{\lambda_k^3 \rho_k (\rho_k - \rho_{\text{H}_2\text{O}}) g r_{\text{H}_2\text{O}}}{4\mu_k (T_{\text{rosy}} - T_w) b} \right)^{\frac{1}{4}} \left(\frac{v_{spm}^2 \rho_{spm} \alpha_{g,n}}{g \lambda_k \rho_k} \right)^{0,08} Nu^{-0,58} \quad (10)$$

W modelu matematycznym opracowano również procedurę obliczania liczby Lewisa spalin wprost z jej definicji. Zgodnie z teorią Chapmana–Enskoga [13], wartość współczynnika dyfuzji pary wodnej w danym składniku spalin wynosi:

$$D_{\text{H}_2\text{O}}(D; T; T_g) = D(T) \cdot \left(\frac{T_g + 273,15}{T} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (11)$$

gdzie $D(T)$ – współczynnik dyfuzji pary wodnej w danym składniku spalin w temperaturze T , podany w tablicach [9].

Wzór powyższy ogranicza się jedynie do mieszanin dwuskładnikowych. Stąd dla spalin, będących mieszaniną wieloskładnikową, zaproponowano hipotezę proporcjonalności współczynnika dyfuzji do udziałów molowych poszczególnych składników gazowych. Zgodnie z tą hipotezą, wzór na liczbę Lewisa spalin jest postaci:

$$Le = \left(\frac{y_{\text{CO}_2} \cdot D_{\text{H}_2\text{O}}(0,202 \cdot 10^{-4}; 307,4; T_g)}{v_{\text{spm}}(T_g) \cdot (y_{\text{CO}_2} + y_{\text{N}_2} + y_{\text{O}_2})} + \frac{y_{\text{N}_2} \cdot D_{\text{H}_2\text{O}}(0,293 \cdot 10^{-4}; 298,2; T_g)}{v_{\text{spm}}(T_g) \cdot (y_{\text{CO}_2} + y_{\text{N}_2} + y_{\text{O}_2})} + \frac{y_{\text{O}_2} \cdot D_{\text{H}_2\text{O}}(0,282 \cdot 10^{-4}; 308,1; T_g)}{v_{\text{spm}}(T_g) \cdot (y_{\text{CO}_2} + y_{\text{N}_2} + y_{\text{O}_2})} \right) \cdot Pr^{-1} \quad (12)$$

Wartość liczby Lewisa spalin niezbędna jest do wyznaczenia współczynnika wnikania masy [5]:

$$k_m = \frac{\alpha_g \cdot M_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \ln \left(\frac{1 - y_i}{1 - y_{\text{H}_2\text{O}}} \right)}{c_{pg} \cdot M_{\text{spm}} \cdot (y_{\text{H}_2\text{O}} - y_i) \cdot Le^{\frac{2}{3}}} \quad (13)$$

Całkowity strumień ciepła Q pobranego przez wodę składa się ze: strumienia ciepła jawnego spalin suchych, strumienia ciepła jawnego pary, strumienia ciepła utajonego oraz strumienia ciepła schłodzonego kondensatu. Zatem:

$$Q = q_{\text{mspm_in}} \cdot c_{p_spm}(T_{\text{rosy}}) \cdot T_{\text{rosy}} - q_{\text{mspm_out}} \cdot c_{p_spm}(T_{g_out}) \cdot T_{g_out} + r_{\text{H}_2\text{O}} \cdot q_{mk} + q_{mk} \cdot c_{pw} \cdot (T_{\text{rosy}} - T_{g_out}) \quad (14)$$

W powyższych wzorach, właściwości fizyczne spalin, kondensatu i wody obliczono z formuł aproksymacyjnych podanych w [10].

3. ALGORYTM OBLICZEŃ

Opracowany algorytm obliczeń kondensacyjnego wymiennika ciepła bazuje na modyfikacjach modelu Colburna–Hougena zaproponowanych w poprzednim rozdziale. Schemat obliczeń podzielono na cztery procedury odpowiadające modelowi matematycznemu:

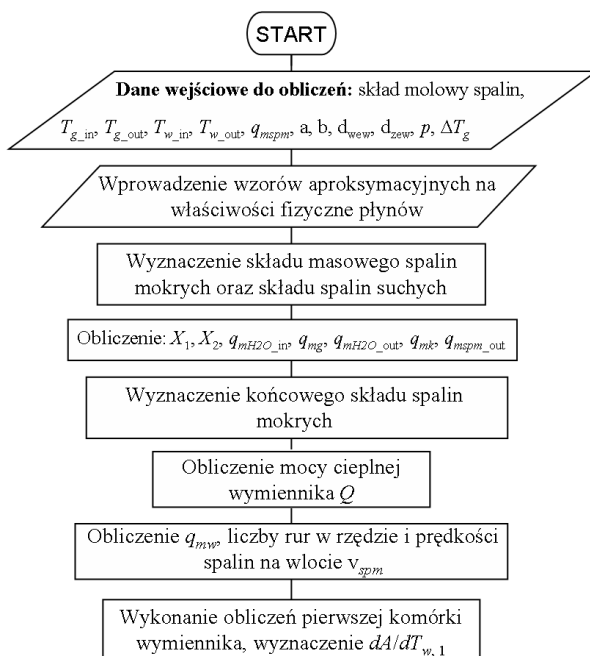
- inicjującą zmiennie i przeprowadzającą wstępne obliczenia;
- prowadzącą obliczenia dla części wymiennika bez kondensacji;
- prowadzącą obliczenia dla sekcji wymiennika z kondensacją;
- przeprowadzającą obliczenia końcowe.

Procedura obliczeń wstępnych służy głównie do wstępnego wyznaczenia: strumienia masy wody chłodzącej q_{mw} , całkowitej mocy cieplnej wymiennika Q , strumienia masy kondensatu q_{mk} oraz liczby komórek obliczeniowych wymiennika.

Istotą obliczeń każdej komórki wymiennika ciepła w procedurach obliczeń sekcji bez kondensacji i z kondensacją jest wyznaczenie przyrostu pola powierzchni rur po zmianie temperatury wody chłodzącej dA/dT_w , odpowiadającego przyjętemu stałemu spadkowi temperatury spalin o ΔT_g . Spadek ten jest miarą każdej komórki wymiennika. W kolejnych komórkach obliczeniowych maleje temperatura spalin T_g aż do osiągnięcia punktu rosy T_{rosy} , co przerywa obliczenia sekcji wymiennika ciepła bez kondensacji. Procedura obliczeń sekcji wymiennika ciepła z kondensacją przebiega do momentu, aż temperatura spalin osiągnie założoną wartość na wylocie T_{g_out} .

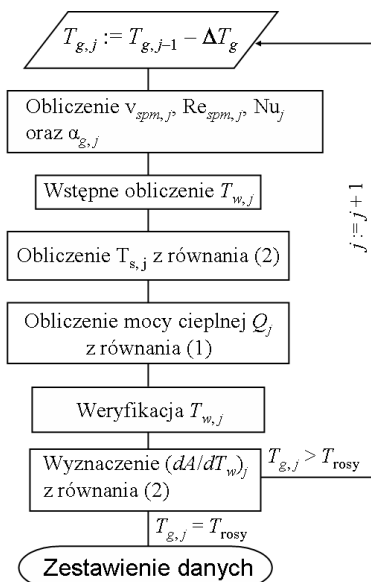
Celem procedury obliczeń końcowych jest wyznaczenie pola powierzchni wymiany ciepła A , czyli pola powierzchni zewnętrznej rur. Wielkość tę obliczono całkując numerycznie wyrażenie dA/dT_w , którego wartość wyznaczono w każdej komórce obliczeniowej. Drugim celem procedury jest obliczenie dokładnej geometrii wymiennika ciepła – liczby rur z wodą, liczby rzędów rur, całkowitej długości wszystkich rur oraz długości L wymiennika ciepła.

Schemat blokowy poszczególnych procedur obliczeń przedstawiono na rys. 3–5. Algorytm obliczeń krok po kroku przedstawiono w pracy [14].

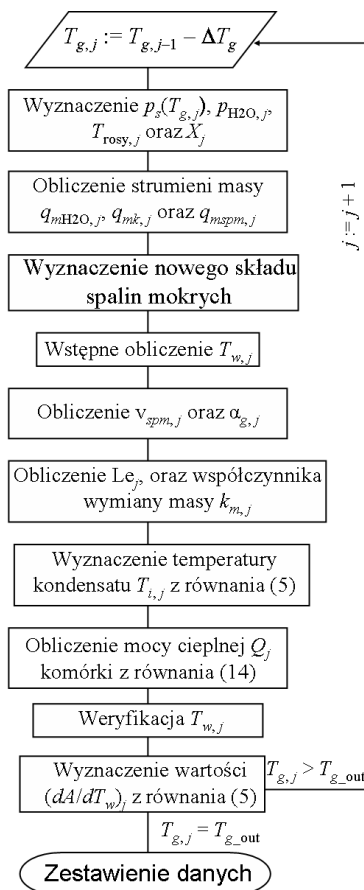


Rys. 3. Schemat blokowy procedury inicjującej zmienne i przeprowadzającej wstępne obliczenia

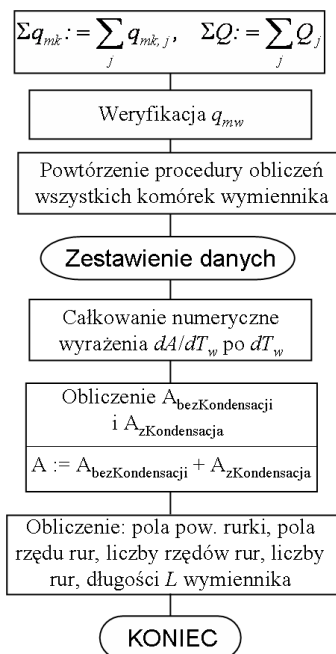
a)



b)



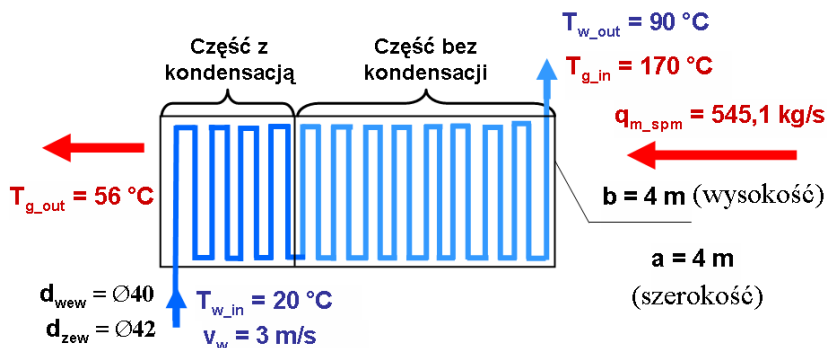
Rys 4. Schemat blokowy procedury obliczeń j-tej komórki wymiennika ciepła:
 (a) bez kondensacji pary wodnej; (b) z kondensacją pary wodnej



Rys. 5. Schemat blokowy procedury obliczeń końcowych wymiennika ciepła

4. WYNIKI OBLICZEŃ

Geometrię wymiennika oraz dane liczbowe przyjęte w przykładzie obliczeniowym przedstawiono na rys. 6.

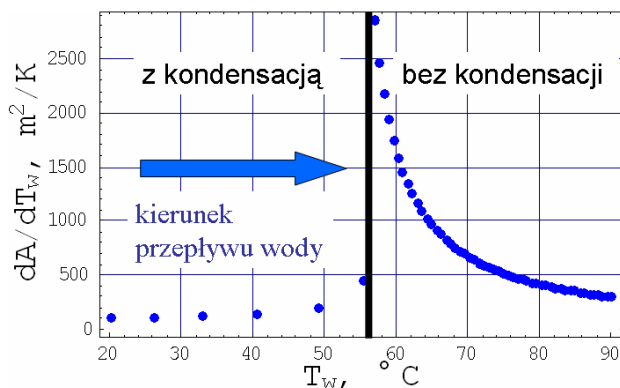


Rys. 6. Założenia liczbowe do przykładu obliczeniowego

Pozostałymi danymi wejściowymi do obliczeń są: spadek temperatury spalin w każdej komórce wymiennika $\Delta T_g = 2\text{ K}$ oraz udziały molowe poszczególnych składników gazowych w spalinach mokrych.

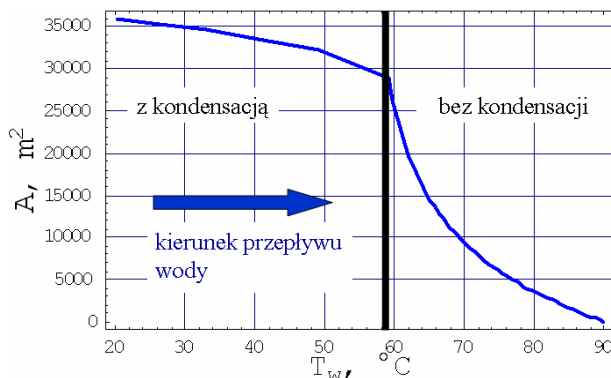
Przyjęty strumień spalin odpowiada 50% strumieniowi spalin w bloku opalanym węglem brunatnym o mocy brutto 900 MW_{el}.

Całkowane pole powierzchni wymiany ciepła A otrzymano w wyniku całkowania numerycznego wyrażenia dA/dT_w , oznaczającego pole powierzchni wymiany ciepła potrzebnej do ogrzania wody o 1 K, w funkcji temperatury wody T_w (rys. 7).



Rys. 7. Przyrost pola powierzchni wymiennika dA/dT_w w funkcji temperatury wody T_w w rurach

Na rys. 8 przedstawiono zależność pola powierzchni wymiany ciepła A od spadku temperatury wody chłodzącej T_w . Wykres ten przedstawia rozwiązanie równań różniczkowych (2) i (5). Całkowane pole powierzchni wymiany ciepła, jakie otrzymano w wyniku obliczeń numerycznych, wynosi $A = 35834,8 \text{ m}^2$.



Rys. 8. Pole powierzchni wymiany ciepła A w zależności od temperatury wody T_w w rurach

W celu sprawdzenia poprawności algorytmu dokonano porównania obliczeń wymiennika ciepła przy pomocy przedstawionego algorytmu (tab. 1) z obliczeniami wymiennika klasyczną metodą Colburna–Hougena (tab. 2).

Tabela 1. Wyniki obliczeń wymiennika ciepła zmodyfikowaną metodą Colburna–Hougena

	0	1	2	3	4	Wyniki końcowe
$T_g, ^\circ\text{C}$	65,1	62	60	58	56	
$T_w, ^\circ\text{C}$	59,2	40,2	32,7	26	20	
$q_{mk}, \text{kg/s}$	–	9,07	8	7,05	6,25	$\Sigma q_{mk} = 30,37 \text{ kg/s}$
Q, MW	–	22,9	20,3	18	16,1	$\Sigma Q = 77,3 \text{ MW}$
$dA/dT_w,$ m^2/K	439,7	138,88	117,7	105,9	96,2	$A = 7011,65 \text{ m}^2$ $L = 2,88 \text{ m}$

Tabela 2. Wyniki obliczeń wymiennika ciepła klasyczną metodą Colburna–Hougena

	0	1	2	3	4	Wyniki końcowe
$T_g, ^\circ\text{C}$	65,1	62	60	58	56	
$T_w, ^\circ\text{C}$	59,2	41	31,7	24,6	20,1	
$q_{mk}, \text{kg/s}$	–	7,9	10	7,5	4,7	$\Sigma q_{mk} = 30,1 \text{ kg/s}$
Q, MW	–	20,1	25,2	19,1	12,3	$\Sigma Q = 76,7 \text{ MW}$
$dA/dT_w,$ m^2/K	439,7	143,6	114,3	102,2	96,3	$A = 6987,58 \text{ m}^2$ $L = 2,9 \text{ m}$

Przeprowadzono również analizę błędów obliczeń obiema metodami. Wybrano kilka zmiennych porównawczych dla każdej komórki części wymiennika ciepła z kondensacją: temperaturę wody T_w , strumień masy kondensatu q_{mk} , moc cieplną Q danej komórki oraz wartość wyrażenia dA/dT_w . Na koniec porównano: całkowity strumień wykroplonego kondensatu, całkowitą moc cieplną sekcji wymiennika z kondensacją, całkowite pole powierzchni wymiany ciepła A oraz długość L tej sekcji.

Największą niepewność (ok. 6%) otrzymano w wyniku obliczeń strumienia masy kondensatu w każdej komórce. Rozbieżność ta wynika z faktu, iż w obliczeniach klasyczną metodą Colburna–Hougena ciśnienie parcjale pary wodnej w każdej komórce wymiennika jest zakładane, a nie obliczane.

Niepewność obliczeń w wynikach końcowych nie przekracza 1%, co pozwala wnioskować o poprawności opracowanego algorytmu.

5. WNIOSKI

1. Sposób prowadzenia obliczeń potwierdził, że zaproponowana modyfikacja metody Colburna–Hougena pozwala na rozwiązywanie równania Colburna–Hougena metodą algebraiczną.

2. W wyniku obliczeń liczby Lewisa spalin metodą zaproponowaną przez autora, otrzymano wartości tej liczby w przedziale 0,7–0,75. Obliczone wartości są podobne do wartości referencyjnych przyjmowanych w literaturze.

3. Na podstawie przeprowadzonych obliczeń numerycznych części kondensacyjnej wymiennika ciepła klasyczną oraz zmodyfikowaną metodą Colburna–Hougena stwierdzono dobrą zgodność pomiędzy wartościami obliczonymi obiema metodami, dzięki czemu potwierdzono poprawność opracowanego algorytmu obliczeń.

LITERATURA

- [1] **Wójs K., Szulc P., Redzicki R., Gadowski J.:** *Odzysk ciepła odpadowego spalin do podgrzewu regeneracyjnego bloku energetycznego*, Prace Naukowe Instytutu Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów Politechniki Wrocławskiej, 56, 421-428, 2000.
- [2] **Webb R., Wanniarachchi A.:** *The effect of non-condensable gases in water chiller condensers – literature survey and theoretical predictions*, ASHARE Trans. 80, 142-159, 1980.
- [3] **Rataj Z., Walewski A., Wojnar W.:** *Maksymalizacja stopnia wykorzystania potencjału energii odpadowej spalin kotłów w nowoczesnych blokach – ocena sprawności i bilansowanie*, VIII Konferencja Kotłowa '98. Aktualne Problemy Budowy i Eksploatacji Kotłów, Tom 3, 31-461, 1998.
- [4] **Colburn A., Hogen O.:** *Design of cooler condensers for mixtures of vapors with non-condensing gases*, Ind. Eng. Chem. 26, 1178-1182, 1934.
- [5] **Jeong K., Kessen M., Bilirgen H., Levy E.:** *Analytical modeling of water condensation in condensing heat exchanger*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 53, 2361-2368, 2010.
- [6] **Jeong K.:** *Condensation of water vapor and sulfuric acid in boiler flue gas*, Rozprawa doktorska, Lehigh University, 2009.
- [7] **Nusselt W.:** *Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes*, Z.Ver. Dtsch. Ing 60, 541-552, 1916.
- [8] **Al-mutawa N.:** *Experimental Investigations of Frosting and Defrosting of Evaporator Coils at Freezer Temperature*, Rozprawa doktorska, The University of Florida, 1997.
- [9] **Kalinowski E.:** *Termodynamika*, Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 1994.
- [10] **Glück K.:** *Zustands- und Stoffwerte. Wasser. Dampf. Luft. Verbrennungsrechnung*, Verlag für Bauwesen GmbH. Berlin, 1991.
- [11] **Antoine C.:** *Tensions des vapeurs; nouvelle relation entre les tensions et les températures*, Comptes Rendus des Séances de l'Académie des Science 107, 681-837, 1888.
- [12] **Fuks S.:** *Teplootdaca pri kondensaciji dvizuscegosja para v gorizontalnomo trubnom puckie*, Tjeploenergetika, 4(2), s. 35-38, 1957.
- [13] **Incropera F., DeWitt D.:** *Fundamentals of heat and mass transfer*. 4th edition. John Wley and Sons, 1996.
- [14] **Polko K.:** *Modelowanie procesu odzysku ciepła odpadowego spalin wylotowych*, Rozprawa doktorska, Politechnika Wroclawska, Raport serii PREPRINTY nr 35/2012, Wrocław, 2012.



Badanie współczynnika przewodzenia ciepła w materiałach z dodatkiem PCM-ów (PCM - Phase Change Materials)

AUTOR: Ewa Skawińska^{a*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Zbigniew Gnutek

^a Zakład Termodynamiki, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: ewa.skawinska@pwr.edu.pl, tel. 71 320 30 91

STRESZCZENIE

Materiały ulegające przemianom fazowym obecnie poddawane są szerokiej analizie w zakresie możliwości ich wykorzystania. Opracowywane są modele symulujące wpływ materiałów zmiennofazowych (ang. PCM – Phase Change Materials) na wydajność cieplną budynku. Jednakże jako dane wejściowe brane są pod uwagę właściwości termiczne PCM-ów w typowych zakresach temperatur stosowanych w budownictwie. Według autorki referatu wprowadzone założenie prowadzi to do błędnych wyników symulacji.

Na podstawie wstępnych rozważań stwierdzono, że gdy skład materiału ulega zmianie, jego właściwości cieplne muszą być mierzone w celu prawidłowego wykorzystania ich w narzędziach symulacyjnych.

W referacie przedstawiono stanowisko doświadczalne oraz sposób wyznaczania współczynnika przewodzenia ciepła.

SŁOWA KLUCZOWE: *współczynnik przewodzenia ciepła, materiały zmiennofazowe, wymiana ciepła*

1. WPROWADZENIE

W ostatniej dekadzie w literaturze [1, 2] zauważyć można wzmożone zainteresowanie materiałami zmiennofazowymi zwanymi dalej PCM (ang. PCM – Phase Change Materials). Wzrost ten wynika z tego iż tego typu materiały mają szeroki potencjał wykorzystania. Materiały zmiennofazowe w trakcie procesu topnienia lub krzepnięcia mogą skutecznie pochłaniać lub uwalniać duże ilości ciepła tzw. ciepła utajonego. W trakcie wymiany ciepła utajonego temperatura PCM-u utrzymywana jest na stałym poziomie. Dlatego też PCM jest bardzo obiecującym wyrobem, który może być stosowany w systemach magazynowania energii cieplnej.

Jednym z sektorów przemysłu w którym trwają intensywne prace nad możliwością wykorzystania PCM-ów jest budownictwo. Idea zastosowania tego typu materiałów w ścianach budynków pojawiła się już w latach 80. obecny wzrost zainteresowania spowodowany jest potrzebą zmniejszenia zużycia energii oraz kosztów na potrzeby ogrzewania, wentylacji i klimatyzacji.

Obecnie wznoszone są budynki o lekkiej konstrukcji nośnej, w których funkcje izolacyjne pełnią materiały o bardzo niskim cieple właściwym i gęstości, co prowadzi do konieczności dogrzewania pomieszczeń w okresie zimowym i chłodzenia w okresie letnim. Alternatywnym rozwiązaniem jest użycie PCM-ów. Łącząc PCM z materiałami ściennymi można sterować temperaturą w pomieszczeniu poprzez absorpcję i uwalnianie ciepła utajonego na zewnątrz.

Badania nad wpływem materiału zmiennofazowego zastosowanego w okładzinie ściennej (tj. zaprawach tynkarskich) na temperaturę w pomieszczeniu wykonano w Niemczech w pobliżu Weimaru. Przeprowadzono doświadczenie w dwóch jednakowych testowych pomieszczeniach, w jednym z nich ściany pokryto tynkiem z dodatkiem materiału zmiennofazowego. Natomiast w drugim zastosowano zwykły tynk bez żadnych domieszek. W doświadczeniu dokonano pomiaru temperatur w ciągu doby. Otrzymane wyniki pozwoliły na potwierdzanie założenia, że PCM ma wpływ na zmianę temperatury w pomieszczeniu. W ciągu dnia otrzymano obniżenie temperatury o 3 K w stosunku do pokoju bez PCM-u [3]. Oprócz wymienionego doświadczenia prowadzone są badania nad możliwością zastosowania materiałów zmiennofazowych w systemach ogrzewania podłogowego czy też sufitowych systemach aktywnego chłodzenia [4].

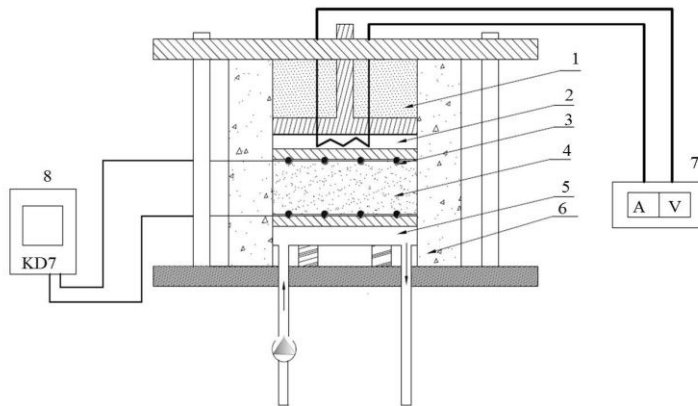
Powszechnie wiadomo, że właściwości termofizyczne materiałów budowlanych będą miały silny wpływ na zużycie energii w budynku. W związku z tym konieczne jest zbadanie nie tylko możliwości wykorzystania PCM jako materiału zwiększającego pojemność cieplną ale i jego wpływu na właściwości ciepłe takie jak przewodność cieplna [5].

Celem tej pracy jest przedstawienie stanowiska oraz sposobu pomiaru współczynnika przewodzenia ciepła nowego materiału kompozytowego na bazie gipsu budowlanego zawierającego 10 % udział materiału zmiennofazowego wytwarzane przez firmę Rubitherm.

Praca ta jest częścią większej aktywności naukowej na temat wykorzystania materiałów zmiennofazowych w konstrukcjach budowlanych oraz ich wpływu na właściwości badanego materiału, a w szczególności na współczynnik przewodzenia ciepła.

2. STANOWISKO POMIAROWE

Zaprojektowano stanowisko badawcze umożliwiające zbadanie wpływu materiału zmiennofazowego na współczynnik przewodzenia ciepła. W związku z tym że materiałem nośnym dla PCM-u jest materiał budowlany, projekt stanowiska oparto na aparacie płytowym opisanym w normie ISO 8302. Układ pomiarowy został tak zaprojektowany, aby współczynnik przewodzenia ciepła mógł być wyznaczany dla różnych materiałów w zwartej formie. Schemat ideowy stanowiska przedstawiono na rys. 1.



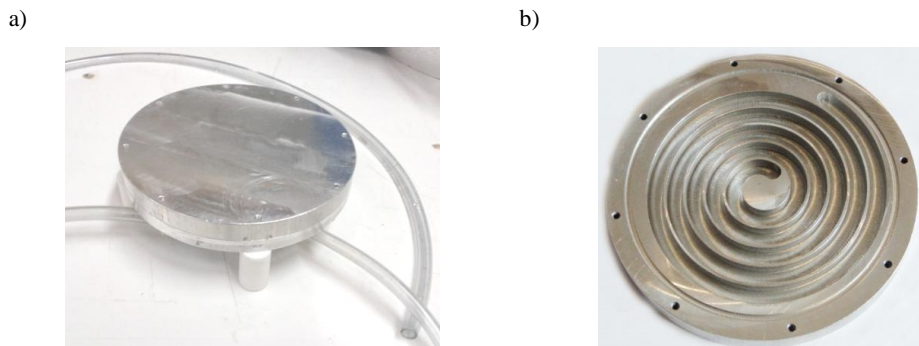
Rys. 1. Schemat ideowy stanowiska pomiarowego: 1 – izolacja z wełny mineralnej, 2 – grzałka płaska, 3 – termoelementy, 4 – materiał kompozytowy, 5 – wymiennik ciepła, 6 – izolacja styropianowa, 7 – autotransformator, 8 – rejestrator temperatury

Zaprojektowany aparat przeznaczony jest do wytwarzania wewnątrz próbki w kształcie walca i średnicy 150 mm o płaskich, równoległych powierzchniach, jednokierunkowego strumienia ciepła o stałej gęstości w warunkach stanu ustalonego. Kształt walca zastosowano w celu uniknięcia mostków termicznych.

Wymiana ciepła wymuszona jest poprzez organicznie próbki dwiema płaskimi izotermicznymi powierzchniami nazywanymi dalej zespołem grzejnym i chłodzącym. Zespół grzejny (rys. 2) stanowi płaska grzałka oporowa (2) o średnicy 150 mm (rys. 1) podłączoną do układu umożliwiającego regulację jej mocy (8). Zespół chłodzący (rys. 3a, b) stanowi wymiennik ciepła (5) wykonany z materiału o wysokim współczynnikiem przewodzenia ciepła (aluminium). Przez wymiennik przepływa woda o stałej temperaturze.



Rys. 2. Zespół grzejny



Rys. 3. (a), (b) Zespół chłodzący

Pomiędzy próbką a zespołem grzejmym i chłodzącym umieszczona jest okrągła płyta aluminiowa w celu zapewnienia równomiernego rozkładu temperatury. W elemencie tym nawiercono otwory o średnicy około 1,5 mm w których umieszczono termopary po 4 na każdą ze stron. Zastosowanie takiego rozwiązania podyktowane jest koniecznością uzyskania jednorodnej powierzchni próbki i aparatu (powinny być idealnie płaskie). Wprowadzenie termopar bezpośrednio przy powierzchni próbki spowodowałoby niejednorodność powierzchni, a co za tym idzie opory kontaktu nie byłyby równomiernie rozłożone między próbką a płytami zespołu grzejmego i chłodzącego. Konsekwencją niejednorodności powierzchni byłby nierównomierny rozkład strumienia ciepła oraz nierównomierne pole temperatur w próbce.

Aby zapewnić dobry kontakt cieplny oraz dokładną odległość między płytami aparatu zastosowano układ powtarzalnej stałej siły dociskowej. Całość aparatu jest zaizolowana i umieszczona w pomieszczeniu z możliwością kontrolowania temperatury otoczenia.

3. WYKONANIE BADAŃ

Zaprojektowane stanowisko wykonano w celu zbadania wpływu PCM-ów na współczynnik przewodzenia ciepła. Do wstępnych badań wybrano PCM o temperaturze topnienia bliskiej temperaturze pokojowej. Materiał zmiennofazowy zastosowany w tym badaniu została wyprodukowany przez firmę Rubitherm:

- numer modelu: PX27,
- temperatura topnienia wynosi: 25-28 °C,
- ciepło topnienia: 102 kJ/kg,
- gęstości wynosi: 0,65 kg/dm³.

Stabilny kształt uzyskany jest poprzez pochłanianie PCM-u w porowatej stałej substancji, która utrzymuje swój kształt, bez wycieków, nawet kiedy PCM się topi. W wykorzystywanym PCM-ie nośnikiem jest krzemionka hydrofilizowana. Jako materiał budowlany wybrano gips budowlany, ze względu na swoją wysoką wytrzymałość, łatwość obróbki i dobre osiągi ognioodporne.

Przed wykonaniem próbki docelowej konieczne było stworzenie procedury przygotowującej ją do badań. W związku z tym że głównym składnikiem próbki jest materiał budowlany procedurę oparto o normę: PN EN 13279 – 2 Spoiwa gipsowe i tynki gipsowe część 2.

Procedura opiera się na trzech głównych punktach:

- przygotowanie materiału;
- wykonie próbki;
- sezonowanie.

3.1. PRZYGOTOWANIEM MATERIAŁU DO BADAŃ

W zależności od typu materiału budowlanego procedurę wykonania próbki należy poprzedzić wyznaczeniem stosunku woda/ spoiwo zgodnie z procedurą określoną w normie PN EN 13279 – 2.

Stosunek woda/ spoiwo R wyznacza się ze wzoru:

$$R = \frac{100}{m_1 - m_0} \quad (1)$$

gdzie:

m_0 - masa naczynia szklanego + masa wody w g;

m_1 - masa naczynia szklanego + masa wody + masa spoiwa w g.

Poniżej przedstawiono procedurę wyznaczania wielkości R dla spoiw gipsowych.

Określenie wartości ułamkowej woda/spoiwo polega na wlaniu 100 g wody do cylindrycznego szklanego naczynia o wymiarach zgodnych z normą [6]. Następnie należy wyznaczyć masę - m_0 , z dokładnością do $\pm 0,5$ g. W kolejnym kroku zasypujemy równomiernie powierzchnię wody spoiwem gipsowym w taki sposób, aby po 30 s zaczyn gipsowy osiągną pierwsze oznakowanie, a po 60 s drugie oznakowanie. Po osiągnięciu przez spoiwo gipsowe wysokości większej niż 2 mm powyżej powierzchni wody kończymy zasypywanie. Należy podać czas zasypywania. W kolejnym kroku ustalamy masę m_1 , z dokładnością do $\pm 0,5$ g. Badanie powinno być powtarzane, co najmniej 2 razy.

Z przeprowadzonego doświadczenia na gipsie budowlanym z 10% udziałem PCM otrzymano $R = 0,53$.

Wykonanie próbki poprzedzone jest również wyznaczeniem wilgotność w danej chwili. Wilgotność ma ogromny wpływ na przewodność cieplną materiału - wzrasta w miarę jej wzrostu.

Zawartość wody w materiale (w danej chwili), określa się wzorem:

$$W = \frac{m_w - m_s}{m_s} \quad (2)$$

gdzie:

m_w – masa próbki materiału w stanie wilgotnym (w danej chwili) [kg],

m_s – masa próbki materiału w stanie suchym (kiedy kolejne ważenia w odstępach dobowych nie wykazują różnic – wysuszonej do stałej masy) [kg].

Temperatura suszenia wyrobów gipsowych wynosi około 70°C.

3.2. WYKONANIE PRÓBKII

Przed przystąpieniem do przygotowania próbki (próbek) określa się pożądaną ilość PCM-u (PX 27). Ilość ta określa się na podstawie udziałów objętościowych substancji. Następnie umieszczamy gips budowlany i PCM w suszarce laboratoryjnej w celu usunięcia wody związanej powierzchniowo. Usunięcie wody spowoduje zmniejszenie wagi. Tak wysuszone materiały mieszamy w tym samym pojemniku. Po zmieszaniu, wlewamy określoną ilość wody do pojemnika i mieszamy ponownie. Tak przygotowaną mieszaninę wlewamy do wcześniej przygotowanej formy. W celu usunięcia wszystkich pęcherzyków powietrza wypełnioną formę należy podnieść na wysokość 10 mm i opuścić [6]. Po zastygnięciu należy usunąć nadmiar zaprawy. Próbkę wyciągnąć z formy po uzyskaniu odpowiedniej wytrzymałości.

Powierzchnię próbki do badań należy wyrównać, używając do tego papieru ściernego, aż do uzyskania dobrego kontaktu między próbką i aparatem. Powierzchnie powinny być równoległe na całej grubości próbki, z tolerancją do 2%.

Na rys. 4a i 4b przedstawiono próbki wykonane zgodnie z opisaną procedurą.

a)



b)



Rys. 4.(a) Próbka 1 - wykonana z czystego gipsu budowlanego,
(b) Próbka 1a - z dodatkiem 10% materiału zmiennofazowego

3.3. SEZONOWANIE

Po określeniu masy próbki (próbek), należy je wysuszyć do osiągnięcia stałej masy w stałej temperaturze (przez 7 dni w 23 °C i wilgotności około 50 %). Następnie należy je osuszyć w temperaturze 40 ±2 °C do stałej masy, a później schłodzić do temperatury pokojowej. Względną stratę masy oblicza się na podstawie masy określonej przed i po suszeniu.

W związku z tym iż wilgoć znacznie wpływa na współczynniki przewodzenia ciepła należy zapobiec pochłanianiu znaczących ilości wilgoci z powietrza w laboratorium. Zaleca się, aby próbka była umieszczana w aparacie pomiarowym bezpośrednio, po okresie suszenia.

4. PRZEPROWADZANIE DOŚWIADCZENIA

Przygotowano do badań zgodnie z wyżej określoną procedurą dwie próbki:

- **1** – wykonana z czystego gipsu budowlanego,
- oraz **1a** – wykonaną w 90 % z gipsu i w 10 % z PCM-u.

Tak przygotowane próbki poddano badaniu w aparacie płytowym, opisanym w punkcie 2 tego referatu.

Reprezentowany sposób wyznaczania współczynnika przewodzenia ciepła opiera się na bezpośrednim pomiarze zadanych wielkości tj.: U - napięcia, I - natężenia, ΔT - przyrost temperatury, δ - grubości, A - pola powierzchni.

Wartość strumienia przewodzonego ciepła wyznaczona jest jako iloczyn napięcia i natężenia prądu przepływającego przez grzałkę oporową. Strumień ciepła pomniejszony jest o straty od strony zespołu grzejnego oraz pobocznic o około 20 %. Wartość ta została określona doświadczalnie. Po uwzględnieniu wielkości mierzonych współczynnik przewodzenia ciepła wyznaczamy z równia:

$$\lambda = f(U, I, T, \delta, A) = \frac{U \cdot I \cdot \delta}{A \cdot \Delta T}, \text{ W/(m} \cdot \text{K)} \quad (3)$$

gdzie:

U - napięcia prądu przepływającego przez grzałkę [V],

I - natężenia prądu przepływającego przez grzałkę [A],

ΔT - przyrost temperatury [K],

δ - grubości próbki [m],

A - powierzchnia wymiany ciepła [m²]

Główną zaletą takiej metody pomiaru jest prostota wzorów obliczeniowych. Natomiast do wad zaliczyć trzeba stosunkowo długi czas oczekiwania na stan ustalony wymiany ciepła w próbce.

W celu wyznaczenia wpływu PCM-ów na współczynnik przewodzenia ciepła wykonano trzy serie pomiarów dla każdej z próbek dla dwóch mocy: 1,8 W i 2,46 W. Wyniki pomiarów przedstawiono w tabeli 1 i 2.

Tabela 1. Pomiar współczynnika przewodzenia ciepła próbki 1

	1	2	3	$\bar{\lambda}$
Moc	W/(m · K)	W/(m · K)	W/(m · K)	W/(m · K)
1,80 W	0,439	0,426	0,431	0,432 ±0,08
2,46 W	0,450	0,445	0,448	0,447 ±0,08

Tabela 2. Pomiar współczynnika przewodzenia ciepła próbki 1a

	1	2	3	$\bar{\lambda}$
Moc	W/(m · K)	W/(m · K)	W/(m · K)	W/(m · K)
1,80 W	0,277	0,284	0,280	0,280 ±0,08
2,46 W	0,298	0,302	0,285	0,285 ±0,08

5. WNIOSKI

We wszystkich seriach pomiarowych zauważono, że monitorowane temperatury na powierzchni zespołu grzejnego lub chłodzącego były zbliżone do siebie w każdej chwili pomiaru z tolerancją $0,3\text{ }^{\circ}\text{C}$. Taka jednorodność potwierdza wcześniejsze założenie o braku mostków termicznych i braku niejednorodności powierzchni.

Zauważono również, że otrzymana wartość współczynnika przewodzenia ciepła dla próbki wykonanej z gipsu budowlanego koreluje z wielkością podawaną w normie [7] dla tego typu materiału (tj. $\rho=1200\text{ kg/m}^3$; $\lambda=0,43\text{ W/m}\cdot\text{K}$). Taki wynik pozwala założyć, że zaprojektowano stanowisko działa poprawnie i może być wykorzystane w dalszych badaniach. Otrzymane wyniki potwierdziły również to, że współczynnik przewodzenia ciepła zależy w znacznej mierze od różnicy temperatur.

Odnosnie próbki z dodatkiem materiału zmiennofazowego (próbka 1a) otrzymano około 30 % spadek współczynnika przewodzenia ciepła w zależności od próbki odniesienia 1. Pozwala to stwierdzić, że PCM wpływa w znacznym stopniu na przewodność cieplną materiału kompozytowego, co prowadzi do konieczności pomiaru tej wielkości w zależności od typu i udziału materiału zmiennofazowego.

6. PODSUMOWANIE

Praca ta jest częścią większej aktywności naukowej na temat wykorzystania materiałów zmiennofazowych w konstrukcjach budowlanych oraz ich wpływu na właściwości badanego materiału w szczególności na współczynnik przewodzenia ciepła. Autorka niniejszego referatu przeprowadziła wstępne badania na gipsie budowlanym z dodatkiem 10% udziału PCM-u.

Badania przedstawione w niniejszej pracy skierowane były na dwa główne cele: (1) przedstawienie oraz sprawdzenie stanowiska umożliwiającego pomiar przewodności cieplnej oraz (2) rozwój i charakteryzacja nowego materiału budowlanego, oparte na włączeniu PCM-u do zapraw tynkarskich, wykorzystywanych w wewnętrznych powierzchniach ścian w celu zwiększenia komfortu cieplnego budynków.

LITERATURA

- [1] Cabeza L. F., Castell A., Barrenechea C., de Gracia A., Fernández A.I., *Materials used as PCM in thermal energy storage in buildings: A review*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 15, 1675–1695, 2011.
- [2] Sharma A., Tyagi V.V., Chen C.R., Buddhi D., *Review on thermal energy storage with phase change materials and applications*, Renewable and Sustainable Energy Reviews 13, 318–45, 2009.
- [3] Conrad Voelker *Temperature reduction due to the application of phase change materials*, Energy and Buildings 40, 937–944, 2008.
- [4] Zhou D., Zhao C.Y., Tian Y., *Review on thermal energy storage with phase change materials (PCMs) in building applications*, Applied Energy 12, 593–605, 2012.
- [5] Heim D., Clarke Joe A., *Numerical modelling and thermal simulation of PCM–gypsum composites with ESP-r*, Energy and Buildings 36, 795–805, 2004.
- [6] PN EN 13279 – 2.
- [7] EN ISO 10456.



Wymiana ciepła w urządzeniach termoakustycznych – przegląd stosowanych rozwiązań

AUTORZY: Adam Ruziewicz^a*, Paweł Zimnowłodzki

REKOMENDOWANE PRZEZ: Zbigniew Gnutek

^a Zakład Termodynamiki, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: adam.ruziewicz@pwr.edu.pl, tel. 71 320 30 91

STRESZCZENIE

Termoakustyka to rozwijana obecnie dziedzina zajmująca się urządzeniami wykorzystującymi efekt termoakustyczny – konwersję energii cieplnej w akustyczną lub energii akustycznej w ciepłą. Efekt ten wykorzystywany jest zarówno w silnikach, jak i chłodziarkach. Jednym z najważniejszych zagadnień konstrukcyjnych tych urządzeń są wymienniki ciepła. Od efektywności przekazywania ciepła zależy sprawność całego procesu zachodzącego w urządzeniu termoakustycznym. Ze względu na niewielkie rozmiary urządzenia oraz wymagania związane z propagacją fali akustycznej konstrukcja optymalnego wymiennika jest skomplikowana. W artykule została zaprezentowana problematyka wymiany ciepła w urządzeniach termoakustycznych oraz przegląd stosowanych dotychczas rozwiązań.

SŁOWA KLUCZOWE: *urządzenia termoakustyczne, wymienniki ciepła, silnik Stirlinga*

1. WPROWADZENIE

1.1. URZĄDZENIE TERMOAKUSTYCZNE

Termoakustyczny silnik cieplny Stirlinga konwertuje ciepło na zintensyfikowaną moc akustyczną w prostym urządzeniu, składającym się z tuby akustycznej zawierającej wymienniki ciepła i regeneratory, które nie posiada żadnych części ruchomych. Urządzenie to wykorzystuje efekt termoakustyczny opisany przez Rayleigha już w 1896 roku [1]. Zjawisko to polega na tym, że naprzemienne sprężanie i rozprężanie gazu może wywołać falę akustyczną, jeśli ciepło będzie dostarczane do gazu przy wysokim ciśnieniu, a odbierane przy niskim ciśnieniu. Prawdziwa jest również implikacja odwrotna: fala akustyczna może spowodować oscylującą kompresję i ekspansję termiczną gazu, gdy wzdłuż kanału występuje różnica temperatur. Zasada pracy urządzenia jest podobna do działania tłokowego silnika Stirlinga. Gaz przetłaczany jest

przez regeneratory (strukturę porowatą o wysokiej pojemności cieplnej), który magazynuje ciepło odebrane od gazu, by przekazać je z powrotem przy przepływie gazu w drugą stronę. Ciepło dostarczane jest do układu w nagrzewnicy i chłodnicy umieszczonych po dwóch stronach regeneratora. Naprzemiennie sprężanie i rozprężanie czynnika powoduje ruch tłoka. W urządzeniu termoakustycznym rolę tłoka pełni fala akustyczna. Powoduje ona oscylacje gazu wzdłuż regeneratora, na którego jednym końcu dostarczane jest ciepło w nagrzewnicy (HHX), a na drugim odbierane w chłodnicy (CHX). Fenomen efektu termoakustycznego polega na tym, że wytworzona w ten sposób różnica temperatur może wygenerować, a także wzmocnić falę dźwiękową – pod warunkiem, że układ wymienników ciepła wraz z regeneratorem znajdują się w tubie akustycznej.

Moc akustyczna może być wykorzystana bezpośrednio w akustycznych chłodziarkach lub tubach pulsacyjnych (konwersja energii akustycznej w ciepłą), lub w celu generowania energii elektrycznej przy pomocy alternatora liniowego lub innego elektroakustycznego przetwornika mocy.

1.2. WYMIANA CIEPŁA

Jednym z głównych problemów projektowych związanych z budową i funkcjonowaniem urządzeń termoakustycznych jest wymiana ciepła. Zimny i gorący wymiennik ciepła współpracujące z regeneratorem są podstawowymi elementami potrzebnymi do realizacji obiegu termodynamicznego w silniku. Wymiary wymienników ciepła zależą bezpośrednio od średnicy tuby akustycznej, w której mają być umieszczone. Średnica standardowych rezonatorów urządzeń prototypowych wynosi 60-100 mm. Na tak małej powierzchni problemem jest dostarczenie dużych ilości ciepła. W zależności od temperatury źródła w urządzeniach prototypowych jest to 300-700 W. W celu uzyskania większej mocy akustycznej, w urządzeniu można zastosować więcej sekcji wymienników wraz z regeneratorem, według koncepcji urządzeń wielosekcyjnych zaproponowanej przez Keesa de Bloka [2].

W silnikach i chłodziarkach dużej mocy możliwe jest stosowanie istniejących już rozwiązań i „katalogowy” dobór wymienników ze względu na parametry pracy. Mała moc odbieranego ciepła i związane z tym niewielkie gabaryty przewodu akustycznego stanowią wyzwanie konstrukcyjne ze względu na potrzebę znalezienia kompromisu pomiędzy dużą powierzchnią wymiany ciepła, a niskim tłumieniem fali akustycznej. Z drugim parametrem związana jest konieczność zachowania odpowiedniej porowatości zespołu wymiennikowo-regeneracyjnego. Poszukiwane jest optymalne rozwiązanie spełniające wymienione wymagania.

2. PROBLEMATYKA WYMIANY CIEPŁA

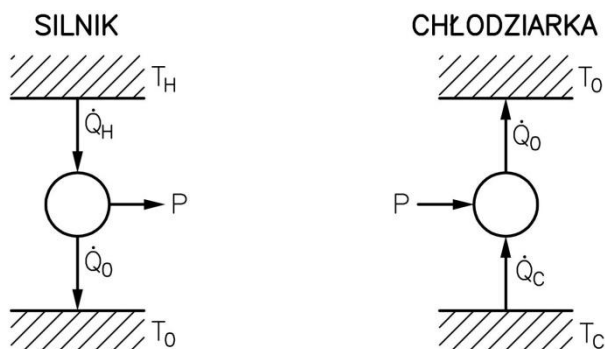
Wymiana ciepła jest jednym z najważniejszych czynników wpływających na pracę urządzeń termoakustycznych. Od efektywności dostarczania i odbierania ciepła (w górnym i dolnym źródle ciepła) zależy bezpośrednio sprawność całego procesu.

W idealnym przypadku bilans energii silnika wyglądałby następująco:

$$\dot{Q}_H - \dot{Q}_C = P \quad (1)$$

Natomiast bilans energii chłodziarki:

$$\dot{Q}_C + P = \dot{Q}_0 \quad (2)$$



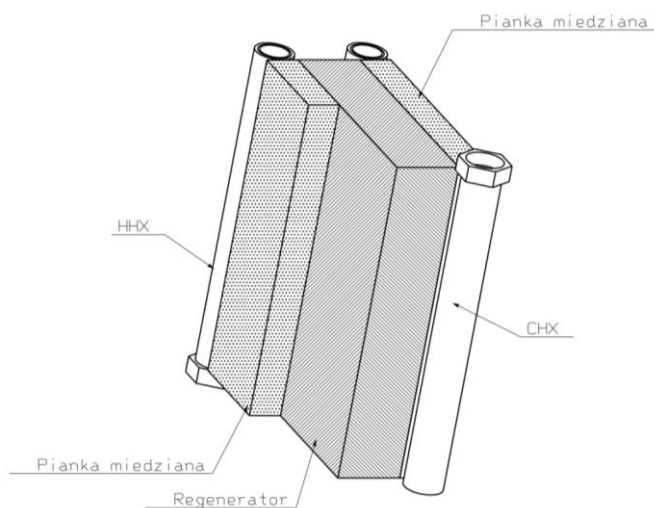
Rys. 1. Bilans energii prostego silnika i chłodziarki; T_H – temperatura górnego źródła ciepła, T_C – temperatura dolnego źródła ciepła, T_0 – temperatura otoczenia

Jednakże w rzeczywistym urządzeniu występują duże straty ciepła. Realna ilość ciepła dostarczona do płaszczyzny regeneratora jest zatem dużo mniejsza. Ponieważ czynnikiem napędzającym efekt termoakustyczny jest różnica temperatur między krańcami regeneratora, ważnym zadaniem jest zapewnienie jak najwyższej temperatury na jego płaszczyźnie – od strony cieplej – i jak najniższej na płaszczyźnie po stronie zimnej. Tym samym, celem jest zmniejszenie strat ciepła między wymiennikiem ciepła, a powierzchnią regeneratora.

Typowy silnik termoakustyczny charakteryzuje prosta budowa. Pomiedzy modułami regeneratorów wraz z wymiennikami ciepła znajduje się rezonator w postaci zapętlonej rury o odpowiedniej do zapewnienia wymaganych parametrów fali dźwiękowej długości i średnicy. Do montowanych modułów doprowadzane są strumienie cieczy oddającej ciepło w HHX i odbierającej ciepło w CHX. Elementami o najbardziej skomplikowanej budowie są właśnie wymienniki ciepła i dlatego na zagadnienie efektywnej wymiany ciepła zwrócona jest uwaga pomysłodawców i konstruktorów urządzeń termoakustycznych.

Projektowanie wymienników współpracujących z regeneratorem urządzenia termoakustycznego jest problematyczne, gdyż wymaga uwzględnienia wielu czynników i ograniczeń. Jednym z nich są wymiary. Zaprojektowany wymiennik powinien mieścić się w module, a jego powierzchnia musi odpowiadać powierzchni regeneratora. Ponieważ celem wymiany ciepła jest utrzymanie temperatury powierzchni bocznej regeneratora na stałym poziomie, wymiar wzdłużny (tj. w kierunku przebiegu fali

akustycznej) wymiennika nie ma dużego znaczenia. Kolejnym aspektem jest przepuszczalność fali akustycznej i umożliwienie drgań cząsteczek gazu wzdłuż regeneratora. Idealny wymiennik ciepła powinien być wykonany z materiału maksymalnie porowatego (tak jak regenerator) przy jak największej jego przewodności cieplnej. Problemem jest jednak przekazanie ciepła od czynnika do materiału porowatego. Odpowiednim rozwiązaniem byłoby umieszczenie rurek z przepływającym czynnikiem w materiale porowatym (np. spienionej miedzi), który spełniałby rolę żeber zapewniających lepszą wymianę ciepła i bardziej równomierny rozkład temperatur. Rurki należy jednak umieścić w taki sposób, aby odległości między nimi umożliwiały propagację fali akustycznej. Napotkaną tutaj trudnością jest skala wielkości urządzenia. Przykładowo regenerator chłodziarki termoakustycznej [3] mierzy około 100 x 100 mm. Dla tak niewielkiej powierzchni wymiany ciepła nie każde rozwiązanie jest możliwe do wykonania. Chcąc spełnić wszystkie kryteria trzeba zastosować rurki miedziane o możliwie małej średnicy, aby zoptymalizować powierzchnię wymiany ciepła do powierzchni porowatej między rurkami. W przypadku gięcia rurek lub zastosowania kolanek i trójników ograniczeniami są wymiary standardowych elementów oraz minimalny promień gięcia rurki.



Rys. 2. Moduł złożony z dwóch wymienników ciepła (HHX i CHX) i regeneratora pośrodku (pierwszy wymiennik pokazany w przekroju)

Ciepło może być transportowane na trzy sposoby: przewodzenia, promieniowania i konwekcji. Przy projektowaniu wymiennika należy zastanowić na które z wymienionych sposobów wymiennik będzie oddawał (HHX) lub przyjmował (CHX) ciepło. Moduły zbudowane są zazwyczaj w ten sposób, że regenerator jest ściśnięty między dwoma wymiennikami ciepła. Przykładowy schemat pokazany jest na rys. 2. W przy-

padku zastosowania porowatego ciała stałego jako materiału wymiennika, powierzchnie wymiennika i regeneratora stykają się, dlatego wymiennik przekazuje ciepło do regeneratora na sposób przewodzenia. Przy niskich temperaturach roboczych (temperatura górnego źródła ciepła 160 °C) promieniowanie jest pomijalnie małe. Dodatkowo brak jest ośrodka w którym następowaloby promieniowanie jednej powierzchni na drugą – wymiennik jest dociśnięty do powierzchni regeneratora.

Aby ciepło było przekazywane na sposób konwekcji wymuszonej potrzebny jest przepływ obydwu płynów wymieniających ciepło między sobą. Jednakże w gazie wypełniającym rezonator przepływ z założenia nie występuje. Jeśli występuje, oznacza to spadek sprawności urządzenia. Jedynym pożądanym ruchem gazu są drgania o znanej amplitudzie. Drgająca cząsteczka na skutek różnicy temperatur w regeneratorsze realizuje w przybliżeniu obieg Stirlinga. Niełatwym problemem jest jednak stwierdzenie, jaki wpływ mają same oscylacje na transport ciepła z objętości wymiennika ciepła do regeneratora. W idealnym przypadku, wymiana ciepła między regeneratorem i gazem jest doskonała, zatem cząsteczka ma w danym punkcie taką samą temperaturę jak regenerators. Zagadnienie to pozostaje otwarte do rozważań teoretycznych oraz doświadczalnych. Drugą możliwością jest transport ciepła poprzez konwekcję swobodną gazu opływającego przestrzeń wymiennika ciepła i pory regenerators.

Przy projektowaniu wymienników ciepła, podstawowymi danymi są temperatura wlotu do wymiennika T_1 oraz strumień przepływu q_v , który można regulować. Przy założonym strumieniu ciepła doprowadzanego \dot{Q} można obliczyć temperaturę wylotową z wymiennika T_2 lub odwrotnie – znając tę temperaturę można obliczyć doprowadzane ciepło. Aby uzyskać jak najlepszy efekt pracy urządzenia, należy dostarczyć (odebrać) jak najwięcej ciepła. Głównym ograniczeniem w omawianym przypadku jest mała powierzchnia wymiany ciepła. Strumień ciepła doprowadzonego będzie największy przy największym możliwym przepływie i największej różnicy temperatury na wlocie i wylocie, zgodnie ze wzorem:

$$\dot{Q} = q_v \cdot c_p \cdot (T_1 - T_2) \quad (3)$$

Parametrem, który ogranicza maksymalne obniżenie temperatury T_2 na wylocie jest temperatura powierzchni regenerators T_R . Rozważając działanie HHX, osiągnięta T_R powinna być jak największa, przy czym jest ona zawsze mniejsza od T_2 . Z tego powodu różnica temperatur na wlocie i wylocie wymiennika ($T_1 - T_2$) nie może być zbyt duża. Optymalizacja pracy zaprojektowanego wymiennika polega na dobraniu takich parametrów, aby przy wysokiej temperaturze regenerators oddawane ciepło było maksymalnie duże.

3. WYMIENNIKI CIEPŁA - PRZEGLĄD STOSOWANYCH ROZWIĄZAŃ

Znaczenie i funkcja wymienników ciepła w urządzeniu termoakustycznym zostały opisane powyżej. Dwoma najistotniejszymi czynnikami branymi pod uwagę podczas ich projektowania są: efektywność wymiany ciepła (pomiędzy nośnikiem ciepła

a wymiennikiem i między wymiennikiem a regeneratorem) oraz zapewnienie możliwości swobodnej propagacji fali akustycznej.

Wytwarzanie coraz doskonalszych wymienników ciepła może zapewnić ogromną poprawę efektywności, trwałości oraz obniżenie kosztów produkcji urządzeń termoakustycznych. Wszystkie silniki i chłodziarki mają za zadanie usuwać zbędne ciepło do otoczenia. Silniki muszą również pobrać ciepło od źródła przy wyższej temperaturze, np. strumień spalin z kotła. Chłodziarki muszą natomiast odbierać ciepło, przy niskich temperaturach, od wkładu, który może również mieć postać strumienia masy. Wśród przykładów można wymienić klimatyzację powietrza, w której strumień powietrza jest osuszany i ochładzany, albo strumień schładzanego, a następnie skraplanego gazu w skraplarkach. Zatem typowy wymiennik ciepła w urządzeniach termoakustycznych ma za zadanie przenosić ciepło pomiędzy stabilnie przepływającym płynem roboczym, a oscylującym wewnątrz tuby akustycznej gazem roboczym (najczęściej stosowanym jest sprężony hel).

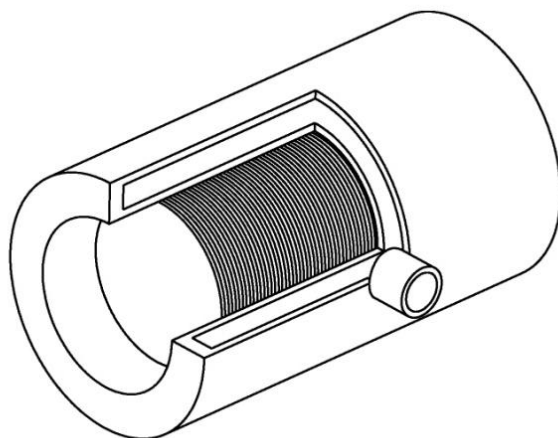
Istotnym mankamentem wymienników ciepła wykorzystywanych w silnikach i chłodziarkach termoakustycznych jest fakt, iż ciepły i zimny wymiennik przylegające do przeciwległych końców jednego regeneratora – mającego do kilku centymetrów grubości – są umieszczone bardzo blisko siebie. Uzyskiwany przez to efekt można wytłumaczyć posługując się przykładem typowej lodówki. W chłodziarce sprężarkowej możliwa jest duża dowolność w doborze geometrii zarówno zimnego wymiennika ciepła, w którym odbierane jest ciepło z wnętrza chłodziarki, jak również ciepłego wymiennika – znajdującego się zazwyczaj z tyłu – oddającego ciepło do otoczenia. Znajdująca się pomiędzy wymiennikami izolacja umożliwia optymalne dostosowanie ich kształtu w zależności od potrzeb. Ta elastyczność w projektowaniu geometrii jest niemożliwa ze względu na niewielką odległość HEX od siebie. Z powyższego wynika wymóg zastosowania większej ilości przewodów dostarczających czynnik roboczy, co powoduje zwiększenie stopnia skomplikowania oraz kosztów wykonania.

W urządzeniach dużej mocy, przewodność cieplna materiałów, z których zbudowany jest wymiennik jest niewystarczająca do zapewnienia transportu wymaganej ilości ciepła bez znacznej różnicy temperatur. Z tego powodu wymagane jest stosowanie kształtów o skomplikowanej geometrii, w których zapewniony jest dobry kontakt termiczny obydwu płynów. Z kolei w urządzeniach małej mocy, ale pracujących na przy dużo niższej różnicy temperatury (rzędu 100-150 K), niezbędne jest zapewnienie jak największej powierzchni wymiany ciepła w stosunku do objętości wymiennika. Wielkością opisującą stopień rozwinięcia powierzchni jest jej stosunek do objętości zajmowanej przez elementy wymieniające ciepło. Przyjmuje się, że przy połączeniu gaz-płyn, wymiennikami kompaktowymi są takie, w których relacja ta jest nie mniejsza niż $700 \text{ m}^2/\text{m}^3$ [4]. Tak zaawansowane konstrukcyjnie struktury przeplatających się strumieni masy, przy zapewnieniu ich rozdzielności, można porównać do struktury włókien tkaniny czy plecionej wikliny.

W pierwszych prototypach silników termoakustycznych rolę wysokotemperaturo-

wego wymiennika ciepła pełniła nagrzewnica elektryczna skonstruowana z drutu oporowego, nawiniętego na nieprzewodzące pręty umieszczone poprzecznie w stosunku do kanału. Możliwość uzyskania pola temperatury o praktycznie równym rozkładzie oraz dokładnego określenia ilości dostarczonego ciepła pozwalała na określanie sprawności TAS. Rozwiązanie to miało jednak tylko zastosowanie do celów badawczych. Za odprowadzanie ciepła z zimnego końca regeneratora odpowiadały radiatory.

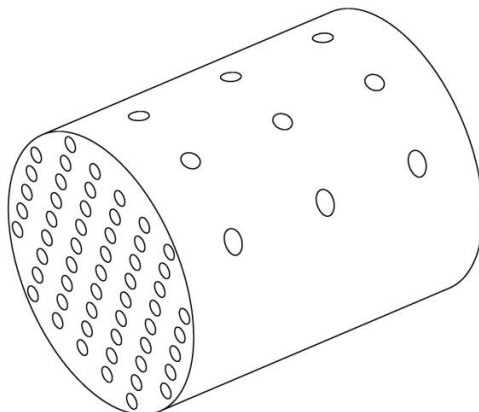
W zdecydowanej większości pierwszych konstrukcji były to ożebrowane struktury oddające ciepło do powietrza. W celu zintensyfikowania wymiany ciepła zaczęto stosować wymienniki opływane cieczą chłodzącą. Wśród przykładów można podać CHX wykonany z ułożonych wielowarstwowo krążków z siatki miedzianej umieszczonych w miedzianej rurce, opływanej z zewnątrz przez wodę (rys. 3) [5].



Rys. 3. Płaszczowo-rurowy wymiennik ciepła z wkładem z ułożonej wielowarstwowo siatki miedzianej

Najbardziej rozpowszechnionym typem opisywanym w literaturze jest wymiennik płaszczowo-rurowy. W takim rozwiązaniu wzdłuż wielu umieszczonych szeregowo rurek oscyluje gaz (równoległe do sieci akustycznej), podczas gdy czynnik opływający rurki w poprzek dostarcza lub odbiera ciepło. Charakterystyczne cechy silników i chłodziarek, w których czynnikiem roboczym jest oscylujący gaz, powodują niekorzystne zmiany w funkcjonowaniu wymienników ciepła (HEX) przy skalowaniu ich do większych mocy. Powoduje to potrzebę przenoszenia dużych ilości ciepła, co z kolei – przy zachowaniu podobnej sprawności – wymaga dużej powierzchni wymiany ciepła. Jednakże długość rurek nie może być zwiększona, ponieważ spowodowałoby to znaczne zmniejszenie efektywności przenoszenia ciepła przez cząsteczki oscylującego gazu. Stąd, w celu zwiększenia powierzchni wymiany ciepła, jedyną możliwością jest zwiększenie liczby rurek proporcjonalnie do mocy, przy stałej długości i przekroju każdej rurki. Takie wymienniki musiałyby posiadać setki tysięcy rurek,

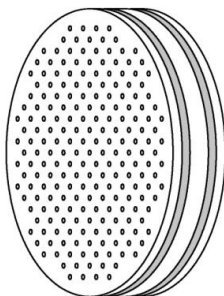
powodując przy tym wzrost kosztów produkcji (wiele części musi być pasowanych, umieszczanych i łączonych razem) oraz nietrwałość ze względu na dużą ilość połączeń – miejsc najbardziej narażonych na uszkodzenia związane z naprężeniami spowodowanymi zmianami temperatur.



Rys. 4. Nawiercany dwukierunkowo walcowaty wymiennik ciepła

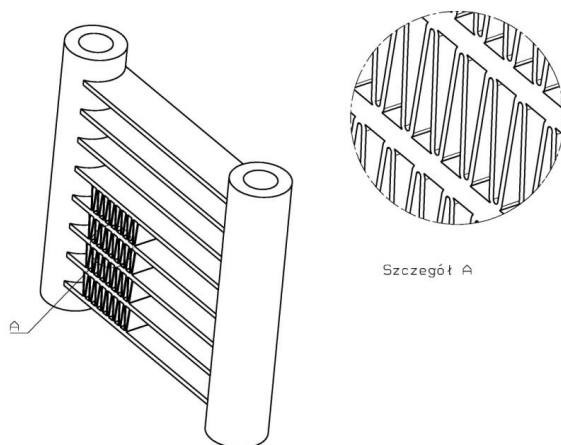
Rozwiązaniem podobnym do opisanego powyżej, jednakże bardziej zaawansowanym, a co za tym idzie bardziej skomplikowanym technologicznie, jest wymiennik, w którym kanały odpowiadające za transportowanie nośnika ciepła oraz umożliwiające oscylacje gazu, są nawiercone w metalowym walcu. Okrągły kształt przekroju poprzecznego wynika z właściwości sieci akustycznej oraz kształtu przewodów akustycznych. Wymienniki takie posiadają otwory przebiegające prostopadle, jednak nieprzecinające się wzajemnie tak, aby zachować przepływ krzyżowy obydwu płynów. Jednym z przykładów jest, powstały w LANL, wymiennik zimny wykonany z aluminiowego walca (rys. 4), zawierającego 45 otworów dla przepływu (drgań) gazu oraz 12 dla wody chłodzącej [6]. Wadą powyższej metody jest wysoki koszt wykonania z uwagi na dużą ilość materiału (dobrze przewodzący metal np. aluminium, miedź) w stosunku do powierzchni wymiany ciepła (powierzchnia wnętrza otworów) oraz kosztowną technikę wiercenia CNC.

Wykonany podobną metodą w ECN (Energy Research Centre of the Netherlands) wymiennik ciepła z 20 mm grubości aluminiowego cylindra (rys. 5), miał wzdłuż osi nawierconych 228 otworów o średnicy 1.5 mm, natomiast ciepło od niego było odbierane przez wodę opływającą go dookoła w pierścieniowatych kanałach [7].



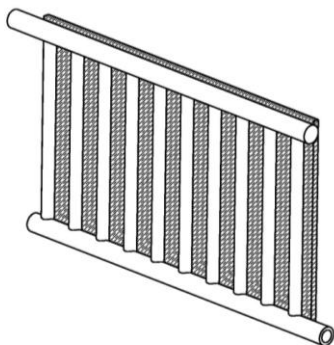
Rys. 5. Nawiercany wymiennik ciepła z kanałami na obwodzie walca

W chłodziarce Keesa de Bloka do zapewnienia wymiany ciepła wykorzystywane są nagrzewnice powietrza rozpowszechnione w przemyśle motoryzacyjnym (rys. 6). Transport ciepła między cieczą a gazem jest zapewniony w nich dzięki równoległym kanałom, przez które przepływa ciecz oraz umieszczonym pomiędzy nimi żebrami w kształcie ściśniętej sinusoidy. Niewielkie kwadratowe kanały o szerokości mniejszej niż 1.5mm są ustawione jeden na drugim tworząc tym samym przekrój wydłużonego prostokąta z rozdzielonymi poszczególnymi kanałami. Kilka równomiernie rozmieszczonych równoległych „pakietów” zapewnia zarówno równomierny rozkład temperatury oraz tworzy szkielet nośny dla żeber. Gaz drgając pomiędzy żebrami odbiera bądź oddaje ciepło. Problemem opisanego rozwiązania jest niedostateczna powierzchnia kontaktu pomiędzy regeneratorem, a wymiennikiem co przyczynia się do dużego spadku temperatury (ok. 15 K) na styku pomiędzy nimi.

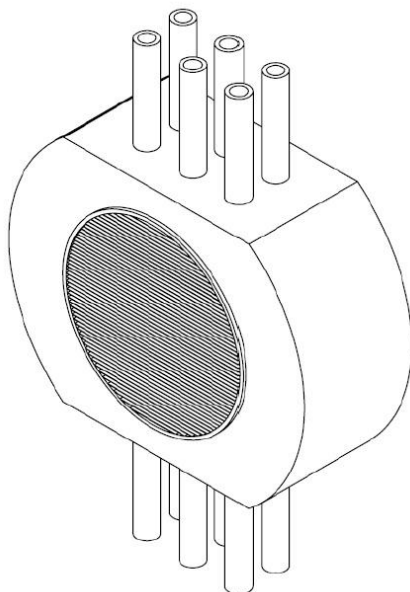


Rys. 6. Wymiennik ciepła typu „chłodnica samochodowa”

Modyfikacją uwzględniającą równomierny gradient temperatury oraz dobrą przewodność cieplną jest połączenie pianki miedzianej z przylutowanymi do niej miedzianymi rurkami ułożonymi równolegle w układzie Tichelmana (rys. 7). Zaletą takiego rozwiązania, w przeciwieństwie do poprzedniego, jest zapewnienie dużej powierzchni styku oraz wydajny transport ciepła pomiędzy regeneratorem i wymiennikiem. Problem stanowi jednak wymagana duża dokładność wykonania połączenia rurek z pianką (lutowanie) oraz niewielka powierzchnia styku pomiędzy nimi, powodująca duże opory przewodzenia ciepła między rurką a pianką.

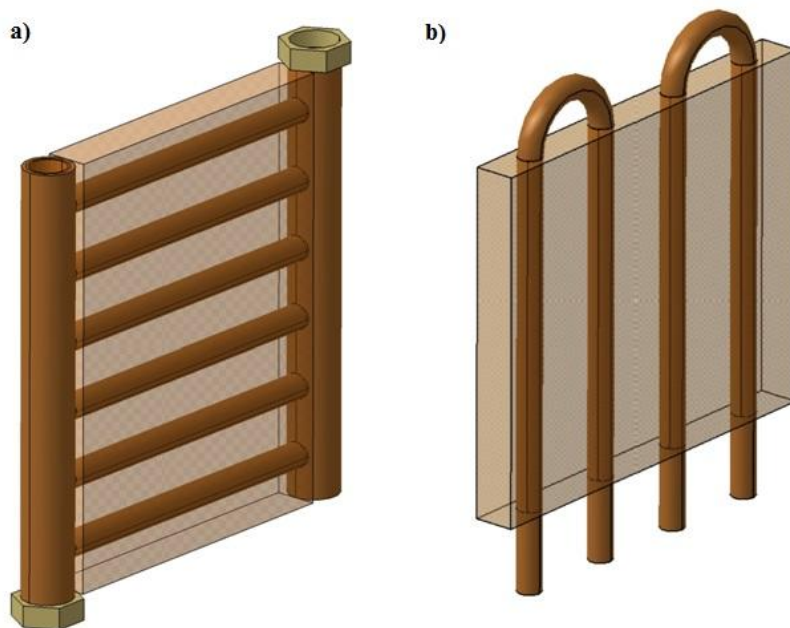


Rys. 7. Wymiennik ciepła o przepływie równoległym z pianką miedzianą



Rys. 8. Wymiennik ciepła typu lamelowego [8]

Kolejnym rozwiązaniem wykorzystującym ożebrowanie rurek jest wymiennik typu lamelowego [8] przedstawiony na rysunku 8. W tej konstrukcji 6 stalowych rurek przechodzi przez szereg blaszek stalowych (tzw. lameli). Ciasne dopasowanie rurek i lameli zwiększa efektywność wymiany ciepła przez przewodzenie. Rozwiązanie to przypomina swoją konstrukcją przedstawioną nagrzewnicę (rys. 6). W tym wypadku również problemem może być niewystarczająca powierzchnia styku wymiennika z regeneratorem.



Rys. 9. Wymienniki ciepła z pianką miedzianą: a) równoległy, b) meandrowy

Problem niedostatecznego kontaktu na styku powierzchni regeneratora i wymiennika ciepła został podjęty w ramach projektu nagrzewnicy i chłodziarki termoakustycznej [3]. Zaproponowane zostało rozwiązanie wykorzystujące spienioną miedź jako materiał o wysokiej przewodności cieplnej i relatywnie dużej powierzchni styku z regeneratorem. Jednocześnie wysoka porowatość materiału (80%) miała zapewnić wystarczającą przepuszczalność fali akustycznej. W tym rozwiązaniu rurki miedziane, przed włożeniem przez wywiercone w piance otwory, poddaje się piaskowaniu i pokrywa się warstwą cyny w celu zapewnienia jak najlepszego kontaktu między rurek z pianką. Ciepło od rurek wymiennika, przez które przepływa ciecz, przekazuje ciepło do regeneratora na sposób przewodzenia.

Zaproponowane zostały dwa typy wymienników. Równoległy wymiennik ciepła (rys. 9a) zapewnia równomierny rozkład cieczy wewnątrz rurek oraz w porównaniu z szeregowym powoduje mniejsze opory hydrauliczne. Wymiennik szeregowo-

równoległy (meandrowy) (rys. 9b) jest kompromisem między zwiększeniem prędkości przepływu cieczy w stosunku do rozwiązania pierwszego (mniejsza ilość rurek połączonych równolegle), a co za tym idzie – intensyfikacji wymiany ciepła oraz możliwie jak najmniejszymi oporami przepływu.

4. PODSUMOWANIE

Zagadnienie dostarczania i odbierania ciepła od regeneratora jest kluczowym dla całej dziedziny termoakustyki. Obecnie największy nacisk kładzie się na poprawienie efektywności wymiany ciepła w urządzeniu, ponieważ wpływa to bezpośrednio na poprawienie sprawności układu. Przy konstruowaniu wymienników ciepła do urządzeń termoakustycznych trzeba zwrócić uwagę na czynniki takie jak: niewielka powierzchnia wymiany ciepła, przepuszczalność fali akustycznej, czy brak przepływu gazu. Poprawienie sprawności energetycznej urządzeń termoakustycznych mogłoby spowodować większe nimi zainteresowanie oraz szybsze przystosowanie ich do zastosowań komercyjnych. W tej chwili urządzenia te osiągają sprawność rzędu 30% w odniesieniu do sprawności Carnota.

Kolejnym krokiem w rozwoju wymienników współpracujących z urządzeniami termoakustycznymi jest stworzenie wymiennika, w którym czynnik obiegowy przechodziłby przemianę fazową. Podczas tego procesu konwekcyjny współczynnik wymiany ciepła α osiąga wartości wyższe o rząd wielkości, a więc umożliwia przekazanie dużo większego strumienia ciepła.

LITERATURA

- [1] **Lord Rayleigh, Strutt J.W.:** *The theory of sound*, Vol. II, Dover publications, second, revised edition, 1945.
- [2] **de Blok C.M.:** *Novel 4-stage travelling wave thermoacoustic power generator*, Montreal, 2010, FEDSM2010-ICNMM2010.
- [3] **Ruziewicz A., Zimnowłodzki P.:** *Projekt chłodnicy i nagrzewnicy, współpracujących z regeneratorem urządzenia termoakustycznego Stirlinga*, Praca magisterska, promotor: Zbigniew Gnutek, Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczno-Energetyczny, 2012.
- [4] **Kays, London:** *Compact Heat Exchangers 3rd Edition.*, 10th New York : McGraw-Hill, 1984.
- [5] **Bastyr K.J., Keolian R.M.:** High-frequency thermoacoustic-Stirling heat engine demonstration device, Acoustic Research letters Online, Acoustical Society of America, 2003, DOI 10.1121/1.1558931.
- [6] **Jaworski, A.J., Yu Z. i Backhaus S.:** *Design of a Low-Cost Thermoacoustic Electricity Generator and Its Experimental Verification*, Istanbul, 2010, ESDA2010-24598.
- [7] **Tijani H., Spoelstra S. i Poignand G.:** *Study of a thermoacoustic-Stirling engine*, Acoustics Paris, 2008, 3539-3544.
- [8] **Abduljalil A.S.A.:** *Investigation of thermoacoustic processes in a travelling-wave looped-tube thermoacoustic engine*, praca doktorska, Faculty of Engineering and Physical Sciences The university of Manchester, 2012, 113-115.



Metoda dekompozycji lepkościowej w obliczeniach numerycznych płynów lepkich na przykładzie zmiany topologii struktur wirowych

AUTOR: Andrzej Kosior^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Henryk Kudela^a

^a Zakład Numerycznego Modelowania Przepływów, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: andrzej.kosior@pwr.edu.pl, tel. 71 320 35 53

STRESZCZENIE

W pracy przedstawiona została metoda dekompozycji lepkościowej. Zastosowana do równań ruchu lepkiego i nieściśliwego płynu pozwala rozbić krok czasowy na dwa podkroki. Przykład zastosowania tej metody został pokazany z wykorzystaniem metody cząstek wirowych typu „Wir w komórce”, która pozwala na dokładne badanie ewolucji wirowości i co nie mniej ważne bardzo dobrze nadaje się do wykorzystania w obliczeniach równoległych. Badania dynamiki wirowości mają podstawowe znaczenie dla badań nad turbulencją, jak również rozwiązywania zagadnień inżynierskich. W pracy przedstawione zostaną wyniki symulacji numerycznych zjawiska zmiany topologii (rekonekcji) dwóch równoległych rurek wirowych oraz zderzenia dwóch pierścieni wirowych.

SŁOWA KLUCZOWE: *metoda dekompozycji lepkościowej, obliczenia równoległe, karty graficzne*

1. WPROWADZENIE

Numeryczne modelowanie przepływów płynów lepkich jest bardzo popularne w zagadnieniach technicznych w tym także z dziedziny energetyki. Symulowane są zarówno zagadnienia przepływowe (np. praca turbiny) jak i cieplnych (np. zjawiska zachodzące wewnątrz kotła). Metoda ta pozwala w szybki sposób przetestować różne rozwiązania bez potrzeby budowania dużych i drogich stanowisk eksperymentalnych.

Do rozwiązywania równań NavieraStokesa w obecnej pracy wykorzystano metodę cząstek wirowych, w której korzysta się z metody dekompozycji lepkościowej. Wykorzystuje ona fakt, że w przepływie cieczy lepkiej rządzą dwa zjawiska: konwekcja oraz dyfuzja. Krok czasowy związany z ewolucją płynu rozbijany jest na dwie części. W pierwszym podkroku płyn przemieszczany jest zgodnie z prawami ruchu płynu nielepkiego. W drugim symulowany jest wpływ lepkości poprzez rozwiązanie równania dyfuzji.

Zrozumienie dynamiki i wzajemnych oddziaływań pomiędzy różnymi strukturami wirowymi jest kluczowym elementem w objaśnianiu i kontrolowaniu ruchu płynu [1]. Głównym źródłem wiedzy na temat wzajemnej interakcji struktur wirowych jest wizualizacja przepływu. Niestety uważa się, że nie jest ona w stanie właściwie oddać ewolucji struktur wirowych, zwłaszcza przy długim czasie obserwacji [2], [3]. Wiąże się to z faktem, że w eksperymentach używa się pasywnych cząstek (jak np. barwnik), które nie podążają w płynie tak jak elementy wirowe. W ostatnich latach często wykorzystywane są w badaniach metody optyczne takie jak PIV czy LDA. Są to jednak wtórne metody wyznaczania pola wirowości obarczone błędem zarówno pomiarowym jak i wykorzystywanej metody różniczkowania. Na tym tle symulacje numeryczne wydają się być odpowiednim podejściem do badania wzajemnych oddziaływań pomiędzy strukturami wirowymi. Do badań numerycznych wybraliśmy metodę cząstek wirowych typu Wir w komórce (ang. Vortex-in-Cell – VIC) [4]. W metodzie tej używane są cząstki niosące informację o wirowości. Śledzenie przemieszczeń tych cząstek i zmiany ich intensywności pozwala na badanie ewolucji pola wirowości. Znając rozkład przestrzenny pola wirowości można wyznaczyć pole prędkości płynu.

Obliczenia trójwymiarowe ruchu płynu, niezależnie od metody numerycznej, wymagają długich czasów obliczeniowych. Aby temu zaradzić coraz częściej do obliczeń numerycznych wykorzystuje się środowiska wieloprocesorowe umożliwiające obliczenia równoległe. Dla metody VIC wykorzystaliśmy do obliczeń równoległych karty graficzne (ang. Graphics Processing Units – GPUs). Karty graficzne produkowane z myślą o grach komputerowych stanowią tanie i łatwo dostępne narzędzie do obliczeń równoległych. Metoda typu VIC bardzo dobrze nadaje się do zrównoleglania. Zarówno ruch cząstki, jak i przeniesienie informacji z cząstki na węzły z procesami niezależnymi do pozostałych cząstek. Dzięki temu obliczenia dla wszystkich cząstek mogą być wykonywane równoległe. Szczegóły implementacji metody cząstek wirowych wykorzystującej w obliczeniach karty graficzne można znaleźć w artykule [5].

Do testów pokazujących poprawność trójwymiarowej implementacji symulacji ruchu płynu metodą VIC wybrane zostały dwa przypadki: zmiany topologii linii wirowych dwóch równoległych rurek wirowych oraz zderzenia dwóch pierścieni wirowych. Zjawisko zmiany topologii linii wirowych nazywane jest czasami przełączaniem się linii wirowych lub rekonekcją (od angielskiej nazwy *reconnection*). Wyniki otrzymane dla pierwszego przypadku były porównywane z wynikami numerycznymi przedstawionymi w [2]. Wyniki eksperymentalne dla drugiego przypadku można znaleźć w [6].

2. ALGORYTM DEKOMPOZYCJI LEPKOŚCIOWEJ

Równania ruchu dla płynu lepkiego i nieściśliwego zawierają w sobie dwa zjawiska: konwekcję (człony bezwładnościowe) oraz dyfuzję. Ze względu na małą wartość współczynnika lepkości płynu numeryczne rozwiązywanie takiego równania stanowi poważne wyzwanie. Wynika to z faktu, że wprowadzenie do obliczeń siatki numerycznej wprowadza również lepkość numeryczną. Rząd tej lepkości, wynikającej z dyskretyzacji równań,

może być właśnie rzędu rzeczywistej lepkości płynu. Może to prowadzić do zmiany fizyki badanego numerycznie zjawiska.

Jednym ze sposobów radzenia sobie z tego typu problemami jest dekompozycja operatorów („operator splitting”). W metodzie tej rozwiązywane zagadnienie rozbijane jest na części i rozwiązywane w podkrokach. W zastosowaniu do równań ruchu płynu lepkiego i nieściśliwego metoda ta pozwala osobno rozwiązać część nielepką równań w pierwszym podkroku oraz wpływ lepkości w drugim. Dzięki temu możliwe jest zastosowanie schematów numerycznych odpowiednich dla danej części rozwiązywanego zagadnienia.

Załóżmy przykładowo, że zadane jest zagadnienie początkowe opisujące ewolucję zjawiska:

$$\frac{\partial U}{\partial t} + A(U) = 0, U(0) = U_0 \quad (1)$$

Niech S_t będzie operatorem rozwiązującym powyższe zagadnienie, czyli $U(t) = S_t U_0$. Przyjmijmy, że operator A może być rozłożony na sumę dwóch elementarnych operatorów: $A = A_1 + A_2$. Dla każdego z operatorów A_j można otrzymać rozwiązanie:

$$U_j(t) = S_t^j U_0 = e^{-tA_j} U_0, j=1,2 \quad (2)$$

Przybliżone rozwiązanie zagadnienia całkowitego otrzymuje się jako:

$$U(\Delta t n) \approx [S_{\Delta t}^2 S_{\Delta t}^1]^n U_0 = (e^{-\Delta t A_2} e^{-\Delta t A_1})^n U_0 \quad (3)$$

Dla operatorów liniowych wzór (3) nosi nazwę wzoru Lie-Trottera-Kato [8].

Rozpatrując pojedynczy krok czasowy można napisać za [9], że rozwiązanie dokładne spełnia równanie:

$$U(t_{n+1}) = e^{(A_1+A_2)\Delta t} U(t_n) \quad (4)$$

Rozwijając wzór (4) w szereg Taylora otrzymujemy:

$$e^{(A_1+A_2)\Delta t} = I + \Delta t(A_1 + A_2) + \frac{1}{2} \Delta t^2 (A_1 + A_2)^2 + \dots \quad (5)$$

Dla wnętrza nawiasu po prawej stronie równania (3) rozwinięcie w szereg Taylora będzie miało postać:

$$\begin{aligned} e^{A_1 \Delta t} e^{A_2 \Delta t} &= (I + \Delta t A_1 + \frac{1}{2} \Delta t^2 A_1^2 + \dots)(I + \Delta t A_2 + \frac{1}{2} \Delta t^2 A_2^2 + \dots) = \\ &= I + \Delta t(A_1 + A_2) + \frac{1}{2} \Delta t^2 (A_1^2 + 2A_1 A_2 + A_2^2) + \dots \end{aligned} \quad (6)$$

Porównując rozwinięcia (5) i (6) w ogólnym przypadku otrzymamy:

$$(A_1 + A_2)^2 = (A_1^2 + A_1A_2 + A_2A_1 + A_2^2) \neq (A_1^2 + 2A_1A_2 + A_2^2) \quad (7)$$

Te dwa rozwinięcia są sobie równe w przypadku, w którym operatory A_1 i A_2 komutują. W przeciwnym wypadku metoda dekompozycji lepkościowej jest pierwszego rzędu. Możliwe jest podniesienie rzędu metody dekompozycji lepkościowej do rzędu drugiego poprzez zastosowanie metody Stranga [9]:

$$\begin{aligned} U^* &= S_{\Delta t/2}^1 U(t_n), \\ U^{**} &= S_{\Delta t}^2 U^* \\ U(t_{n+1}) &= S_{\Delta t/2}^1 U^{**} \end{aligned} \quad (8)$$

Dekompozycja operatorów pozwala na uzyskanie prostej do implementacji i bardziej efektywnej metody. Dzięki niej można połączyć wyspecjalizowane metody numeryczne rozwinięte w celu efektywnego rozwiązania danej klasy zagadnień ewolucyjnych. W ten sposób można wybierać ze zbioru wydajnych i dobrze przetestowanych metod numerycznych dla podstawowych operatorów, które można ze sobą połączyć w celu rozwiązania skomplikowanych problemów. Użycie dekompozycji operatorów pozwala również na łatwą zmianę schematu numerycznego dla jednego operatora na inny również rozwiązujący ten operator. Co więcej wykorzystanie takiego algorytmu pozwala czasami na zmniejszenie zapotrzebowania na pamięć operacyjną, zwiększenie przedziału stabilności metody, a nawet stworzenie metody stabilnej bezwarunkowo. Dla zagadnień wielowymiarowych może to być czasami jedyna możliwa do zastosowania metoda. Ostatnią zaletą jest możliwość (oraz łatwość) dodawania kolejnych poziomów złożoności do modelu numerycznego, ponieważ każdy nowy, kolejny wyraz (model) będzie niezależnym modulem numerycznym.

Przykładem zastosowania metody dekompozycji operatora może być popularna, dobrze opanowana metoda naprzemiennych kierunków (ang. Alternating Direction Implicit – ADI), w której wielowymiarowe zagadnienie jest redukowane do sekwencji zagadnień jednowymiarowych.

2.1. RÓWNANIACH RUCHU PŁYNU

Równania ruchu lepkiego i nieściśliwego płynu mają postać:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + (u \cdot \nabla)u = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \Delta u \quad (9)$$

$$\nabla \cdot u = 0 \quad (10)$$

gdzie $u = (u_1, u_2, u_3)$ jest wektorem prędkości, ρ - gęstością płynu, p - ciśnieniem a ν - kinematycznym współczynnikiem lepkości. Równanie (4) można przetransformować do równania Helmholtza na ewolucję wirowości [7]:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + (u \cdot \nabla) \omega = (\omega \cdot \nabla) u + \nu \Delta \omega, \quad (11)$$

gdzie $\omega = \nabla \times u$.

W użytej w obecnym artykule metodzie cząstek wirowych wykorzystuje się algorytm dekompozycji lepkościowej [8]. Rozwiązanie otrzymywane jest w dwóch krokach. Najpierw rozwiązywane jest nielepkie równanie Eulera:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + (u \cdot \nabla) \omega = (\omega \cdot \nabla) u \quad (12)$$

Następnie, efekt lepkości symulowany jest przez rozwiązanie równania dyfuzji:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} = \nu \Delta \omega, \quad (13)$$

$$\omega(x, 0) = \omega_l, \quad (14)$$

gdzie ω_l jest rozkładem wirowości otrzymanych z kroku nielepkiego.

Do rozwiązania równań (13) i (14) można użyć dowolnej odpowiedniej metody takiej jak np. Particle Strength Exchange (PSE) [4] lub metody różnic skończonych.

Z nieściśliwości przepływu (10) wynika istnienie potencjału wektorowego A takiego, że:

$$u = \nabla \times A \quad (15)$$

Zakładając, że potencjał wektorowy $A = (A_1, A_2, A_3)$ jest bezdywergentny, $\nabla \cdot A = 0$, to jego składowe można wyznaczyć rozwiązując trzy równania Poissona [7]:

$$\Delta A_i = -\omega_i, \quad i = 1, 2, 3 \quad (16)$$

Równanie Poissona może być efektywnie rozwiązane przy użyciu siatki numerycznej i metody różnic skończonych. Otrzymane rozwiązanie równania (16) pozwala na wyznaczenie pola prędkości na siatce z zależności (15). Prędkość z siatki jest interpolowana na aktualne położenie cząstki. Takie podejście pozwala na znaczące przyspieszenie obliczeń (~1000 razy dla przypadku 100000 cząstek w porównaniu do algorytmu „każdy z każdym” oraz ~100 razy w porównaniu do szybkiej metody wielopolowej [10]). Układ równań algebraicznych otrzymany z dyskretyzacji równania Poissona (11) był rozwiązywany metodą wielosiatkową (ang. Multigrid method) [11]. Przemieszczenie cząstek w aktualnym polu prędkości jako:

$$\frac{\partial x}{\partial t} = u \quad (17)$$

było realizowane metodą Rungego–Kutty czwartego rzędu. Na koniec każdego kroku czasowego intensywność cząstek była interpolowana na węzły siatki:

$$\omega_j = \sum_p \tilde{\alpha}_{p_n} \varphi \frac{(x_j - \tilde{x}_p)}{h} h^{-3} \quad (18)$$

gdzie j jest indeksem węzła siatki numerycznej a p jest indeksem cząstki.

W niniejszej pracy wykorzystywane było następujące jądro interpolacyjne [4]:

$$\varphi(x) = \begin{cases} (2 - 5x^2 + 3|x|^3)/2 & \text{dla } 0 \leq |x| \leq 1 \\ (2 - |x|)^2(1 - |x|)/2 & \text{dla } 1 \leq |x| \leq 2 \\ 0 & \text{dla } 2 \leq |x| \end{cases} \quad (19)$$

Dla przypadku trójwymiarowego $\varphi = \varphi(x)\varphi(y)\varphi(z)$. Zastosowane jądro interpolacyjne φ spełnia warunek [4]:

$$\sum_j (x - x_j)^k \varphi \frac{(x - x_j)}{h} = 0 \quad 1 \leq |k| \leq m - 1 \quad m = 3 \quad (20)$$

z czego wynika, że jest rzędu $m = 3$ [4]. Oznacza to, że wielomiany do rzędu m włącznie będą dokładnie reprezentowane przez jądro (14).

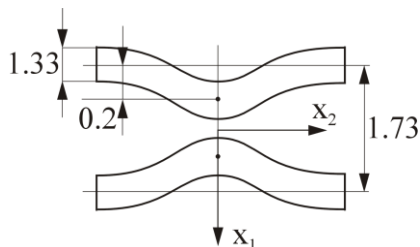
3. WYNIKI

Jest wiele dowodów eksperymentalnych pokazujących, że struktury wirowe przypominające rurki ewoluują i oddziałują ze sobą w przepływach z dużą liczbą Reynoldsa (przepływach turbulentnych). Struktury wirowe najczęściej zajmują pewne wydzielone miejsca w przestrzeni przepływu. Można założyć, że większość przestrzeni jest wypełniona płynem bezwirowym, a przepływ jest determinowany przez rurki wirowe o małej średnicy. Kiedy rurki te zbliżają się do ścianek stałych lub siebie nawzajem zachodzą gwałtowne procesy ewolucyjne [12]. Rozrywanie się i łączenie linii wirowych, tzw. rekonekcja, może być podstawowym procesem ewolucji trójwymiarowych wirów i w mechanice turbulencji [13].

Celem przedstawionych testów numerycznych jest pokazanie, że metoda cząstek wirowych jest w stanie odtworzyć wyniki otrzymane w rzeczywistych eksperymentach. W poprzednich artykułach autorzy pokazali zgodność wyników otrzymanych przy pomocy tej metody z wynikami badań numerycznych przeprowadzonych innymi metodami [14].

3.1. WPŁYW LICZBY REYNOLDSA NA PRZEBIEG PROCESU REKONEKCJI NA PRZYKŁADZIE DWÓCH RÓWNOLEGLYCH RUREK WIROWYCH

Dane do testu pochodzą z pracy [2] i są przedstawione na rys. 1.



Rys. 1. Warunki początkowe dla przypadku równoległych rurek wirowych z symetrycznym zaburzeniem

Początkowy rozkład wirowości w rdzeniu opisany był wzorem:

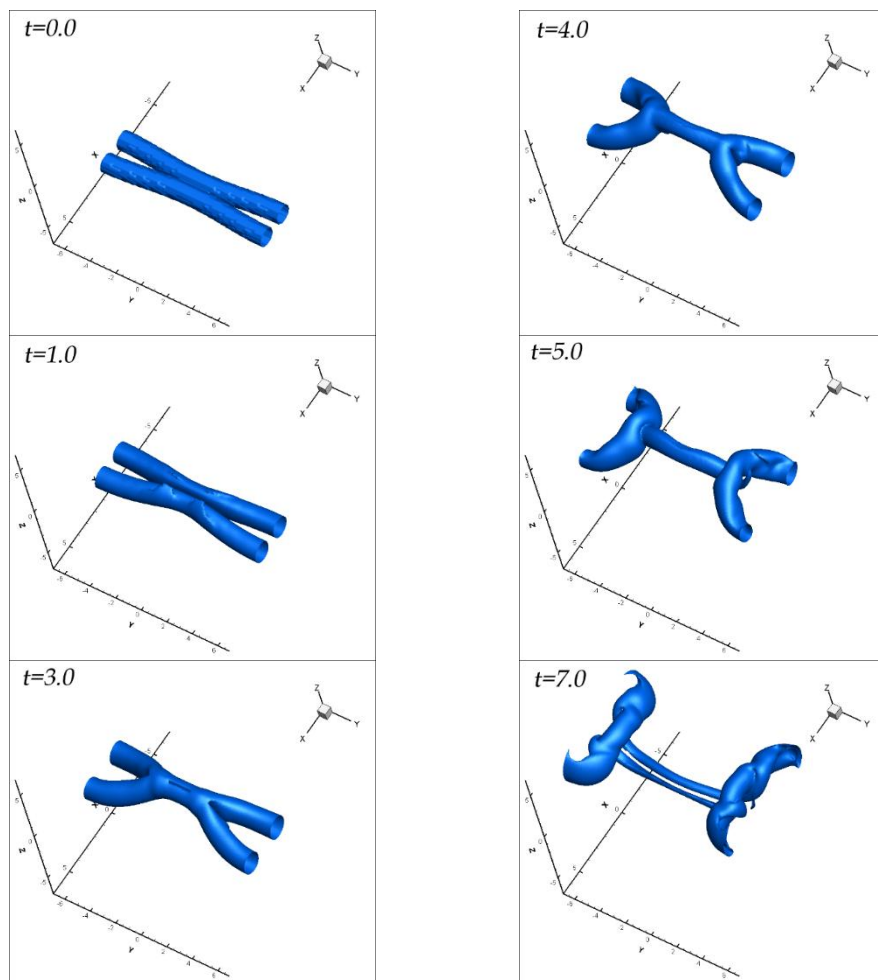
$$\omega(r) = \omega_0 e^{-\frac{r^2}{a^2}} \quad (21)$$

gdzie $\omega_0 = 20,0$, a $a = 0,667$. Na tej podstawie obliczona została cyrkulacja Γ i liczb Reynoldsa:

$$\Gamma = \int_0^a \omega(r) 2\pi r dr, \quad \text{Re}_\Gamma = \frac{\Gamma}{\nu} \quad (22)$$

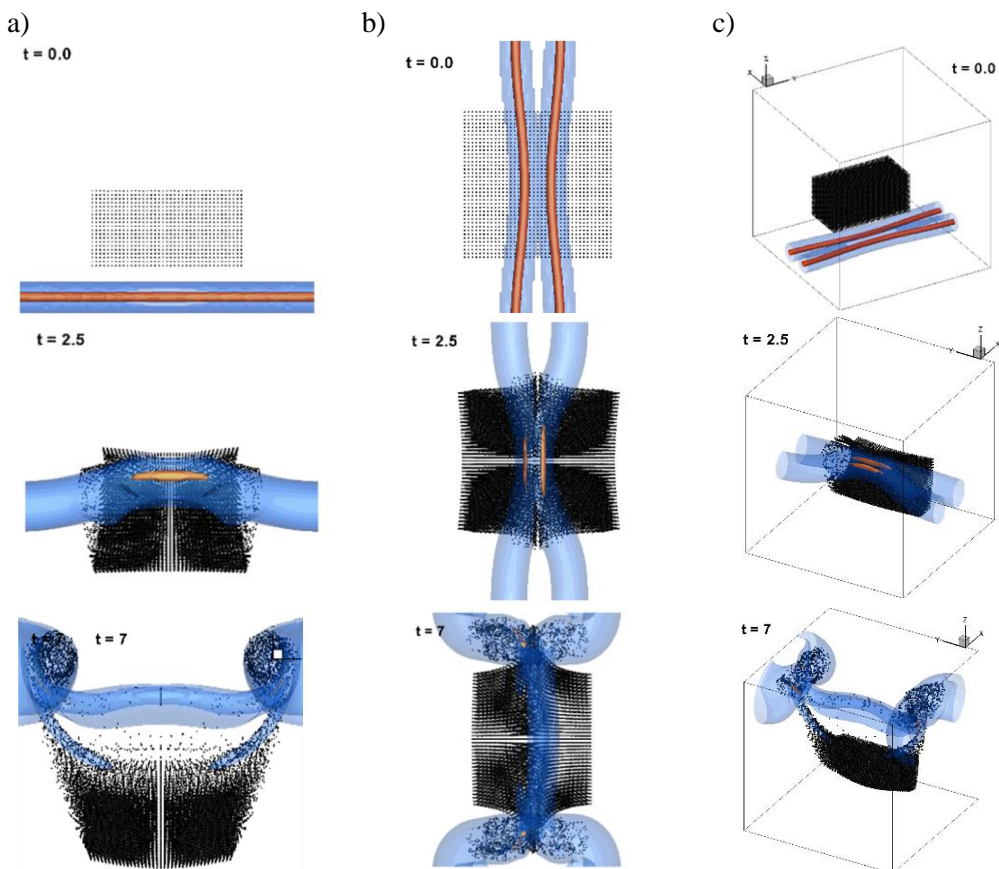
gdzie ν jest kinematycznym współczynnikiem lepkości. Dla prezentowanego przypadku wynosiły one odpowiednio $\Gamma = 17.65$ i $\text{Re}_\Gamma = 1003$. Obszar obliczeniowy stanowił sześcian o wymiarach $4\pi \times 4\pi \times 4\pi$ z okresowymi warunkami brzegowymi we wszystkich kierunkach. Liczba węzłów w każdym kierunku wynosiła $N = 128$. Do obliczeń przyjęto krok czasowy $\Delta t = 0.01$. Jakościowa zgodność z wynikami przedstawionymi w pracy [2] jest bardzo dobra.

Interakcja rurek wirowych przedstawiona na rys. 2 przechodzi przez klasyczne etapy rozrywania i łączenia się rurek wirowych wymienione przez innych autorów (np. [1], [2]). Rurki wirowe zbliżają się do siebie i zderzają się w $t = 1$. W miarę zbliżania się wirów do siebie ich rdzenie spłaszczają się, stają się coraz bardziej zdeformowane i przekształcają się w strukturę głowa - ogon (ang. head-trail). Ten etap charakteryzuje się aktywną dyfuzją (ang. cross-diffusion), której towarzyszy mostowanie pomiędzy dwoma strukturami wirowymi. Wytworzone mosty pod wpływem wzajemnej indukcji zaczynają się poruszać w górę i oddalać od siebie. Z powodu tego ruchu efekty lepkościowe pomiędzy dwoma strukturami nie mają okazji do całkowitej anihilacji wirowości. Pozostałości wirowości, zwane nićmi, zaczynają się wyginać w górę z powodu prędkości indukowanej przez nowe struktury wirowe.



Rys. 2. Obraz izopowierzchni $|\omega| = 0.15\omega_0$ dla ewolucji dwóch równoległych rurek wirowych

Mieszanie płynu otaczającego rurki wirowe biorące udział w procesie rekonekcji jest przedstawione za pomocą pasywnych markerów na rys. 3. Widać, że proces rekonekcji zintensyfikował proces mieszania w pewnym obszarze przepływu. Markery leżące w środkowej części obszaru przepływu, w której doszło do zmiany topologii linii wirowych, zostały uniesione przez przepływ i wymieszane. Z kolei cząstki pasywne leżące w obszarze przez który nie przechodziły rurki wirowe pozostały praktycznie nieruszone. W tym wypadku widać ograniczony zasięg działania procesu rekonekcji.



Rys. 3. Ruch pasywnych markerów wywołany polem prędkości powstałym w czasie rekonekcji dwóch rurek wirowych widziany z różnych punktów: a) z boku, b) z góry, c) pod kątem

3.2. ZDERZENIE DWÓCH PIERŚCIENI WIROWYCH

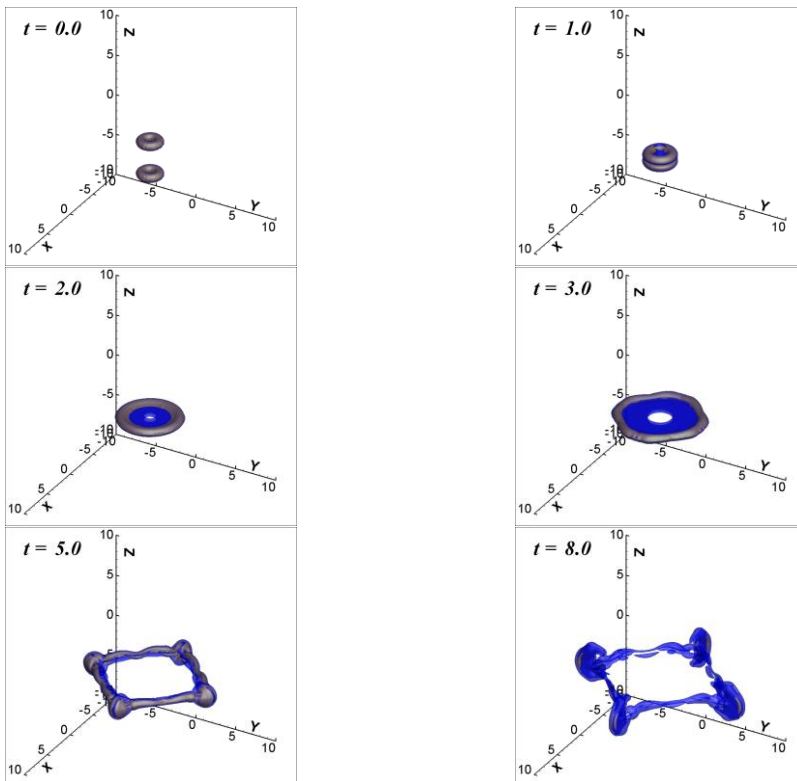
Ten przypadek pokazuje zderzenie dwóch pierścieni wirowych. Wyniki eksperymentalne można znaleźć w artykule [6] oraz na stronie internetowej autora.

W tym przypadku parametry we wzorach (21) i (22) miały wartości $\omega_0 = 20,0$, $a = 0,5$, $R = 1,0$, $\nu = 0,01$, $Re_\Gamma = 1000$. Wyniki w formie izopowierzchni wirowości przedstawione są na rys. 4a wizualizacja pasywnymi markerami na rys. 5.

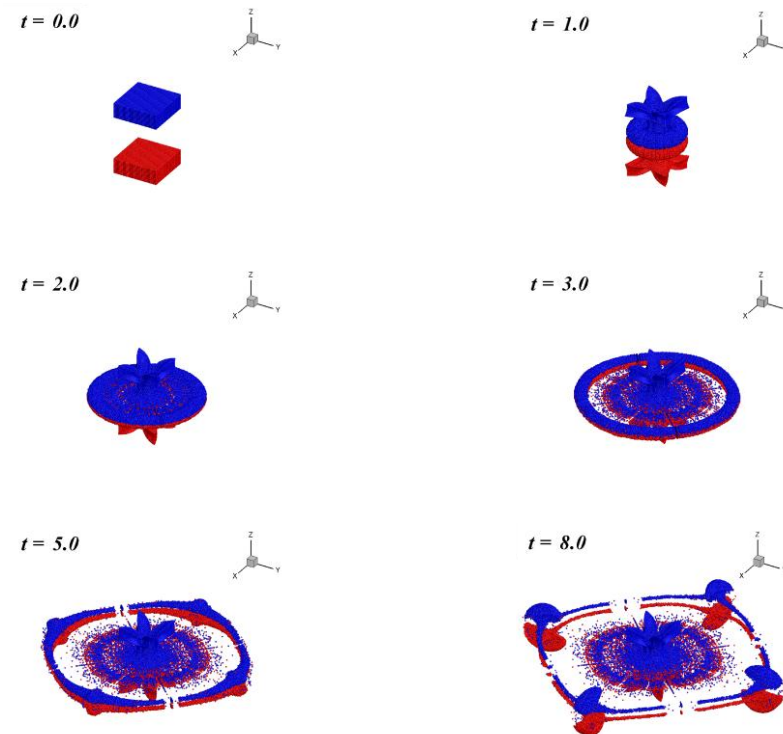
W czasie zbliżania się do siebie prędkości indukowane przez pierścienie powodują rozszerzanie się ich i spłaszczenie rdzenia (przekroju). W chwili $t=2$ na rys. 4 widoczny jest specyficzny rozkład wirowości nazywany przez Lima membraną. Zgodnie z [2] w momencie kiedy pierścienie osiągają wielkość ok. 4 początkowych średnic pojawia się asymetryczne zaburzenie w postaci fali. Powoduje ono powstanie na obwodzie każdego pierścienia czterech skupisk wirowości. Wyniki numeryczne pokrywają się z wynikami eksperymentu dla liczb Reynoldsa $Re < 1000$. W eksperymencie liczba skupisk

wirowości jest dużo większa niż w obliczeniach numerycznych. Powodem może być wpływ warunków brzegowych obszaru obliczeniowego lub inny sposób wyznaczania liczby Reynoldsa w pracy [2].

Wiadomo, że w przepływie lepkiem wirowość nie jest unoszona przez cząstki płynu i dlatego trudno jest przeprowadzić wizualizację ewolucji pola wirowości. Z tego powodu lepszym sposobem porównania otrzymanych wyników numerycznych z eksperymentem jest umieszczenie w obszarze obliczeniowych pasywnych markerów unoszonych przez płyn. Na rys. 5 przedstawione są pokolorowane pasywne markery. Kolory odpowiadają początkowemu położeniu. W chwili początkowej pierścienie wirowe są całkowicie schowane w obszarze pokrytym markerami. Każdy z tych obszarów zawiera markery rozłożone na siatce posiadającej $100 \times 100 \times 50$ węzłów. Oczywiście część markerów leżała poza obszarem pierścieni. W chwili $t=1$ widoczny jest ogon stworzony z markerów znajdujących się początkowo poza pierścieniami wirowymi. W chwili $t=3$ widoczna jest membrana. Obraz przedstawiony w chwili $t=5$ bardzo przypomina wyniki otrzymane przez Lima w pracy [2]. Z chwili $t=8$ jasno wynika, że proces rekonekcji w tym wypadku nie zaszedł. Markery pasywne nie zostały zmieszane.



Rys. 4. Obraz izopowierzchni $|\omega| = 0.05\omega_0$ (niebieskie) oraz $|\omega| = 0.2\omega_0$ (żółte – prześwituje jako szare przez powierzchnie niebieskie) dla zderzenia dwóch pierścieni wirowych



Rys. 5. Zderzenie dwóch pierścieni wirowych przedstawione za pomocą pasywnych markerów

4. POSUMOWANIE

W pracy przedstawiona została implementacja metody cząstek wirowych typu „wir w komórce” wykorzystująca metodę dekompozycji lepkościowej. Implementacja ta została wykorzystana w testach przedstawiających rekonekcję dwóch rurek wirowych oraz zderzenia pierścieni wirowych. Otrzymane wyniki numeryczne zostały porównane z wynikami numerycznymi otrzymanymi innymi metodami przez innych autorów (pierwszy przypadek testowy) oraz z wynikami rzeczywistych eksperymentów (drugi przypadek testowy). W obu tych testach została otrzymana wysoka jakościowa zgodność rezultatów. Pokazuje, że przedstawiona w artykule implementacja metody cząstek wirowych jest w stanie poprawnie symulować ewolucję struktur wirowych w czasie. Zastosowanie metody dekompozycji lepkościowej pozwala na dokładne modelowanie efektów lepkościowych.

LITERATURA

- [1] **Kida S., Takaoka M.:** *Vortex Reconnection*, *Annul Review of Fluid Dynamics*, Vol. 26, 169–189, 1994.
- [2] **Melander V.M., Hussain F.:** *Cross-linking of two antiparallel vortex tubes*, *Phys. Fluids A*, Vol. 1, Issue 4, 633-636, 1989.
- [3] **Kida S., Takaoka M.:** *Breakdown of frozen motion of vorticity field and vorticity reconnection*, *Journal of Physical Society of Japan*, Vol. 60, Issue 7, 2184-2196, 1991.
- [4] **Cottet G.-H., Koumoutsakos P.D.:** *Vortex Methods: Theory and Practice*, Cambridge University Press, 2000.
- [5] **Kosior A., Kudela H.:** *Parallel computations on GPU in 3D using the Vortex Particle Method*, *Computers and Fluids*, Vol. 80, 423-428, 2013.
- [6] **Lim T.T., Nickels T.B.:** *Instability and reconnection in the head-on collision of two vortex rings*, *Nature*, Vol. 357, 225-227, 1992.
- [7] **Wu J.Z., Ma H.Y., Zhou M.D.:** *Vorticity and Vortex Dynamics*, Springer, 2006.
- [8] **Holden H., Karlsen K.H., Lie K.-A., Risebro W.H.:** *Splitting Methods for Partial Differential Equations with Rough Solutions*, Society for Industrial and Applied Mathematics, 2007.
- [9] **LeVeque R.J.:** *Finite Difference Methods for Ordinary and Partial Differential Equations*, European Mathematical Society, 2010.
- [10] **Cottet G.-H., Poncet P.:** *Advances in direct numerical simulations of 3D wall-bounded flows by Vortex-in-Cell methods*, *Journal of computational physics*, 2003.
- [11] **Trottenber U., Oosterlee C.W., Schuller A., .:** *Multigrid*, Academic Press, 2001.
- [12] **Zabusky N.J., Melander M.V.:** *Three-dimensional vortex tube reconnection: Morphology for orthogonally-offset tubes*, *Physica D*, Vol. 37, 555-562, 1989.
- [13] **Saffman P.G.:** *A model of vortex reconnection*, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 212, 395-402, 1990.
- [14] **Kudela H., Kosior A.:** *Parallel reconnection of vortex tube reconnection using a graphics card and the 3D Vortex-in-Cell method*, *Procedia IUTAM*, Vol. 7, 59-66, 2013.



Formowanie śladu wirowego za profilem poruszającym się ruchem harmonicznym prostym

AUTORZY: Tomasz Kozłowski^{a,*}, Henryk Kudela^a

^a Zakład Numerycznego Modelowania Przepływów, Instytut Inżynierii Chemicznej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: tomasz.kozlowski@pwr.edu.pl, tel. 71 320 35 53

STRESZCZENIE

Praca dotyczy badań numerycznych nad powstawaniem siły nośnej i siły napędowej na ruchomych skrzydłach ptaków i owadów. Założono dwuwymiarowy model płynu, a ruch trzepoczący sprowadzono do profilu, który wykonuje ruch harmoniczny prosty. Przyjęto, że takie uproszczenia pozwolą na uchwycenie podstawowych zjawisk decydujących o powstawaniu sił aerodynamicznych na ruchomym profilu. Wykazano całą rodzinę ścieżek wirowych, które sparametryzowano za pomocą bezwymiarowej liczby Strouhala i amplitudy oscylacji. Ścieżki wirowe zestawiono na diagramach. Wyodrębniono strefy parametrów, przy których wytwarzana jest siła oporu, siła przyspieszająca (napędowa) i siła nośna. Wyznaczono także obszar parametrów, w którym pole wirowości wokół profilu jest nieuporządkowane. Występowanie nieuporządkowanego pola wirowego jest charakterystyczne dla wysokich liczb Reynoldsa i wywoływane jest przez zjawisko nagłej erupcji warstwy przyściennej na profilu. Wykazano, że w takim obszarze parametrów wytwarzanie siły nośnej na ruchomym profilu może być niemożliwe.

SŁOWA KLUCZOWE: ścieżka wirowa, siła napędowa, siła nośna, ruch trzepoczący

1. WPROWADZENIE

Zwierzęta latające i pływające pozbawione są części wirujących, a siłę nośną i siłę napędową wytwarzają przez ruch nazywany w literaturze trzepotaniem. Podczas ruchu trzepoczącego wokół skrzydła wytwarzane są chwilowe rozkłady pola prędkości, które prowadzą do zjawisk nazywanych niestacjonarnymi efektami hydrodynamicznymi. Rola niestacjonarnych zjawisk przepływowych stanowi obecnie jeden z podstawowych nurtów badań nad hydrodynamiką przyrody ożywionej [21,24,33]. Mówimy o hydrodynamice, ponieważ ptaki i owady poruszają skrzydłami w zakresie przepływu, który uważa się za nieściśliwy [30]. Hydrodynamika ruchomych skrzydeł znajduje również zastosowanie w konstrukcji śmigieł i turbin wiatrowych [4]. Z punktu widzenia mechaniki płynów wia-

domo, że mechanizmy generacji sił na profilu zdeterminowane są przez rozkład i dynamikę pola wirowości [32,33]. Położenie struktur wirowych w ścieżce Karmana prowadzi do powstawania defektu pędu w śladzie hydrodynamicznym i w konsekwencji generuje siłę oporu. Profil, który wykonuje ruch oscylacyjny (plunging) wraz ze zmianą kąta natarcia (pitching) może wywoływać zmianę położenia struktur wirowych w śladzie hydrodynamicznym i w ten sposób prowadzi do zwiększenia pędu w ścieżce wirowej, wywołując siłę napędową [10]. Taki typ ścieżki nosi nazwę odwróconej ścieżki wirowej Karmana.

Podstawowymi parametrami charakteryzującymi ruch trzepoczący, a także typ ścieżki wirowej za profilem jest liczba Strouhala, amplituda oscylacji i maksymalny kat natarcia profilu. Przy odpowiednio dobranych parametrach kinematycznych możliwa jest utrata symetrii, odchylenie odwróconej ścieżki wirowej i generacja siły nośnej.

Duża ilość różnych typów ścieżek wirowych możliwych do wytworzenia w ruchu trzepoczącym [15,22] powoduje, że wygodnie jest utworzyć diagramy tych ścieżek i sparametryzować je za pomocą kinematycznych parametrów ruchu takich jak: liczba Strouhala, amplituda oscylacji czy maksymalny kat wychylenia profilu. Na podstawie takich charakterystyk w pracy [2] wykazano, że najwyższą efektywność generacji siły napędowej w ruchu trzepoczącym uzyskuje się w zakresie liczb Strouhala: $St = 0.2 \div 0.4$. Obserwacje dużej ilości gatunków ptaków potwierdziły, że poruszają one skrzydłami w podobnym zakresie liczb Strouhala [25]. W pracy [10] wykazano eksperymentalnie, że przy liczbach Strouhala powyżej $St > 1$, kierunek odchylenia ścieżki wirowej może się zmieniać – ze ścieżki odchylonej w górę w ścieżkę odchyloną w dół (i odwrotnie). Oznacza to, że w pewnym zakresie parametrów kinematycznych ruchu trzepoczącego, otrzymanie siły nośnej dodatniej staje się utrudnione. Obserwacje eksperymentalne zostały potwierdzone numerycznie dla dwuwymiarowego ruchu trzepoczącego w płynie lepkim i nieściślym [16].

W obecnej pracy przeprowadzono badania formowania ścieżki wirowej za profilem i utworzono diagramy typów ścieżek wirowych dla różnych liczb Reynoldsa. Wraz ze wzrostem liczb Reynoldsa rośnie dynamika procesów porządkowania i łączenia struktur wirowych wokół profilu, które decydują o typie wytworzonej ścieżki wirowej. Wykazano numerycznie zjawisko erupcji warstwy przyściennej, które polega na nagłym wyrzuceniu skoncentrowanej porcji wirowości z obszarów przyściennych do wnętrza przepływu. Zjawisko erupcji warstwy przyściennej może wywoływać zaburzenia w formowaniu ścieżki wirowej i prowadzić do powstawania nieuporządkowanego pola wirowego wokół profilu. Wykazano także, że zjawisko to może prowadzić do zmiany kierunku odchylenia ścieżki wirowej, powodować prostowanie śladu hydrodynamicznego i przez to zanik siły nośnej.

2. METODA CZĄSTEK WIROWYCH TYPU "WIR W KOMÓRCIE"

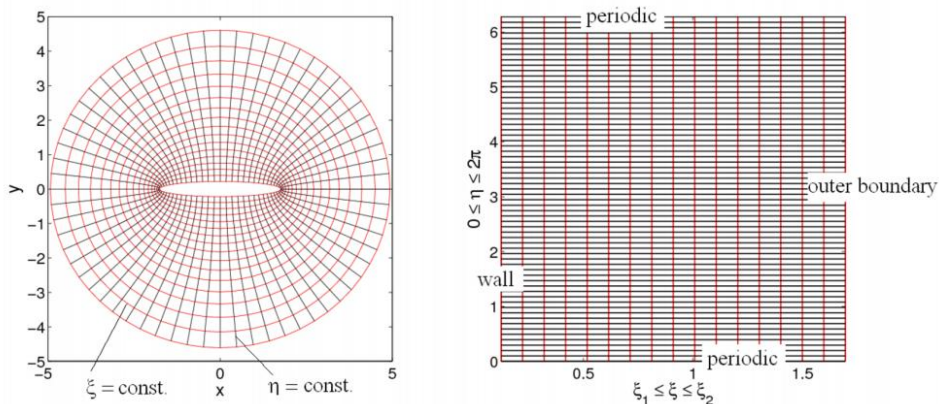
Do badań numerycznych wykorzystano metodę cząstek wirowych typu „wir w komórce” (ang. vortex in cell, VIC). Metody wirowe doskonale nadają się do badań dynamiki pola wirowości, ponieważ w obliczeniach śledzi się trajektorię cząstek wirowych, które są nośnikami informacji o polu prędkości. W metodach wirowych bezpośrednich nie używa się siatki numerycznej, a pole prędkości oblicza się z prawa Biota–Savarta. W metodzie

„wir w komórce” do wyznaczenia pola prędkości wykorzystuje się siatkę numeryczną, rys. 1. Aby lepiej dopasować siatkę numeryczną do kształtu profilu wykorzystano odwzorowanie konforemne. Równania ewolucji wirowości w układzie odniesienia poruszającym się wraz z ciałem można przedstawić w postaci:

$$\frac{\partial(\omega + 2\Omega)}{\partial t} + \nabla \omega \cdot u = \nu \Delta \omega \quad (1)$$

$$\Delta \psi = -\omega \quad (2)$$

gdzie ω oznacza wirowość, Ω – prędkość kątową ciała poruszającego się w płynie, ψ – funkcję prądu, u – wektor prędkości i ν – kinematyczny współczynnik lepkości. Szczegółowy opis metody cząstek wirowych w zastosowaniu do obszarów nieregularnych i nieograniczonych zamieszczono w pracy [13].



Rys. 1. Eliptyczna siatka w obszarze przepływu po stronie lewej i prostokątny obszar obliczeniowy po stronie prawej

3. SFORMUŁOWANIE PROBLEMU

W badaniach wykorzystano eliptyczny profil, który wykonywał ruch harmoniczny prosty zgodnie z równaniem [24]:

$$y(t) = \frac{A_0}{2} \cos(2\pi f t) \quad (3)$$

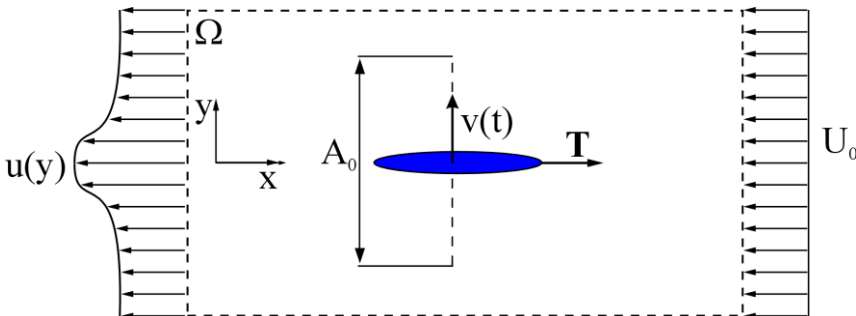
gdzie $y(t)$ oznacza chwilowe położenie środka profilu, A_0 – amplitudę oscylacji, f – częstotliwość. Prędkość pionową profilu obliczano z wzoru $u = dy/dt$. Daleko od ciała prędkość U_0 jest stała, rys. 2. Przepływ wokół ruchomego profilu można scharakteryzować przez zestaw liczb bezwymiarowych takich jak liczba Reynoldsa Re , liczba Strouhala St i bezwymiarowa amplituda oscylacji A_C :

$$Re = \frac{U_0 c}{\nu}, \quad St = \frac{f c}{U_0}, \quad A_C = \frac{A_0}{c}, \quad St_A = \frac{f A_0}{U_0} \quad (4)$$

gdzie c oznacza cięciwę profilu, ν – kinematyczny współczynnik lepkości płynu. Wprowadzono dwie definicje liczby Strouhala, podobnie jak w pracach [8,24]. Liczba oznaczo-

na przez St występuje w literaturze także jako częstotliwość zredukowana.

Przyjęto cięciwę profilu: $c = 2$, natomiast bezwymiarową grubość profilu: $e = b/c = 0.2$. Obliczenia numeryczne wykonano dla liczby Reynoldsa: $Re = 100$, $Re = 250$ i $Re = 500$. Przyjęto stałą gęstość płynu $\rho = 1$. Parametr t w równaniu (3) zastąpiono czasem bezwymiarowym $T = ft$, i $T = 1$ oznacza jeden pełny cykl ruchu (ruch w górę i dół). Wszystkie symulacje przeprowadzono w zakresie $T = (0,10)$. Częstotliwość z którą porusza się profil wybrano stałą: $f = 0.5$, a liczbę Strouhala (St) modyfikowano przez zmianę prędkości U_0 . Obliczenia wykonano na siatce numerycznej pokazanej na rysunku 1, z 256 węzłami w kierunku promieniowym i 256 węzłami w kierunku azymutalnym: (ξ, η) , $\xi = (\xi_1, \xi_1 + 2\pi)$, $\xi_1 = 0.2$ i $\eta = (0, 2\pi)$.

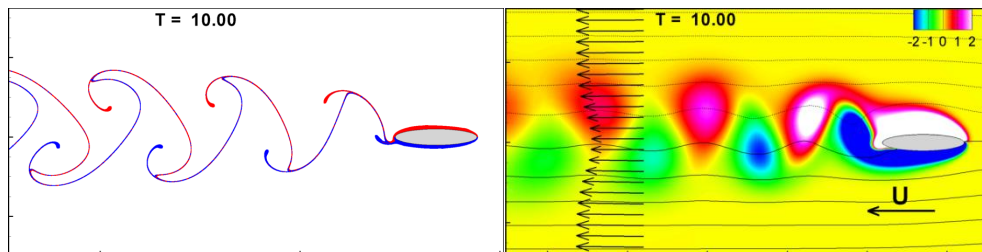


Rys. 2. Schemat profilu poruszającego się w płynie

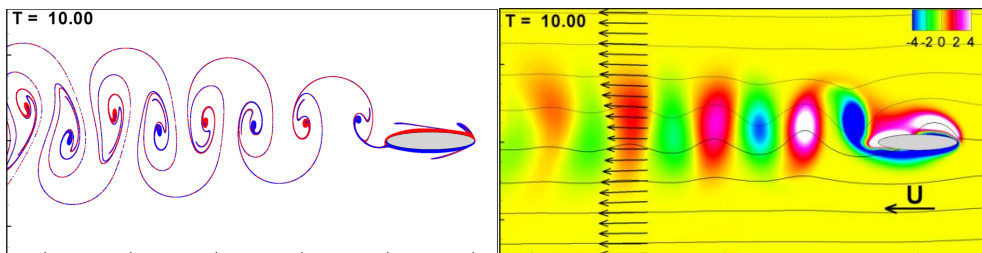
4. ŚCIEŻKI WIROWE ZA PROFILEM DLA $Re = 100$

Na rysunkach 3-7 przedstawiono różne typy ścieżek wirowych za profilem, który wykonywał ruch harmoniczny prosty. Po lewej stronie rysunków przedstawiono wizualizację za pomocą pasywnych markerów, które w każdym kroku czasowym umieszczano w bliskim sąsiedztwie ściany profilu (kolorem niebieskim oznaczono markery, które ułożone zostały na dolnej powierzchni, a kolorem czerwonym – markery na górnej powierzchni). Po prawej stronie rysunków zamieszczono pole wirowości wokół profilu i linie prądu.

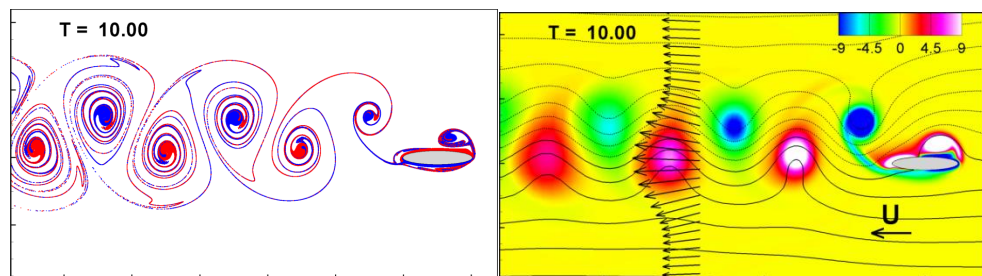
Dla liczby Reynoldsa $Re = 100$ i niewielkich amplitud oscylacji obserwuje się stacjonarne struktury wirowe. Wraz ze wzrostem amplitudy, struktury wirowe przestają być stacjonarne i odrywają się naprzemiennie ze ścian profilu tworząc ścieżkę wirową Karmana, rys. 3. Wirowość wytworzona poniżej (powyżej) osi symetrii profilu, pozostaje poniżej (powyżej) osi symetrii profilu. Położenie struktur wirowych w śladzie wywołuje stratę pędu i w rezultacie siłę oporu na profilu. Stratę pędu można łatwo wysledzić badając uśredniony w czasie profil prędkości w śladzie aerodynamicznym.



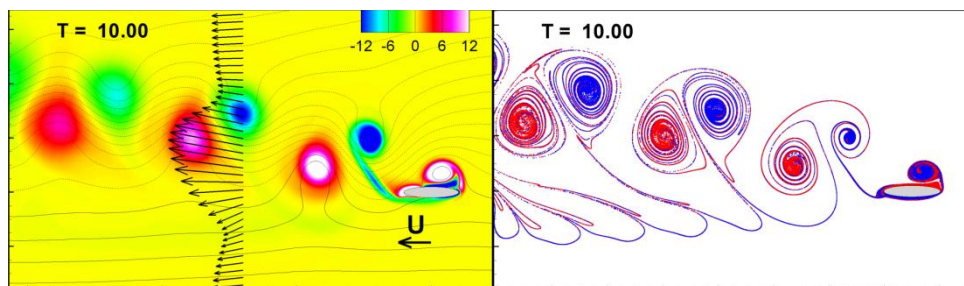
Rys. 3. Ścieżka wirowa Karman za profilem, $St = 0.6$ i $A_C = 0.25$. Po lewej stronie wizualizacja za pomocą pasywnych markerów, po stronie prawej zaprezentowano pole wirowości i linie prądu. Strzałki w śladzie za profilem oznaczają uśredniony w czasie profil prędkości. Strzałka w prawym dolnym rogu wskazuje kierunek i wartość prędkości U_0 . Taki typ ścieżki oznaczono przez \star na rysunku 8



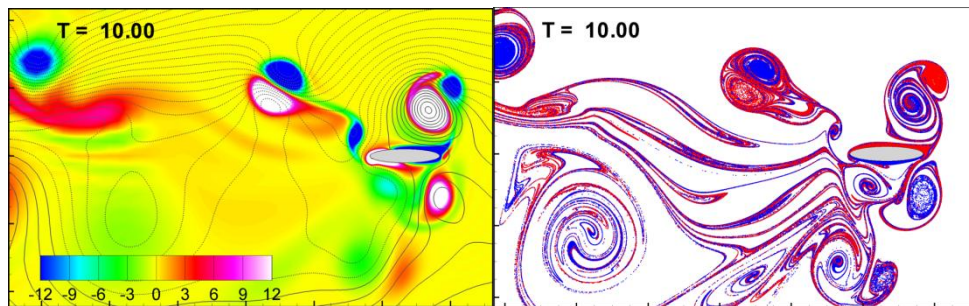
Rys. 4. Obszar przejściowy z wirowością skoncentrowaną w jednej linii za profilem, $St = 0.8$ i $A_C = 0.5$. Na rysunku 8 obszar przejściowy zaznaczony za pomocą \blacktriangle



Rys. 5. Generacja siły napędowej, $St=0.8$ and $A_C=0.75$. Odwróconą ścieżkę wirową Karmana oznaczono za pomocą \bullet



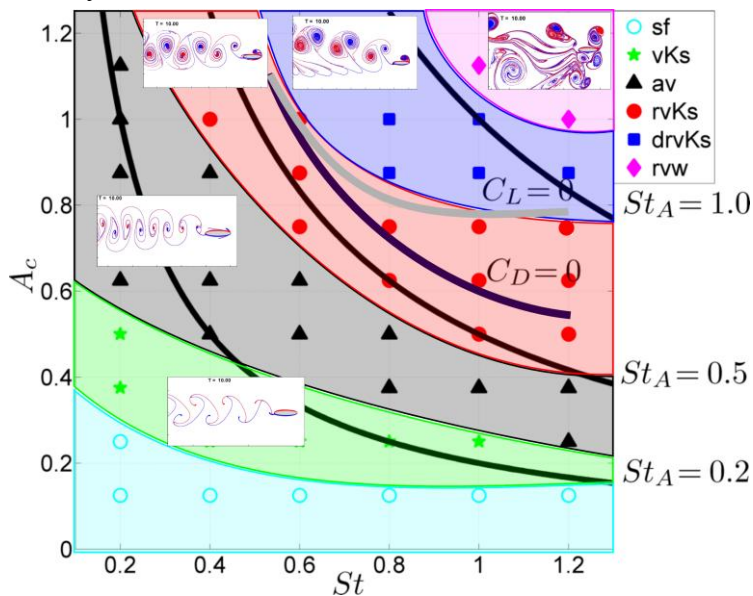
Rys. 6. Odchylona odwrócona ścieżka wirowa, $St = 0.8$ i $A_C = 1.0$. Odchylenie ścieżki w górę wywołuje powstawanie siły nośnej dodatniej. Na rysunku 8 oznaczono za pomocą \blacksquare



Rys. 7. Przepłytek pole wirowości wokół profilu, $St = 1.2$, $A_c = 1.0$. Oznaczone za pomocą ♦ na rys. 8

Dla ($St = 0.8$, $A_c = 0.5$) powstaje ścieżka wirowa, w której struktury wirowe o przeciwnej cyrkulacji układają się w linii symetrii profilu, rys. 4.

Dla wyższych wartości liczby Strouhala i amplitudy trzepotania ($St = 0.8$, $A_c = 0.75$), struktury wirowe zmieniają położenie w ścieżce (rys. 5), w porównaniu do klasycznej ścieżki Karmana. Struktury wirowe, które uformowały się z wirowości z górnego brzegu profilu, zmieniają położenie w śladzie aerodynamicznym i układają się po dolnej osi symetrii profilu. Zamianie położenia wirów towarzyszy przyrost pędu w śladzie wirowym i generacja siły napędowej. Taki typ ścieżki jest nazywany odwróconą ścieżką wirową Karmana [10].



Rys. 8. Zależność pomiędzy liczbą Strouhala St , bezwymiarową amplitudą A_c i typem obserwowanej ścieżki wirowej. Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla liczby Reynoldsa $Re = 100$. Symbole na rysunku oznaczają kolejno: ○ - przepływ ustalony, ★ - ścieżka wirowa Karmana, ▲ - obszar przejściowy, ● - odwrócona ścieżka wirowa Karmana, ■ - odchylona i odwrócona ścieżka wirowa Karmana, ◆ - przypadkowe pole wirowe

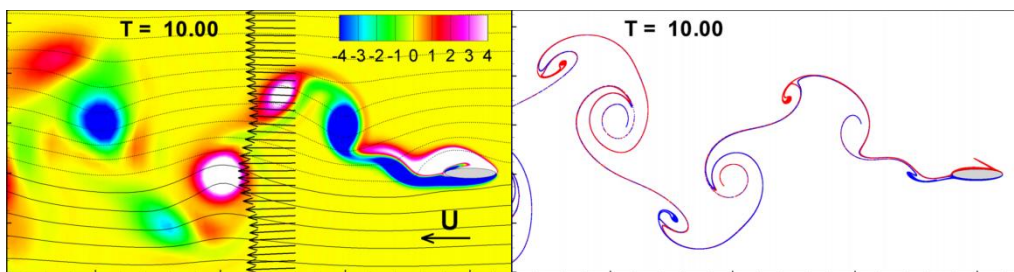
Dalsze zwiększanie amplitudy drgań i liczby Strouhala ($St = 0.8$, $A_C = 1.0$) prowadzi do wytworzenia asymetrii śladu i odchylenia ścieżki wirowej od osi profilu, rys. 6. Zjawisko odchylenia ścieżki wywołuje powstawanie siły nośnej [10,19]. Kierunek odchylenia ścieżki zależy od kierunku pierwszego wychylenia (górze lub dół) i determinuje kierunek działania siły nośnej (dodatni lub ujemny).

Do analizy zachowania ścieżki wirowej za profilem skonstruowano diagramy. Na rysunku 8, przedstawiono relację pomiędzy typem ścieżki wirowej, liczbą Strouhala St i bezwymiarową amplitudą drgań A_C . Zaznaczono również krzywą współczynnika siły nośnej i siły oporu, dla $C_L = 0$ i $C_D = 0$. Warto zwrócić uwagę, że odwrócona ścieżka wirowa Karmana nie wywołuje generacji siły nośnej w całym obszarze parametrów, w którym występuje.

Podobny diagram dla (St, A_C) otrzymano eksperymentalnie dla profilu wykonującego ruch drgający wraz ze zmianą kąta natarcia [7,8]. Jakościowa zgodność otrzymanych wyników numerycznych z wynikami eksperymentalnymi zaprezentowanymi w cytowanych pracach pozwala sądzić, że w podanym zakresie parametrów mechanizmy generacji siły nośnej i siły oporu będą podobne.

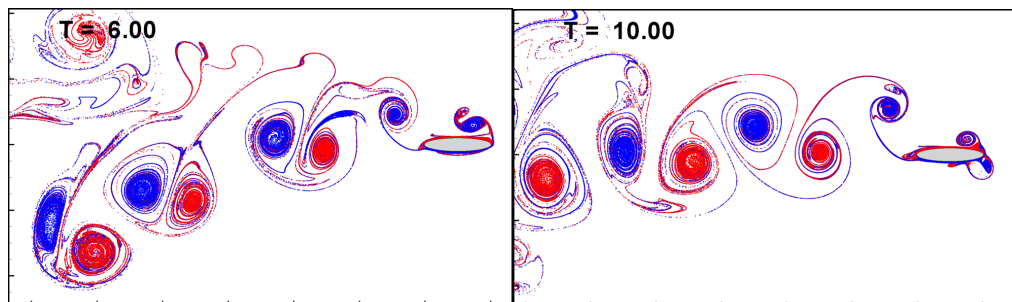
5. WPŁYW LICZBY REYNOLDSA

Aby sprawdzić wpływ liczby Re na formowanie śladu aerodynamicznego za profilem, wykonano obliczenia numeryczne dla liczb $Re = 250$ i $R = 500$ i skonstruowano diagramy fazowe. W podanym zakresie liczb Re , obserwowano dodatkowy typ śladu hydrodynamicznego, określane w literaturze jako ślad typu 2P (two vortex pairs), rys. 9. Omawianą ścieżkę wirową, zauważono również w zagadnieniu obracającego się walca [20] i także dla trzepoczącego profilu [22]. Symbol 2P oznacza, że podczas jednego pełnego cyklu (ruch w górze i w dół) powstają dwie struktury wirowe złożone z wirów o przeciwnych cyrkulacjach. Z badań eksperymentalnych wiadomo, że ten typ ścieżki wirowej może być kluczowy dla wytwarzania siły napędowej przez ryby [17].



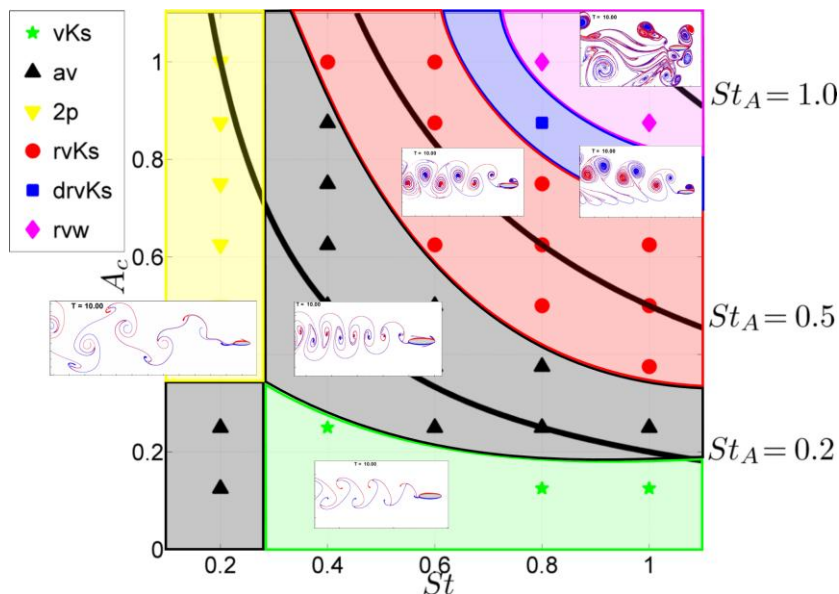
Rys. 9. Ścieżka wirowa typu 2P, $St = 0.2$, $A_C = 1.0$, $Re = 250$. Na diagramie zaprezentowanym na rysunku 10 oznaczono za pomocą ▼

Diagramy fazowe dla liczby Reynoldsa $Re = 250$ i $Re = 500$ przedstawiono na rysunku 10a i 10b. Z przedstawionych diagramów wynika, że wraz ze wzrostem liczby Reynoldsa obszar występowania odchylonej i odwróconej ścieżki wirowej (oznaczone za pomocą ■) zanika i dla liczby Reynoldsa $Re = 500$ nie występuje. Dla liczby Reynoldsa $Re = 500$ proces przejścia odwróconej ścieżki wirowej do nieuporządkowanego pola wirowego przebiega bezpośrednio (patrz rys. 10b). Oznacza to, że w omawianym zakresie parametrów, generacja siły nośnej wywołana odchyleniem ścieżki wirowej nie jest możliwa.



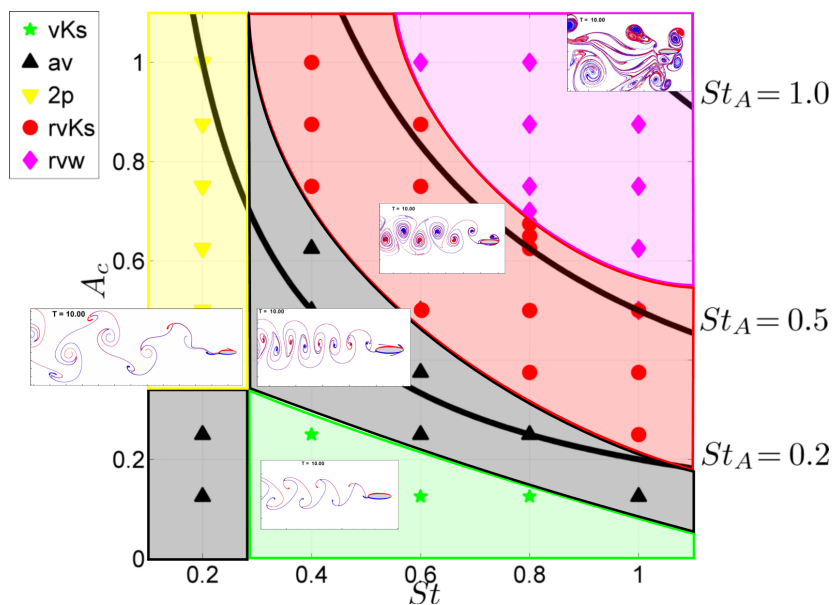
Rys.10. Efekt prostowania ścieżki wirowej wywołany zjawiskiem erupcji warstwy przyściennej, $St = 0.8$, $A_c = 0.675$, $Re=500$

a)



Rys. 11a. Zależność pomiędzy liczbą Strouhala St , bezwymiarową amplitudą A_c i typem obserwowanej ścieżki wirowej: a) $Re = 250$, b) $Re = 500$. Symbole na rysunku oznaczają kolejno: ▼ - ścieżka wirowa typu **2P**, ★ - ścieżka wirowa Karmana, ▲ - obszar przejściowy, ● - odwrócona ścieżka wirowa Karmana, ■ - odchylona odwrócona ścieżka wirowa Karmana, ◆ - przypadkowe pole wirowe

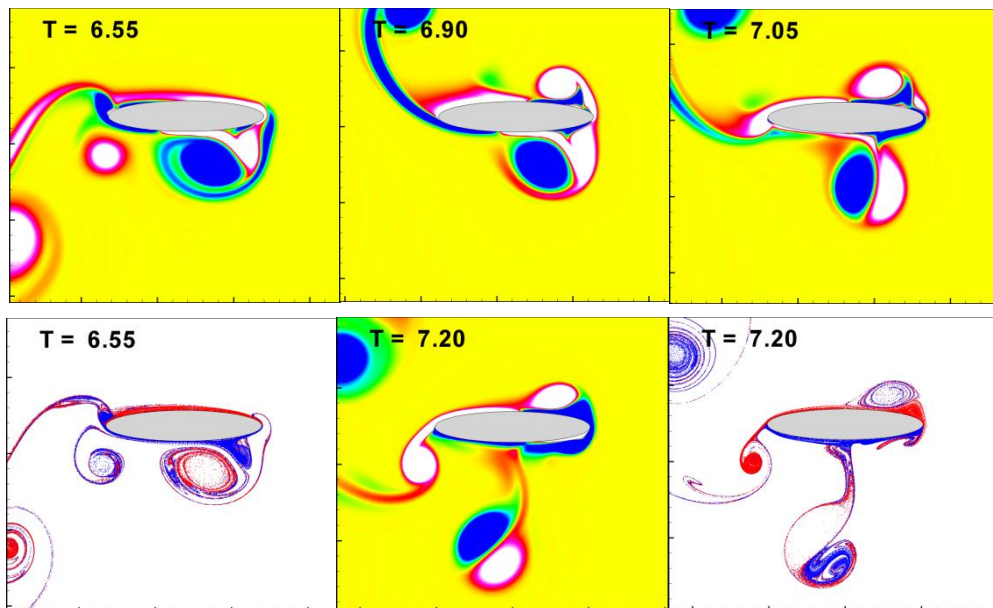
b)



Rys. 11b. Relacja pomiędzy liczbą Strouhala St , bezwymiarową amplitudą A_c i typem obserwowanej ścieżki wirowej

Wykonano dodatkowe obliczenia blisko linii, która oddziela obszar odwróconej ścieżki wirowej Karmana i obszar nieuporządkowanego pola wirowego (patrz rys. 10) i nie zaobserwowano odchylenia ścieżki wirowej po dziesięciu pełnych cyklach ruchu profilu. Odchylenie ścieżki wirowej może występować w początkowych cyklach jako stan przejściowy, następnie ścieżka wirowa zostaje wyprostowana, rys. 10.

W badanym obszarze parametrów, efekty aerodynamiczne zdominowane są przez zjawisko nagłej separacji i erupcji warstwy przyściennej ze ściany profilu. Przez erupcję warstwy przyściennej rozumie się nagłe wyrzucenie porcji płynu z obszarów przyściennych daleko do wnętrza przepływu. Zjawisko zainicjowane jest przez strukturę wirową, która powstaje na krawędzi natarcia profilu. Taka struktura powstaje w każdym cyklu dwukrotnie (przy ruchu w górę i w dół, patrz rysunki 3-7) i nosi nazwę: wiru krawędzi natarcia (leading edge vortex). Jeśli intensywność wiru krawędzi natarcia jest wystarczająco duża, blisko ściany powstaje wir o przeciwnej cyrkulacji, patrz rys. 12, ramka $T = 6.55$. Oba wiry tworzą strukturę wirową, przypominającą dipol, która transportuje część płynu z obszarów przyściennych do wnętrza przepływu, ramki $T = 7.20$ na rysunku 12. Dynamika zjawiska erupcji warstwy przyściennej wzrasta wraz z liczbą Re . Szczegółowy opis omawianego zjawiska znaleźć można w pracach [6,14]. Zjawisko erupcji prowadzi do utraty odchylenia ścieżki wirowej, wyprostowania śladu wirowego i tym samym do zaniku siły nośnej.



Rys. 12. Zjawisko wybuchu warstwy przyściennej na ruchomym profilu, $Re = 500$, $St = 0.8$, $AC = 0.675$.
Na rysunku zaprezentowano obraz pola wirowości i pasywnych markerów

Brak możliwości odchylenia ścieżki wirowej i generacji siły nośnej, powoduje ograniczone możliwości utrzymania własnego ciężaru ptaków i owadów podczas lotu, jak również obniża możliwości manewrowe.

Na podstawie obserwacji zwierząt latających w pracy [25] podaje się, że optymalny zakres liczb St_A (czwarty wzór w równaniu (4)) dla ptaków i owadów, mieści się w zakresie $St_A = 0.2 - 0.5$. W pracy eksperymentalnej [2] wykazano, że najwyższą efektywność ruchu trzepoczącego otrzymuje się w zakresie $St_A = 0.2 - 0.4$. Na rysunku 8 i 11 naniesiono krzywe stałej wartości liczb St_A . Dla ruchu harmonicznego prostego, badanego w obecnej pracy, obszar liczb Strouhala, w którym występuje generacja siły napędowej i siły nośnej zależy od liczby Reynoldsa. Dla liczby Reynoldsa $Re = 100$ siła nośna i siła napędowa występuje w zakresie $St_A = 0.6 - 1.1$ (podobny zakres zaobserwowano dla profilu, który może się swobodnie poruszać [23]). Wraz ze wzrostem liczby Reynoldsa obszar występowania siły nośnej i siły napędowej przesuwa się na diagramie i dla liczby Reynoldsa $Re = 500$ zawiera zakres optymalnych liczb Strouhala St_A obserwowany w naturze.

6. PODSUMOWANIE

W pracy wykorzystano metodę cząstek wirowych typu „wir w komórce” do badań efektów aerodynamicznych właściwych dla ruchu harmonicznego prostego. Uznano, że dwuwymiarowe uproszczenie pozwoli uchwycić fundamentalne zjawiska dla generacji siły nośnej i siły napędowej. Pomimo dwuwymiarowego modelu, dynamika pola wirowości wokół ruchomego profilu jest bardzo różnorodna i pozwala lepiej zrozu-

mieć nieliniową naturę zjawisk właściwych dla ruchu trzepoczącego. Dla wybranych parametrów ruchu profilu otrzymano całą gamę różnych typów ścieżek wirowych za profilem. Zbudowano na płaszczyźnie parametrów (St, A_C) diagram, który umożliwia w łatwy sposób określenie typu ścieżki wirowej, na podstawie podstawowych parametrów ruchu. Pokazano, że diagram określający typ ścieżki wirowej modyfikuje się wraz ze zmianą liczby Reynoldsa. Odchylenie ścieżki wirowej powoduje generację siły nośnej. Wykazano numerycznie, że odchyłona ścieżka wirowa jest bardzo wrażliwa na dynamiczne zjawiska przepływowe zachodzące w pobliżu profilu. Wzrost liczby Reynoldsa powoduje erupcyjny charakter transportu skoncentrowanej porcji wirowości z obszarów przyściennych do wnętrza przepływu. Tak wyprodukowana wirowość niszczy asymetrię ścieżki wirowej za ciałem, powodując prostowanie śladu hydrodynamicznego i zanik siły nośnej. Ograniczone zostają zdolności manewrowe obiektu, którego elementem napędzającym jest ruch trzepoczący. Zaprezentowane wyniki badań numerycznych są jakościowo zgodne z wynikami eksperymentalnymi zamieszczonymi w pracach [7,8] mimo, że wybrano znacznie mniejszą liczbę Reynoldsa i uproszczono ruch trzepoczący do ruchu harmonicznego prostego.

LITERATURA

- [1] **Anderson CH., R., Reider M., B.:** *A High Order Explicit Method for the Computation of Flow about a Circular Cylinder*, J. Comp. Phys., 125, 1996.
- [2] **Anderson J., M., Streitlien K., Barret D., S., Triantafyllou M., S.:** *Oscillating foils of high propulsive efficiency*, J. Fluid. Mech, 360, 1998.
- [3] **Becerra Sagredo:** *Moment conserving Cardinal Splines Interpolation of Compact Support for Arbitrarily Spaced Data*, Research Report No. -10 Zurich Switzerland, 2003.
- [4] **Cebeci T., Platzer M., Chen H., Chang K-H, Shao J. P.:** *Analysis of Low-Speed Unsteady Airfoil Flows*, Springer, 2005.
- [5] **Cottet G-H., Koumoutsakos P.:** *Vortex Methods Theory and Practice*, Cambridge University Press, Cambridge, 2000.
- [6] **Doligalski T., L., Smith C., R., Walker J., D., A.:** *Vortex Interactions with Walls*, Annu. Rev. of Fluid Mech., 26, 1994.
- [7] **Godoy-Diana R., Aider J-L., Wesfreid J., E.:** *Transitions in the wake of a flapping foil* Physical Review E, 77, 2008.
- [8] **Godoy-Diana R., Marais C., Aider J-L., Wesfreid J., E.:** *Model for the symmetry breaking of the reverse Benardvon Karman vortex street produced by flapping foil* J. Fluid Mech., 622, 2009.
- [9] **Gustafson K., E., Leben R., Freymuth P.:** *Visualization and computation of hovering mode*, Vortex methods and vortex motion, 1991.
- [10] **Jones K., D., Dohring C., M., Platzer M., F.:** *Wake Structures Behind Plunging Airfoils: A Comparison of Numerical and Experimental Results*, AIAA, 1996.
- [11] **Koumoutsakos P., Leonard A., Pepin F.:** *Boundary conditions for Viscous Vortex Methods*, J. Comp. Phys., 113, 1994.
- [12] **Koumoutsakos P., Leonard A.:** *High-resolution simulations of flow around an impulsively started cylinder using vortex method*, J. Fluid Mech., 296, 1995.
- [13] **Kudela H., Kozłowski T.:** *Vortex in cell method for exterior problems*, J. Theor. Appl. Mech., 47, 2009.
- [14] **Kudela H., Malecha Z., M.:** *Eruption of a boundary layer induced by a 2D vortex patch*, Fluid Dyn. Res., 41, 2009.

- [15] **Lentink D., Muijres F., T., Donker-Duyvis F., J., van Leeuwen J., L.:** *Vortex-wake interactions of a flapping foil that models animal swimming and flight*, J. Exp. Biol., 211, 2008.
- [16] **Lewin G., C., Haj-Hariri H.:** *Modelling thrust generation of a two-dimensional heaving airfoil in a viscous flow*, J. Fluid. Mech., 492, 2003.
- [17] **Müller U., K., Van den Boogaart J., G., M., Van Leeuwen J., L.:** *Flow patterns of larval fish: undulatory swimming in the intermediate flow regime*, J. Exp. Biol. 211, 2008.
- [18] **Peskin Ch., S., Miller L., A.:** *When vortices stick: an aerodynamic transition in tiny insect flight*, J. Exp. Biol., 207, 2004.
- [19] **Platzer M. F., Jones K. D.:** *The Unsteady Aerodynamics of Flapping-Foil Propellers, 9th International Symposium on Unsteady Aerodynamics, Aeroacoustics and Aeroelasticity of Turbomachines*, Ecole Centrale de Lyon, Lyon, France, 2000.
- [20] **Ponta F., L., Aref H.:** *Numerical experiments on vortex shedding from an oscillating cylinder*, J. Fluids and Struct., 22, 2006.
- [21] **Sane S., P.:** *The aerodynamics of insect flight*, J. Exp. Biol. 206, 2003.
- [22] **Schnipper T., Andersen A., Bohr T.:** *Vortex wakes of a flapping foil* J. Fluid Mech., 633, 2009.
- [23] **Shelley M., J., Alben S.:** *Coherent locomotion as an attracting state for a free flapping body* PNAS, 102, 2005.
- [24] **Shyy W., Lian Y., Tang J., Viieru D., Liu H.:** *Aerodynamics of Low Reynolds Number Flyers* Dover Publications, Dover Publications, Cambridge University Press, 2008.
- [25] **Taylor G., K.:** *Flying and swimming animals cruise at a Strouhal number tuned for high power efficiency*, Nature, 425, 2003.
- [26] **Thomas J., W.:** *Numerical Partial Differential Equations: Finite Difference Methods*, Springer, 1995.
- [27] **Wang Z., J.:** *Efficient Implementation of the Exact Numerical Far field Boundary Condition for Poisson Equation on an Infinite Domain*, J. Comp. Phys. 153, 1999.
- [28] **Wang Z., J.:** *The role of drag in insect hovering* J. Exp. Biol., 207, 2004.
- [29] **Wang, Z. J., Birch, J. M., Dickinson, M. H.:** *Unsteady forces and flows in low Reynolds number hovering flight: two-dimensional computations vs robotic wing experiments*, J. Exp. Biol., Vol. 207, 2007.
- [30] **Wang Z., J.:** *Vortex shedding and frequency selection in flapping flight*, J. Fluid Mech., 410, 2000.
- [31] **Weinan E., Jian-Guo Liu:** *Vorticity Boundary conditions and Related Issues for Finite Difference schemes*, J. Comp. Phys. 124, 66, 1996.
- [32] **Wu J. C.:** *Theory for aerodynamics force and moment in viscous flows* AIAA, 19, 1981.
- [33] **Wu J. Z., Ma H.Y., Zhou M.D.:** *Vorticity and Vortex Dynamics*, Springer, 2005.



Wykorzystanie metod CFD do modelowania przepływu w promieniowej pompie labiryntowej z łopatkami spiralnymi

AUTOR: Przemysław Szulc^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Janusz Plutecki

^a Zakład Podstaw Konstrukcji i Maszyn Przepływowych, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: przemyslaw.szulc@pwr.edu.pl, tel. 71 320 48 22

STRESZCZENIE

Promieniowa pompa labiryntowa składa się z dwóch tarcz: czynnej i biernej. Tarcza bierna jest nieruchoma, natomiast tarcza czynna obraca się względem głównej osi pompy. Obie tarcze są wyposażone w przeciwnie zorientowane łopatki. W komórkach ograniczonych łopatkami należącymi do dwóch tarcz, spodziewanym procesem konwersji energii mechanicznej do cieczy jest krążenie. W pracy zaprezentowano wyniki symulacji numerycznych zestawów tarcz różniących się parametrami geometrycznymi. Pozwoliło to na jakościowe i ilościowe ujęcie zjawisk zachodzących w pompie.

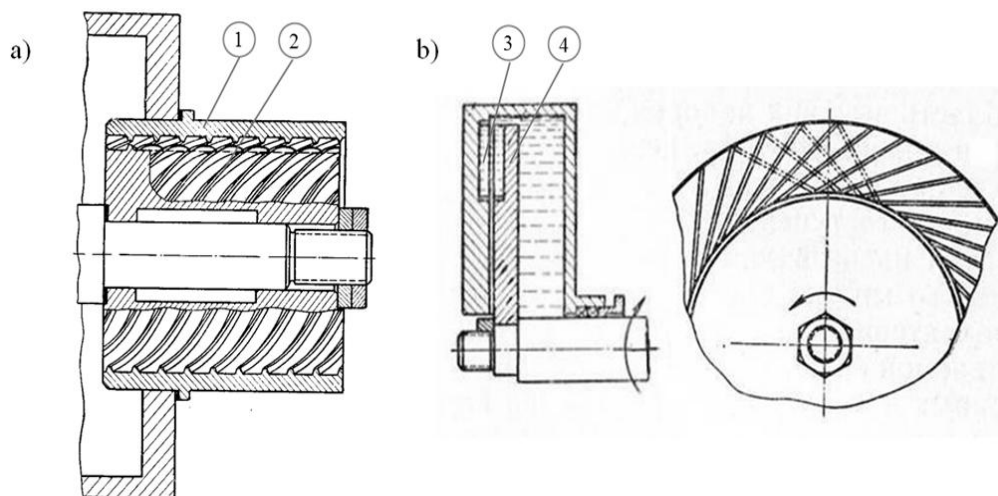
SŁOWA KLUCZOWE: *pompy specjalne, promieniowa pompa labiryntowa.*

1. WPROWADZENIE

Pompy labiryntowe, zwane również pompami gwintowo-labiryntowymi, gwintowymi lub dwuśrubowymi stanowią grupę jednostek pompowych charakteryzującą się niską wartością wyróżnika szybkoobrotowości n_q .

Pompy labiryntowe ze względu na charakter przepływu możemy podzielić na jednostki o osiowym i promieniowym charakterze przepływu. Cechą charakterystyczną w obu przypadkach jest brak klasycznego wirnika, jako elementu zwiększającego kręt cieczy. Parametry energetyczne tj. wydajność Q oraz wysokość podnoszenia H uzyskiwane są poprzez konwersję energii mechanicznej z wału do cieczy za pomocą elementów roboczych, które intensyfikują wymianę pędu [1, 2, 4, 9] pomiędzy cieczą znajdującą się w obszarze części wirującej pompy, a cieczą zalegającą w nieruchomym elemencie roboczym.

Na rys. 1 przedstawiono szkice koncepcyjne pomp labiryntowych o: (a) osiowym i (b) promieniowym charakterze przepływu [1, 2]. Zwiększenie energii przetwarzanej cieczy możliwe jest dzięki współpracy ruchomych elementów roboczych z elementami pozostającymi w spoczynku. W przypadku pomp o osiowym charakterze przepływu śruba (2) umieszczona w nieruchomej tulei (1) obraca się względem głównej osi jednostki. Analogicznie, dla pomp promieniowych, wykonująca ruch obrotowy tarcza czynna (4) współdziała, z pozostającą w spoczynku, tarczą bierną (3). Cechą charakterystyczną współpracujących elementów roboczych jest duża liczba kanałów/łopatek o przeciwnie zorientowanych kątach nachylenia (jeżeli na ruchomym elemencie roboczym łopatki/kanały wykonane są w prawo, to na nieruchomym w lewo). Dla pomp osiowych realizowane jest to w postaci gwintu wielozwojnego, wykonywanego na śrubie oraz tulei. Tarcze pomp promieniowych, ze względu na zwiększanie się obwodu wraz z promieniem, mogą być wyposażone w łopatki lub kanały.



Rys. 1. Pompa labiryntowa: a) o przepływie osiowym, b) o przepływie promieniowym: 1 – tuleja, 2 – śruba, 3 – tarcza bierna, 4 – tarcza czynna [1,2]

Obecna wiedza w dziedzinie pomp labiryntowych obejmuje wyłącznie pompę osiową, dlatego istotne są badania promieniowej pompy labiryntowej, jako pompy łączącej cechy pomp: odśrodkowej i krążeniowej celem rozpoznania i optymalizacji jej konstrukcji. Dostępna literatura określa w sposób przybliżony proces projektowania osiowych pomp labiryntowych, natomiast kwestia podejścia do promieniowej pompy labiryntowej pozostaje nierozwiązana. Nieodzowne jest zatem badanie rozpatrywanych jednostek, szczególnie pod względem energetycznym w celu poznania i zrozumienia procesu wymiany energii jaki zachodzi pomiędzy tarczą czynną i bierną jednostki, a pompowanym czynnikiem.

2. REALIZACJA SYMULACJI NUMERYCZNYCH

2.1. OBIEKT BADAWCZY

Za przykład do rozważań na temat pracy promieniowej jednostki labiryntowej przyjęto dwa zestawy wirników tarczowych. Zestawy te wytypowano na podstawie przeprowadzonych studiów literaturowych dotyczących pomp o osiowym charakterze przepływu, poszerzonych o wnioski wyciągnięte na podstawie badań rzeczywistych pompy 150PPL oraz 180PPL [3, 5, 6, 7] Jako zmienne parametry geometryczne, opisujące kształt badanych elementów przyjęto liczbę łopatek z_l , ich grubość s_l oraz kąt wlotowy β_l . Dla obu zestawów parametrami niezmiennymi była wartość szczeliny międzyczarowej wynosząca $\delta = 0,6$ mm. Ponadto obie tarcze cechowały się zamkniętym światłem wlotowym kanału międzylópatkowego na średnicy d_{lcb} , identyczną wartością średnicy zewnętrznej $d_{2cb} = 200$ mm, identyczną wartością średnicy wewnętrznej $d_{1cb} = 120$ mm oraz taką samą wysokością łopatki $h_l = 4$ mm. Zestaw badawczy nr 1 charakteryzował się następującymi parametrami:

- liczba łopatek $z_l = 20$ szt.,
- szerokość łopatek $s_l = 2$ mm,
- kąt wlotowy $\beta_l = 30^\circ$,

natomiast dla zestawu nr 2 przyjęto następujące wymiary:

- liczba łopatek $z_l = 40$ szt.,
- szerokość łopatek $s_l = 4$ mm,
- kąt wlotowy $\beta_l = 50^\circ$.

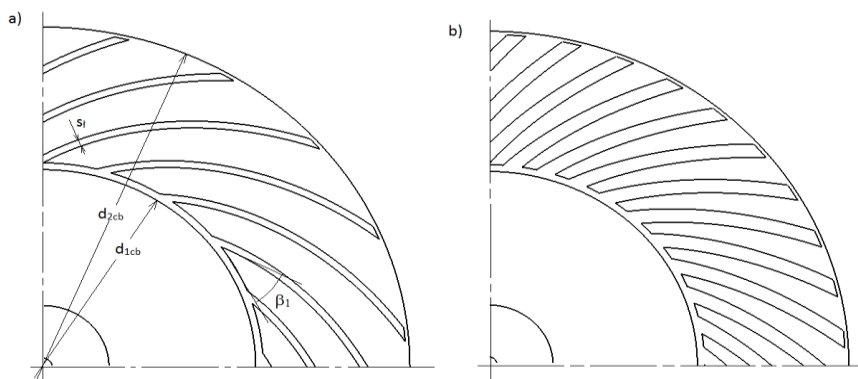
Kształt badanych tarcz, wraz z oznaczeniami wybranych parametrów geometrycznych przedstawiono na rys. 2. Z konieczności uproszczenia modelu założono, że geometria tarczy czynnej jest taka sama jak tarczy biernej.

Cechą charakterystyczną łopatek jest to, że ich kształt przebiega wzdłuż spirali logarytmicznej. Przyjęcie takiego założenia, umożliwia opisanie kształtu łopatki stałym kątem β_l w funkcji zmiany średnicy tarcz. Jest to istotne, ze względu na to, że łopatki obu tarcz przecinają się pod stałym kątem $\gamma = 180 - 2\beta_l$ co odzwierciedla przebieg zarysu gwintu pompy osiowej. Dodatkowo dla pomp tarczowych z przepływem turbulentnym cząstki cieczy poruszają się po torach spiralnych – logarytmicznych.

W trakcie prowadzonych badań poddano analizie dwie konfiguracje zestawów tarcz:

- ułopatkowana tarcza czynna i gładka tarcza bierna,
- ułopatkowana tarcza czynna i bierna.

Celem realizacji takiego zestawienia elementów pomp była konieczność rozpoznania pracy każdego zestawu w każdej proponowanej konfiguracji. Pozwoli to na identyfikację zachodzących w pompie zjawisk fizycznych oraz umożliwi wskazanie potencjalnych miejsc aplikacji takiej jednostki w przemyśle.



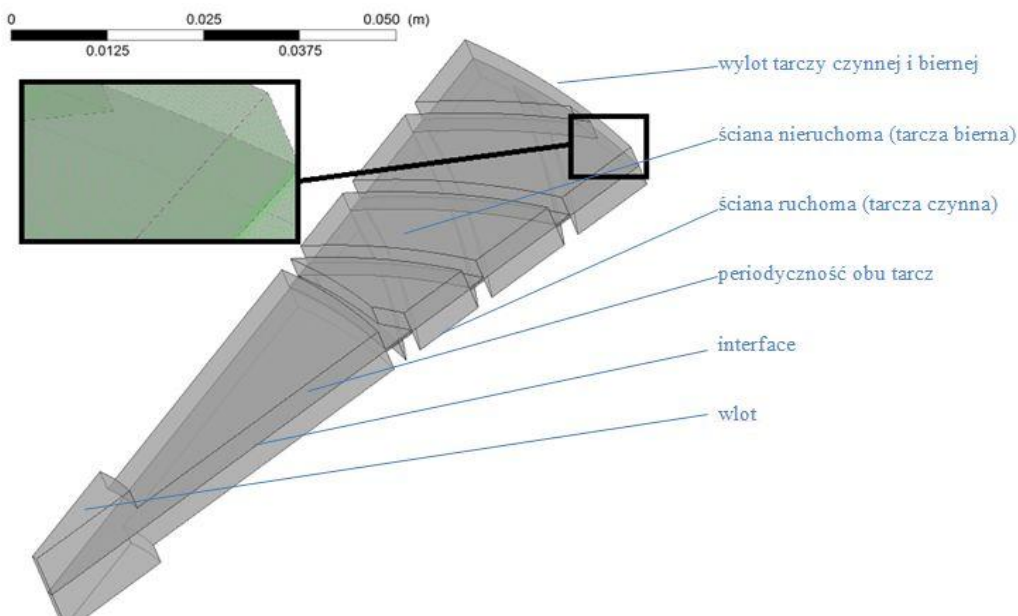
Rys. 2. Geometria badanych tarcz: (a) zestaw nr 1, (b) zestaw nr 2

2.2. GŁÓWNE ZAŁOŻENIA MODELU NUMERYCZNEGO

Numeryczna mechanika płynów CFD umożliwia przeprowadzenie symulacji obiektów rzeczywistych w celu sprawdzenia poprawności obliczeń konstrukcyjnych oraz wyjaśnienia i obrazowego spojrzenia na zjawiska towarzyszące przepływowi płynów.

Celem rozpoznania pracy proponowanych zestawów tarcz zbudowano modele numeryczne geometrii badanych obiektów. Ograniczenie podyktowane możliwościami obliczeniowymi klastra uniemożliwiło zastosowanie siatki większej niż dwanaście milionów elementów. Przepływ w pompie modelowej można potraktować jako okresowo-symetryczny przy założeniu identyczności geometrycznej każdego z analizowanych wycinków kołowych. Takie ukształtowanie modelu numerycznego nie jest zbyt daleko idącym uproszczeniem i umożliwia lepsze wykorzystanie możliwości obliczeniowych klastra oraz na wykonanie siatki o możliwie najlepszych parametrach oceny jej jakości. Model obliczeniowy dla zestawu nr 1 przedstawiono na rys. 3.

Parametry geometryczne, identyfikujące każdą z analizowanych tarcz, zostały zawarte w postaci trójwymiarowych modeli bryłowych wykonanych w oprogramowaniu CAE. Proces dyskretyzacji modelu wykonano przy użyciu programu ICEM CFD, tworząc siatkę w większości strukturalną (heksahedralną). Badania numeryczne rozpatrywanego obiektu przeprowadzono w oparciu o komercyjne oprogramowanie ANSYS Fluent CFD. Program umożliwia, z wykorzystaniem metody objętości skończonych iteracyjne rozwiązywanie równań zachowania pędu, energii oraz masy. Analizę numeryczną przepływu wykonano przy użyciu modelu MRF (Multiple Reference Frames). Badania przeprowadzono jako stacjonarne i niestacjonarne dla określonych warunków brzegowych. Podczas obliczeń monitorowano przebieg wartości ciśnień całkowitych, strumienia masy na wlocie i wylocie z modelu oraz wartość momentu na ścianie tarczy czynnej. Obliczenia wyłączano po ustabilizowaniu się wymienionych parametrów. Badany model nie uwzględniał wpływu chropowatości ścian na uzyskiwane wyniki. Symulacje wykonano dla prędkości obrotowej tarczy czynnej $n = 2000 \text{ }^1/\text{min}$. Czynnikiem roboczym była czysta woda o gęstości $\rho_{H_2O} = 998,2 \text{ kg/m}^3$ oraz lepkości dynamicznej $\mu_{H_2O} = 0,001003 \text{ Pa}\cdot\text{s}$.



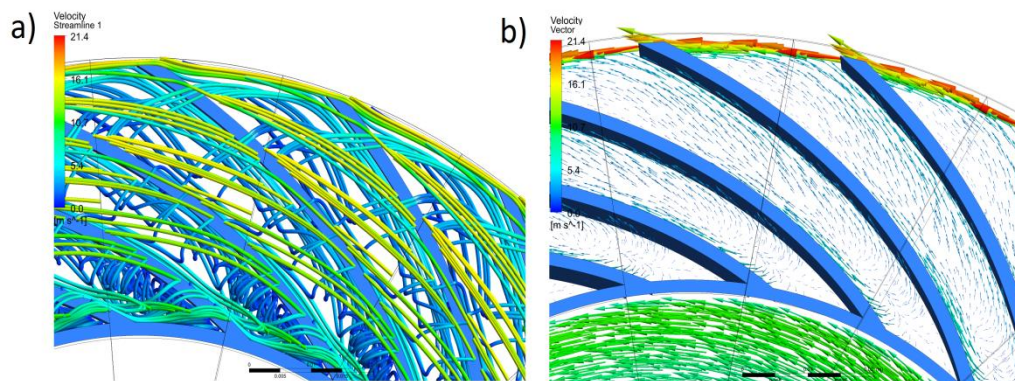
Rys. 3. Model obliczeniowy promieniowej pompy labiryntowej – zestaw nr 1

Obliczenia przeprowadzono z użyciem modelu turbulencji $k-\varepsilon$ Realizable. Wybór tego modelu turbulencji, wraz z jego ustawieniami, autor poprzedził licznymi badaniami wstępnymi, w których przeprowadzono symulacje numeryczne zestawu tarcz z łopatkami liniowymi oraz walidację z badaniami rzeczywistymi wykonanymi na specjalnie przygotowanym stanowisku pomiarowym [6,7]. Rozbieżność charakterystyki przepływu dla punktu optymalnego była mniejsza niż 5%, natomiast maksymalne odchylenie odnotowano dla wydajności $Q = 0 \text{ m}^3/\text{h}$ i wynosiło około 20%. Otrzymane rezultaty zawierają się w wartościach uzyskiwanych dla pomp krętnych o zbliżonych parametrach hydraulicznych [8]. Wyniki wstępnych symulacji numerycznych dają zadowalającą zbieżność z rzeczywistymi parametrami hydraulicznymi, szczególnie w obszarze punktu optymalnego, zatem opracowany model numeryczny może stanowić podstawę do prowadzenia dalszych prac.

W analizowanej konfiguracji przyjęto na wlocie wartość prędkości czynnika oraz szacowany poziom turbulencji, natomiast w przypadku wylotu z pompy, wartość ciśnienia i analogicznie jak dla wlotu – proponowany poziom turbulencji. Rozpatrywany model numeryczny został podzielony płaszczyznami w celu lepszej wizualizacji zjawisk. W efekcie przeprowadzonych symulacji numerycznych zgromadzono dane umożliwiające analizę stacjonarnego i niestacjonarnego przepływu przez badane zestawy tarcz.

2.3. REZULTATY SYMULACJI NUMERYCZNYCH TARCZ CZYNNYCH WSPÓLPRACUJĄCYCH Z GŁADKIMI TARCZAMI BIERNYMI

Analizując rozkład wektorów prędkości względnej (rys. 4b) w obszarze tarczy czynnej widoczny jest odśrodkowy przepływ cieczy ze średnicy wewnętrznej d_{1c} w kierunku zewnętrznej d_{2c} . Występujące zawirowania w bliskim sąsiedztwie średnicy d_{1c} są wynikiem zamknięcia światła wlotowego kanału międzyłopatkowego. Proces wymiany energii odbywa się na drodze przyrostu momentu pędu.

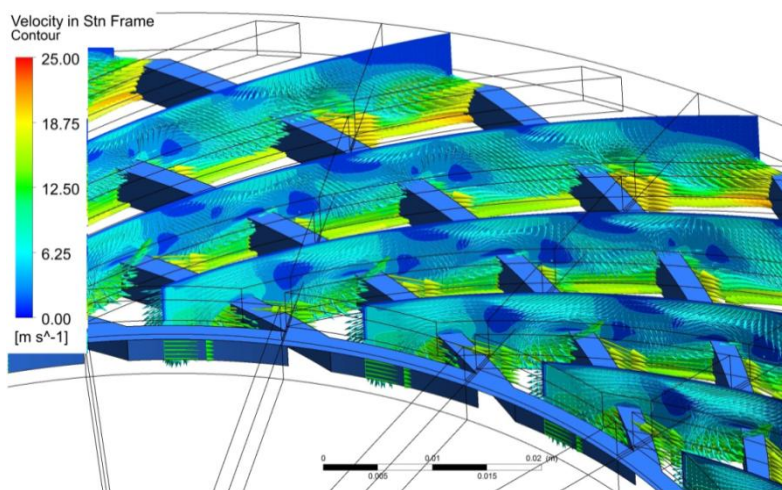


Rys. 4. Względne tory cząstek (a) i względne wektory prędkości (b) w obrębie elementów roboczych, tarcza bierna gładka, zestaw nr 1, $Q = 0,37 \text{ m}^3/\text{h}$

Tory cząstek cieczy przedstawione na rys. 4a ilustrują, że oprócz oddziaływania odśrodkowego cząstki cieczy poruszają się po liniach spiralnych biegnących wzdłuż kanału międzyłopatkowego. Zjawisko to spowodowane jest oddziaływaniem nieruchomej, gładkiej tarczy biernej na ciecz znajdującą się w półotwartym, ruchomym kanale przepływowym. Ciecz poruszająca się przez kanał międzyłopatkowy, posiadająca prędkość względną w_c i u_c , napotyka jedną ze ścian kanału pozostającą w spoczynku. Ponieważ na ścianie prędkość u_b jest równa zero, a ciecz nie jest idealna i posiada określony parametr prędkości unoszenia u_c następuje skutek różnicy tych prędkości ($u_c - u_b$) wywołanie ruchu spiralnego, tym większego im większa jest wartość prędkości u_c . Aby wyeliminować wirowanie płynu wzdłuż kanału należy zapewnić warunek równości prędkości obwodowych dla danego promienia czyli $u_c = u_b$. Może być to realizowane gdy pompa stoi – wtedy $u_c = u_b = 0 \text{ m/s}$, jednak w żaden sposób nie prowadzi to do możliwości przetłaczania cieczy, lub też poprzez zamknięcie kanału międzyłopatkowego ruchomą tarczą – czyli zastosowania wirnika zamkniętego. Zjawisko spiralnego poruszania się cieczy nie prowadzi do zwiększenia wysokości podnoszenia pompy. Pomiedzy czynną i bierną stroną łopatki występują straty wierzchołkowe – wolumetryczne, spowodowane istniejącą pomiędzy stronami łopatki różnicą energii. Straty te będą tym większe im większa będzie wartość szczeliny δ pomiędzy tarczami. Przepływ cieczy w szczelinie δ można zaobserwować na rys. 4b.

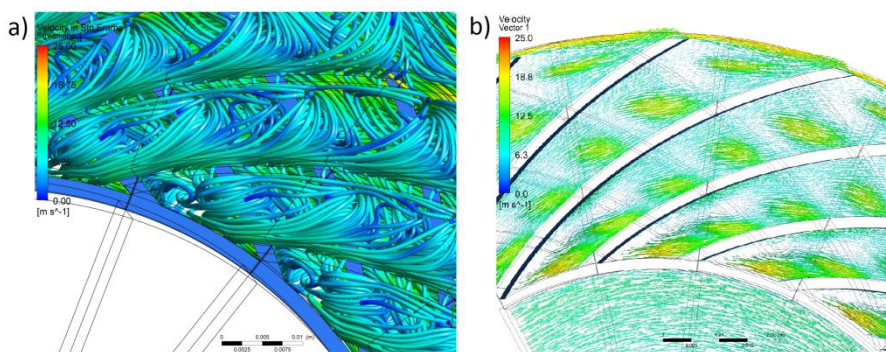
2.4. REZULTATY SYMULACJI NUMERYCZNYCH TARCZ CZYNNYCH WSPÓLPRACUJĄCYCH Z UŁOPATKOWANYMI TARCZAMI BIERNYMI

W przypadku pomp o osiowym charakterze przepływu zadaniem tulei biernej jest inicjowanie i podtrzymywanie procesu wymiany pędu pomiędzy obydwoma elementami roboczymi [1, 2, 4, 7]. Celem weryfikacji zastosowania ułopatkowanej tarczy biernej w dążeniu do uzyskania zwiększonej wartości wysokości podnoszenia H przeprowadzono symulacje numeryczne obu zestawów w opisanej konfiguracji. Wyniki badań zaprezentowano na rys. 5 – rys. 8. Kolorem niebieskim przedstawione są ruchome łopatki tarczy czynnej.



Rys. 5. Wektory i izoliny prędkości (bezwzględne) w obrębie elementów roboczych, tarcza bierna wyposażona w łopatki, zestaw nr 1, $Q = 0,37 \text{ m}^3/\text{h}$

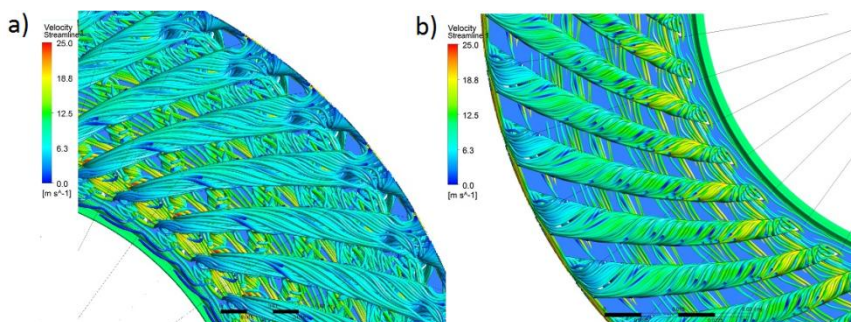
Analizując rys. 5, na którym przedstawiono rozkład bezwzględnych wektorów prędkości w kanale międzyłopatkowym nieruchomej tarczy biernej można zauważyć struktury wirowe zrywające się z wierzchołków łopatek tarczy czynnej i przechodzące przez nieruchomy kanał tarczy biernej. Proces tworzenia się wirów zachodzi na całej długości nieruchomego kanału międzyłopatkowego, niezależnie od położenia łopatek tarczy czynnej. Ponieważ podczas pracy pompy następuje ciągłe przesuwanie się łopatek tarczy czynnej wzdłuż długości kanałów tarczy biernej, zjawisko generowania wirów przyjmuje również charakter ciągły. Cząstki cieczy tworzące wiry zrywające się z wierzchołka łopatki tarczy czynnej przechodzą w obszar kanału międzyłopatkowego tarczy biernej, po czym ponownie przepływają w obszar kanału międzyłopatkowego tarczy czynnej, ponawiając proces tworzenia wirów. Skutkiem tego jest wymiana pędu pomiędzy elementem wykonującym ruch obrotowy a tym pozostającym w spoczynku. Struktury wirowe (rys. 6a) są silnie związane z obszarami martwymi, które widoczne są na rys. 5. Analizując przedstawiony widok izoliny prędkości bezwzględnych w kanałach tarczy biernej, można zauważyć liczne pola z obniżoną



Rys. 6. Bezwzględne tory cząstek (a) i względne wektory prędkości (b) w obrębie elementów roboczych, tarcza bierna wyposażona w łopatki, zestaw nr 1, $Q=0,37 \text{ m}^3/\text{h}$

prędkością, które świadczą o występowaniu tam struktur wirowych. Obszary te swoim zasięgiem obejmują tarczę czynną i bierną, co potwierdza, że następuje tu wymiana ilości ruchu. Podobnie, jak dla zestawu współpracującego z gładką tarczą bierną również w badanym zestawie występuje odśrodkowe przekazywanie energii do cieczy (rys. 6b). Obszary o zwiększonej prędkości odpowiadają miejscom tworzenia się wirów i wymianie pędu.

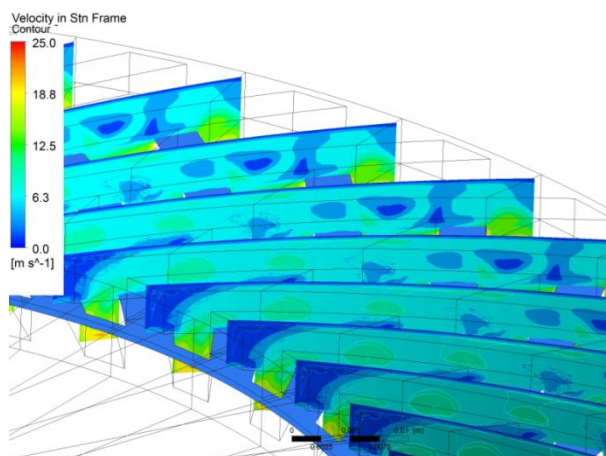
Wykonane symulacje numeryczne pozwoliły na przeprowadzenie analizy przepływu przez badany zestaw tarcz nr 2. Na rys. 7 przedstawiono tory cząstek w obrębie tarczy czynnej (względne) i biernej (bezwzględne). W kanałach międzyłopatkowych tarczy czynnej następuje odśrodkowy przepływ cieczy od średnicy d_{1c} do d_{2c} . Cząstki cieczy poruszają się torem spiralnym wzdłuż kanału, analogicznie jak dla tarczy czynnej współpracującej z gładką tarczą bierną. Rozpatrując kształt toru cząstek w kanale międzyłopatkowym tarczy biernej, charakter przepływu jest analogiczny – ciecz porusza się ruchem spiralnym, co wywołane jest wirującą tarczą czynną, jednak kierunek tego przepływu jest przeciwny – wsteczny (od d_{2b} do d_{1b}). Tarcza czynna zwiększa kręt cieczy, natomiast kanały tarczy biernej pozwalają na wyrównywanie się energii



Rys. 7. Względne tory cząstek w obrębie tarczy czynnej (a) i bezwzględne w obrębie tarczy biernej (b) zestawu nr 2, $Q = 0,37 \text{ m}^3/\text{h}$

między kolejnymi przyrostami promieni tarczy czynnej $r_c + dr_c$, czyli prowadzą do zwiększonych w stosunku do współpracy z tarczą bierną start wolumetrycznych, a w konsekwencji do zmniejszenia parametrów hydraulicznych pompy. W odróżnieniu od zestawu nr 1 nie następuje tutaj proces tworzenia się struktur wirowych, których początkiem jest wierzchołek łopatek tarczy czynnej. Analizując rys. 8, na którym przedstawiono izolinie prędkości bezwzględnej w kanale międzyłopatkowym tarczy biernej, zauważalny jest brak obszarów o obniżonej prędkości, które swoim zasięgiem obejmowałyby kanał międzyłopatkowy tarczy czynnej. Pozwala to na stwierdzenie, że w analizowanym przypadku nie dochodzi do wymiany pędu pomiędzy obydwojema elementami. Wyniki symulacji niestacjonarnych oraz dla różnych wartości wydajności Q obrazują identyczne zjawiska jak opisane powyżej.

Przedstawiona analiza pozwala wnioskować, że przyczyną braku powstawania struktur wirowych dla zestawu nr 2 jest zbyt wąski kanał międzyłopatkowy oraz duża grubość łopatki s_l .



Rys. 8. Izolinie prędkości (bezwzględne), zestaw nr 2, $Q = 0,37 \text{ m}^3/\text{h}$

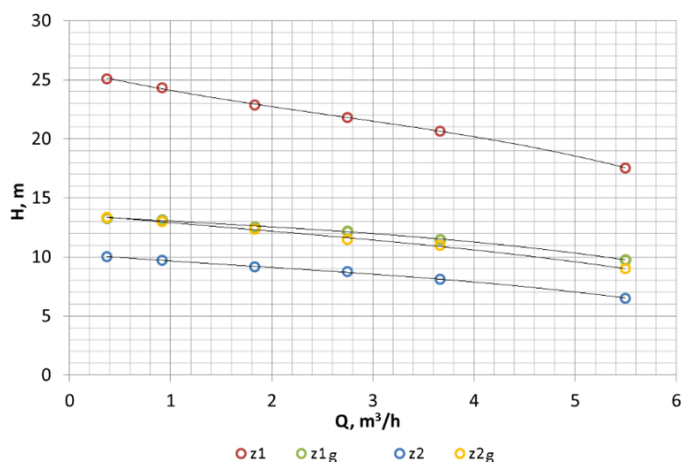
2.5. PORÓWNANIE CHARAKTERYSTYK PRZEPŁYWU

Podsumowaniem przeprowadzonych symulacji numerycznych jest sporządzenie charakterystyk przepływu dla badanych zestawów tarcz. W tym celu zróżnicowano warunki brzegowe na wlocie do pompy poprzez zadanie odpowiednich wartości wydajności Q i przeprowadzenie stosownych obliczeń numerycznych. Charakterystyki pozwalają ocenić i porównać parametry energetyczne uzyskane dla poszczególnych konfiguracji. Na rys. 9 przedstawiono charakterystyki $H = f(Q)$ wyznaczone na podstawie symulacji numerycznych.

Uzyskane krzywe przepływu przyjmują charakter opadający wraz ze wzrostem wydajności Q . Tendencja zmiany może być aproksymowana funkcją liniową. Ze względu na niestabilność rozwiązania dla wydajności $Q = 0 \text{ m}^3/\text{h}$, wartość wysokości podnoszenia H w tym punkcie nie jest możliwa do obliczenia.

Analizując sporządzony wykres należy zauważyć, że potwierdzają się rozważania zawarte w punktach 2.3 i 2.4. W przypadku zestawu nr 1 współpracującego z ułopatkowaną tarczą bierną uzyskano wyższą wartość wysokości podnoszenia w całym zakresie zmian parametru Q w porównaniu z zestawieniem geometrycznym tarczy czynnej z gładką tarczą bierną. Przyrost wysokości podnoszenia wynosi od $\Delta H = 12$ m dla $Q = 0,37$ m³/h do $\Delta H = 5,5$ m dla $Q = 5,5$ m³/h, co przekłada się na procentowy przyrost H od $\delta H = 192\%$ dla $Q = 0,37$ m³/h do $\delta H = 175\%$ dla $Q = 5,5$ m³/h. Tak znaczny wzrost energii cieczy wywołany jest superpozycją odśrodkowego charakteru przekazywania energii z wymianą ilości ruchu pomiędzy elementami roboczymi pompy, co przedstawiono na rys. 5–6.

Porównując przebieg krzywych przepływu dla obu zestawów współpracujących z gładką tarczą bierną, widać niewielką różnicę w wartościach parametru H dla poszczególnych wydajności Q . Analizując punkt o najmniejszym strumieniu objętości, można sądzić, że generowana wysokość podnoszenia H zależy wyłącznie do średnicy d_{2c} , tak jak dla klasycznych pomp krętnych.



Rys. 9. Porównanie charakterystyk przepływu dla badanych zestawów tarcz, z1 – zestaw nr 1, z2 – zestaw nr 2, z1g – zestaw nr1 z tarczą bierną gładką, z2g – zestaw nr 2 z tarczą bierną gładką, $n=2000$ 1/min

Dla zestawu nr 2 charakterystyka przepływu, w konfiguracji z ułopatkowaną tarczą bierną, leży poniżej krzywej uzyskanej przy zastosowaniu jej gładkiego odpowiednika. Różnica w wysokościach podnoszenia wynosi od $\Delta H = 3$ m dla $Q = 0,37$ m³/h do $\Delta H = 2,5$ m dla $Q = 7,5$ m³/h co przekłada się na procentowy spadek H od $\delta H = 15\%$ dla $Q = 0,37$ m³/h do $\delta H = 25\%$ dla $Q = 5,5$ m³/h. Obniżenie parametru H potwierdza rozważania przedstawione w punkcie 2.4.

3. PODSUMOWANIE

Zrealizowane symulacje numeryczne pozwoliły na podsumowanie przeprowadzonych prac i sformułowanie następujących wniosków:

- dla obu zestawów współpraca łożopatkowanej tarczy czynnej z gładką tarczą bierną polega na odśrodkowym oddziaływaniu kanału międzyłożopatkowego na ciecz, powodując przyrost energii pompowanego czynnika wskutek zwiększania jego krętu,
- zestawienie dwóch łożopatkowanych tarcz nie zawsze prowadzi do wzrostu energii jednostkowej Y generowanej przez pompę w porównaniu do pracy z gładką tarczą bierną,
- zestawienie łożopatkowych tarcz zestawu nr 1 prowadzi do zwiększenia wysokości podnoszenia H dla całego zakresu zmian wydajności Q będących obszarem zainteresowania badacza, w odniesieniu do gładkiej tarczy biernej. Uzyskany wzrost wysokości podnoszenia, wynoszący maksymalnie około $\delta H=192\%$ należy tłumaczyć superpozycją dwóch zjawisk wymiany energii pomiędzy tarczami (stacjonarną i ruchomą),
- analizując wektory prędkości oraz tory ruchu cząstek cieczy (konfiguracja łożopatkowanych tarcz, zestaw nr 1), można zauważyć obok odśrodkowego charakteru wymiany energii, proces zrywania wirów z wierzchołków łożopatek tarczy czynnej w kanale międzyłożopatkowym tarczy biernej,
- tworzone przez tarczę czynną struktury wirowe, prowadzą do wymiany ilości ruchu pomiędzy elementem ruchomym, a tym pozostającym w spoczynku, co jest przyczyną wzrostu wartości energii jednostkowej Y ,
- zestawienie tarcz zestawu nr 2 prowadzi do zmniejszenia wysokości podnoszenia H w odniesieniu do współpracy z gładką tarczą bierną,
- zmniejszenie wysokości podnoszenia H dla zestawu nr 2 spowodowane jest zwiększoną wartością strat wolumetrycznych. Tarcza czynna zwiększa kręt cieczy, natomiast parametry geometryczne charakteryzujące kształt tarcz nie pozwalają na wytworzenie się struktur wirowych jak dla zestawu nr 1. Prowadzi to do tego, że ciasne kanały tarczy biernej, ze względu na różnice energii czynnika na danych średnicach tarczy czynnej, umożliwiają wsteczny przepływ medium, co jest przyczyną utraty parametrów pompy,
- porównanie charakterystyk przepływu potwierdza rozważania dotyczące sposobu przekazywania energii w pompie,
- kolejny etap prowadzonych prac obejmuje wytworzenie tarcz zestawu nr 1 i przeprowadzenie walidacji otrzymanych wyników symulacji numerycznych na rzeczywistym stanowisku badawczym,
- przedstawiony zestaw tarcz, charakteryzujący się najwyższymi przebiegami wysokości podnoszenia H w funkcji wydajności Q może znaleźć zastosowanie do przetłaczania cieczy z możliwością mieszania składników trudno-mieszających się,

- innymi sposobami potencjalnej aplikacji są: uszczelnienie bezstykowe, dla którego $Q = 0 \text{ m}^3/\text{h}$, element odciążający klasyczne uszczelnienie wałów pomp przetłaczających czynniki silnie zanieczyszczone, element odciążający siły działające na wirniki klasycznych pomp wirowych czy też jako młyny dla masy papierniczej.

LITERATURA

- [1] **Golubev A.I.:** *Labirintnye nasosy dla chimičeskoj promyšlennosti*, Mašgiz, Moskwa, 1961.
- [2] **Golubev A.I.:** *Labirintno-vintowye nasosy i uplotnenija dla agressivnych sred*, Moskwa, Mašinostrojenje, 1981.
- [3] **Szulc P., Plutecki J.:** *The influence of chosen structural parameters on energetic properties of a radial labyrinth pump*, XIIIth International Scientifics and Engineering Conference Hervicon 2011, Sumy, 258–266, 2011.
- [4] **Golubev A.I., Pjatigorskaja E. I.:** *Efficiency coefficients of a labyrinth pump*, Chemical and Petroleum Engineering, Vol. 41, 2005.
- [5] **Szulc P., Plutecki J.:** *Badanie wpływu zmian wybranych parametrów geometrycznych na pracę promieniowej pompy labiryntowej*, Systems: Journal of Transdisciplinary, Systems Science., vol. 17, 71–78, 2012.
- [6] **Szulc P., Plutecki J.:** *Analiza pracy promieniowej pompy labiryntowej pod kątem zmian parametrów geometrycznych wirnika tarczowego*, Młodzi naukowcy dla polskiej nauki: Materiały Konferencji Młodych Naukowców nt. Wpływ młodych naukowców na osiągnięcia polskiej nauki – Nowe trendy w naukach inżynierskich, III edycja, Wrocław: Creativetime, 2012.
- [7] **Szulc P., Plutecki J.** 2013. *Analiza wpływu parametrów geometrycznych promieniowej pompy labiryntowej na przebieg krzywych charakterystycznych*, Materiały Konferencji 8th PhD Students and Young Scientists R&D Conference, Warszawa, 2013.
- [8] **Gulich J.F.:** *Centrifugal Pumps*, Springer, Berlin, 2008.
- [9] **Grabow G.:** *Vergleichsbetrachtungen zu Seitenkanal-, Labyrinth- und Strahlpumpen*, Forschung im Ingenieurwesen–Engineering Research, Band 62, Nr 1/2, 11–20.



Metody wizualizacji ruchu smaru w uszczelnieniach labiryntowych

AUTOR: Jan Duenas-Dobrowolski^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Marek Gawliński

^a Zakład Podstaw Konstrukcji i Maszyn Przepływowych, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: jan.duenas@pwr.edu.pl, tel. 71 320 23 73

STRESZCZENIE

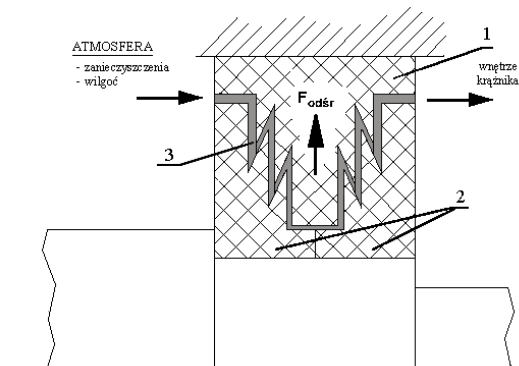
W pracy omówiono znaczenie smaru w uszczelnieniach bezstykowych oraz jego zachowanie w szczelinie uszczelnienia. Zadaniem uszczelnienia bezstykowego jest ochrona komory łożyskowej krążników taśmociągów górniczych przed wnikaniem wilgoci i zapylenia. Niestety w szczelinie wypełnionej smarem występuje zjawisko rozwarstwiania i wycieku smaru wskutek naprężeń stycznych wynikających z ruchu części obrotowej uszczelnienia i powstania nowej szczeliny co zmniejsza trwałość krążników. Celem tej pracy jest zwiększenie skuteczności uszczelniania bez zwiększania lub minimalnie zwiększając opór ruchu smaru w szczelinie uszczelnienia, a także znalezienie sposobu zapobiegania wystąpienia zjawiska rozwarstwiania i wycieku smaru. Do osiągnięcia powyższych celów przygotowano stanowisko pomiarowe do badań charakterystyki i szczelności uszczelnienia oraz konstrukcję uszczelnienia bezstykowego odśrodkowego działania. Przeprowadzono pomiary termowizyjne celem wyznaczenia rozkładu temperatury w smarze pracującego uszczelnienia. Wzrost temperatury smaru wynika z obecności naprężeń stykowych i tarcia w poszczególnych warstwach smaru. Na końcu zaprezentowano dwie metody wizualizacji ruchu smaru: metodę mikroanemometrii obrazowej oraz numeryczną analizę przepływu CFD.

SŁOWA KLUCZOWE: *uszczelnienie bezstykowe, smar plastyczny, krążnik, zjawisko rozwarstwiania i wycieku smaru, mikroanemometria obrazowa (μ PIV), numeryczna analiza przepływu (CFD)*

1. WPROWADZENIE

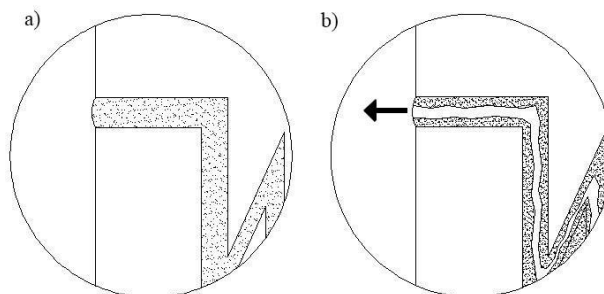
Uszczelnienie labiryntowe jest urządzeniem bezstykowym składającym się z przynajmniej jednego elementu obrotowego i jednego nieruchomego. Pomiędzy tymi elementami znajduje się szczelina, która jest zaprojektowana w celu zapobiegania wejścia zanieczyszczeń i wilgoci do komory łożyskowej krążnika. Tego rodzaju uszczelnienia są szeroko stosowane w krążnikach taśmociągów górniczych w celu ochrony łożysk tocznych. Inne rozwiązania, takie jak uszczelnienia wargowe zapew-

niąją dobrą ochronę przed zanieczyszczeniami, lecz niestety są to urządzenia kontaktowe, więc tarcie takiego uszczelnienia z obracającym się wałem skutkuje wysokim zużyciem energii. Ograniczenie oporu ruchu jest niezwykle istotne zwłaszcza w krążnikach taśmociągów górniczych, gdzie liczba krążników jest ogromna.



Rys. 1. Uszczelnienie labiryntowe odśrodkowego działania wypełnione smarem plastycznym: 1- część obrotowa uszczelnienia, 2- części nieruchome uszczelnienia, 3- smar umieszczony w szczelinie

Skuteczność uszczelnienia labiryntowego jest podwyższona tylko w pewnym stopniu przez siłę odśrodkową F_c wywołaną ruchem obrotowym i przyłożoną do cząstek zanieczyszczeń w celu odrzucenia ich w sposób promieniowy na zewnątrz zanim przedostaną się przez uszczelnienie. Wypełnienie szczeliny uszczelnienia bezstykowego smarem (rys. 1) prowadzi do podwyższenia stopnia szczelności ale równocześnie zwiększa opór tarcia podczas obracania się krążnika.



Rys. 2. Efekt rozwarstwiania i wycieku smaru ze szczeliny uszczelnienia bezstykowego odśrodkowego działania. a) szczelina wypełniona smarem po montażu uszczelnienia, b) wyciek smaru wskutek naprężeń stycznych i siły odśrodkowej uszczelnienia

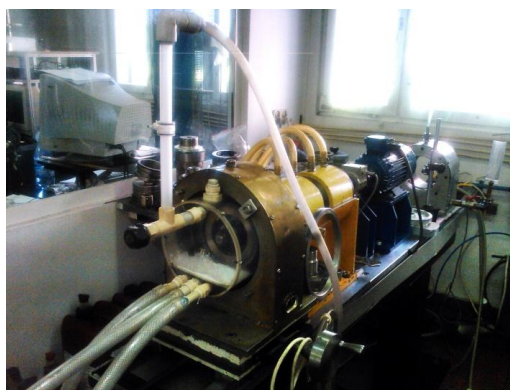
Niestety, w szczelinie uszczelnienia wypełnionej smarem mają miejsce również zjawiska niekorzystne, takie jak zjawisko rozwarstwiania i wycieku smaru wywołane siłą ścinania i odśrodkową w krążniku (rys. 2). Smar zwilża dwie powierzchnie tworzące szczelinę w uszczelnieniu, co zwiększa przyczepność do obu powierzchni. Gdy dochodzi do ruchu krążnika, po stronie ruchomej uszczelnienia następuje płyniecie

smaru, a jego gradient ścinania występuje w pewnej części wysokości szczeliny, natomiast na pozostałej części występuje brak ruchu smaru. Wskutek tego zjawiska, pewna część smaru wypływa z uszczelnienia i powstaje szczelina mniejsza od początkowej, ale wystarczająca aby czynnik atmosferyczny dostał się do komory łożyskowej krążnika.

R. Czarny wykazał [1], że materiał jak i parametry powierzchni stykającej się ze smarem mają ogromny wpływ na jego zachowanie w szczelinie ponieważ warstwa przyścienna niektórych materiałów, takich jak stal, żeliwo oraz stopy miedzi bardziej oddziałują na smar, przy czym im większe jest oddziaływanie tym mniejsze jest naprężenie styczne na styku smar-powierzchnia. Zagęszczacz smaru osadza się na powierzchni ścianki, a olej bazowy o mniejszej lepkości pozostaje z dala od ścianki na pewnej wysokości szczeliny (Może to być wytłumaczenie zjawiska rozwarstwiania i wycieku smaru). Tworzywa sztuczne, takie jak politetrafluoroetylen (PTFE) oraz poliamid (PA) prawie nie oddziałują na cząsteczki zagęszczacza smaru i opór przepływu jest wówczas mniejszy.

2. BADANIA CHARAKTERYSTYKI I SZCZELNOŚCI USZCZELNIENIA

Przed przedstawieniem metod wizualizacji ruchu smaru warto zrozumieć dlaczego jego ruch w szczelinie uszczelnienia jest tak ważny oraz w jaki sposób można zoptymalizować uszczelnienie aby nie występowało zjawisko rozwarstwiania i wycieku smaru. Pierwszym krokiem w tym kierunku było wyznaczenie parametrów reologicznych czterech smarów nowej generacji stosowanych jako wypełnienie uszczelnienia w celu określenia charakterystycznych dla nich modeli płynięcia. Kolejnym krokiem będzie wyznaczenie charakterystyki uszczelnienia odśrodkowego działania wypełnionego smarem, czyli zależność momentu obrotowego od prędkości obrotowej, spadku momentu obrotowego w czasie oraz ocena stopnia szczelności uszczelnienia w środowisku zapyłonym i wodnym. Wszystkie te badania zostaną przeprowadzone na przedstawionym poniżej stanowisku (rys. 3).



Rys. 3. Stanowisko do badania szczelności uszczelnień zespołów obrotowych maszyn

Badanie charakterystyki uszczelnienia labiryntowego dotyczyć będzie uszczelnienia bez wypełnienia oraz z wypełnieniem szczeliny smarem plastycznym. Charakterystyki będą wyznaczone przy 11 różnych prędkościach obrotowych. Częstość obrotów będzie zmieniana w zakresie od 100 do 1000 obr/min, a mierzone będą odpowiadające im wartości momentu obrotowego.

Kolejne badania będą realizowane w celu wyznaczania spadku momentu oporu tarcia w czasie przy stałej wartości prędkości obrotowej. W tym przypadku badania będą trwały do czasu gdy wartość momentu obrotowego będzie niezmienna w czasie.

Na końcu badany będzie stopień szczelności uszczelnienia niewypełnionego oraz wypełnionego smarem plastycznym w obecności talku lub wody. Stopień penetracji danego czynnika zostanie określony w wyznaczonym przedziale czasu pracy.

Wszystkie wyżej omówione badania zostaną przeprowadzone w temperaturze otoczenia.

3. OCENA ROZKŁADU TEMPERATURY W WARSTWIE SMARU WYPEŁNIAJĄCEGO USZCZELNIENIE

W celu wykazania, że wskutek ruchu obrotowego, tarcie wewnętrzne smaru powoduje wzrost temperatury i spadek lepkości, wykonano zdjęcia termowizyjne przedstawiające rozkład temperatury smaru w uszczelnieniu. Zdjęcia termowizyjne zostały wykonane dla uszczelnienia w spoczynku i w ruchu oraz w wyznaczonych odstępach czasowych.

Przed wykonaniem zdjęć termowizyjnych, określona ilość smaru została umieszczona w środkowej szczelinie płasko-równoległej uszczelnienia (rys. 4).

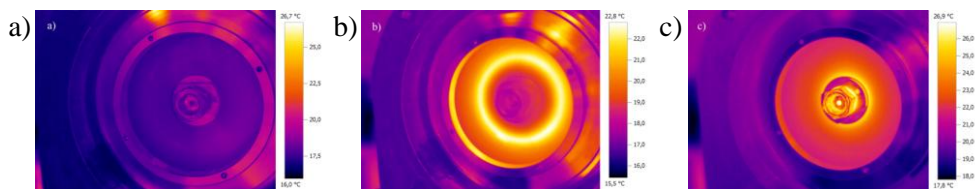


Rys. 4. Miejsce umieszczenia smaru w uszczelnieniu przed montażem na wale stanowiska

Po zamontowaniu na stanowisku badawczym wykonano pierwsze zdjęcia uszczelnienia pozostającego w spoczynku. Następnie wprowadzono uszczelnienie w ruch obrotowy, a zdjęcia termowizyjne wykonywano w odstępach czasowych $\Delta t=5$ min, częstość obrotów była zmieniana w zakresie od 100 do 1000 obr/min.

Jak widać na zdjęciach termowizyjnych (rys. 5) smar pod wpływem ruchu obrotowego uszczelnienia nagrzewał się wskutek jego tarcia wewnętrznego tworząc pierścien o największej temperaturze, który z upływem czasu rozszerzył się. Nagrzewanie

następowało do chwili, w której temperatura na całym uszczelnieniu się ustabilizowała, a potem zaczęła bardzo powoli spadać. Może to oznaczać, że smar się rozwarstwa i dochodzi do jego wycieku, a także do zaniku tarcia wewnętrznego i zwiększenia nieuszczelnności. W celu potwierdzenia tego zamierzono wykonać zdjęcia termowizyjne przy dłuższych czasach pracy uszczelnienia.



Rys. 5. Zdjęcia termowizyjne uszczelnienia wypełnionego smarem w temperaturze otoczenia $t_{ot}=17,5\text{ }^{\circ}\text{C}$
 a) przy $n=0$ obr/min, b) po czasie $t_1=5$ min; $n=300$ obr/min, c) po czasie $t_2=30$ min; $n=1000$ obr/min

4. METODY WIZUALIZACJI RUCHU SMARU

Przedstawione poniżej metody pozwalają w sposób zadowalający wizualizować ruch smaru w szczelinie uszczelnienia labiryntowego.

Wizualizacja powinna zostać przeprowadzona w zakresie temperatur i obrotów panujących w krążnikach:

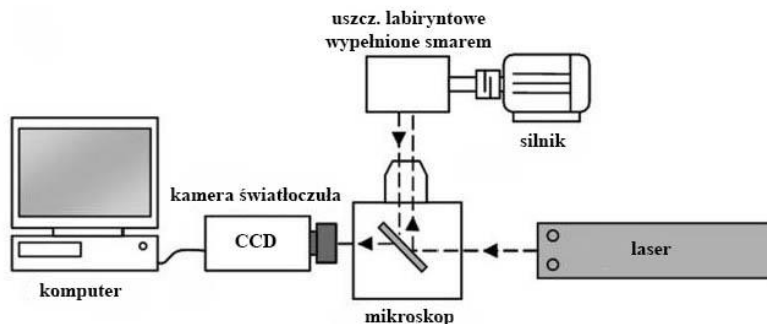
- temperatura: $T=-20\div 60\text{ }^{\circ}\text{C}$,
- prędkość obrotowa: $n=400\div 700$ obr/min,
- wysokość szczeliny uszczelnienia: $h=0,5; 1$ oraz $1,5$ mm.

4.1. MIKROANEMOMETRIA OBRAZOWA (μPIV)

Mikroanemometria obrazowa jest dosyć nową metodą monitorowania ruchu płynów znajdujących się w przewodach/szczelinach o różnej geometrii. Dzięki tej metodzie, można w dokładny sposób określić profile prędkości smarów w szczelinie uszczelnień bezstykowych. Metoda ta została już wcześniej użyta w celu określenia profili prędkości smaru w różnych konfiguracjach. Stanowisko badawcze (rys. 6) składa się ze światłoczułej kamery o wysokiej prędkości zapisu, która jest podłączona do mikroskopu optycznego o powiększeniu do 10x, zwierciadło mikroskopu skierowane jest do uszczelnienia wypełnionego smarem wykonanego z przezroczystego materiału, którego część obrotowa napędzana jest za pomocą silnika. Źródłem światła jest laser impulsowy, którego wiązka kierowana jest do badanego smaru wymieszanego z "traserami ruchu", jak np. rodamina B. Cząsteczki tego barwnika fluorescencyjnego powinny być jak najmniejsze (do $0,2\text{ }\mu\text{m}$) żeby nie wpływać na parametry ruchu smaru. Wszystkie dane zapisywane są na komputerze.

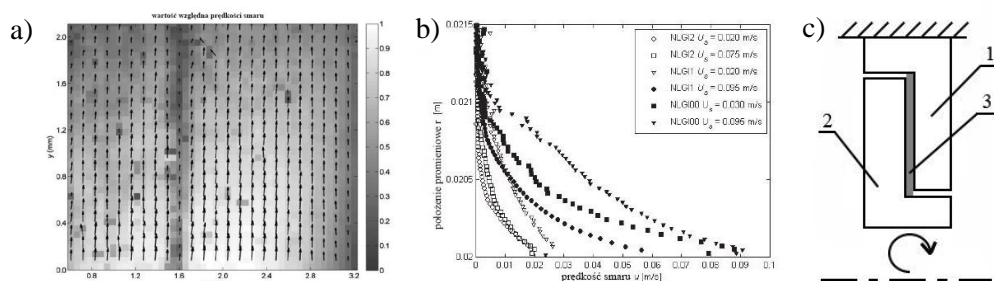
Omówiona metoda okazuje się bardzo skuteczna do określania profili prędkości smaru w różnych geometriach i jest często stosowana. Autorzy publikacji [2] określili profile prędkości smaru w uszczelnieniach wargowych osiowych i promieniowych (rys. 7a-b). W publikacji [3] autorzy stosowali tę metodę w uszczelnieniach labiryntowych promieniowych. W publikacji [4] autorzy przedstawili profile prędkości smaru w rurze prostokątnej w której znajdują się przeszkody. Taką konfigurację można zo-

baczyć w łożyskach ślizgowych podczas dosmarowywania. W tym przypadku ruch smaru utrudniony jest przez pierścienie prowadzące oraz inne elementy łożyska. W publikacji [5] pokazany jest wpływ prędkości obrotowej, konsystencji smaru oraz temperatury na profil prędkości smaru. Również przedstawiony jest model ruchu promieniowego cząsteczek zanieczyszczeń w uszczelnieniach labiryntowych promieniowego działania.



Rys. 6. Widok ogólny stanowiska do wizualizacji ruchu smaru [2]

We wszystkich powyżej omówionych publikacjach smar został wprowadzony pod ciśnieniem w sposób ciągły do uszczelnienia. Różnica pomiędzy uszczelnieniami przedstawionymi powyżej, a uszczelnieniem stosowanym do badań w pracy doktorskiej jest taka, że zapewnianie szczelności wymaga ciągłej obecności smaru w szczelinie. Smar traktowany jest jako element konstrukcyjny uszczelnienia labiryntowego. Mikroanemometria obrazowa zostanie wykorzystana do zaobserwowania zjawiska rozwarstwiania i wycieku smaru oraz pozwoli określić wpływ materiału, chropowatości i powłoki niezwilżającej smar na jego zachowanie w szczelinie uszczelnienia labiryntowego odśrodkowego działania (rys. 7c).



Rys. 7. a) rozkład względnej prędkości smaru w szczelinie uszczelnienia wargowego promieniowego [2]

b) wykresy prędkości trzech smarów o różnej konsystencji w tym uszczelnieniu [2]

c) uszczelnienie odśrodkowego działania przygotowane do badań wizualizacji ruchu smaru:

- 1 część nieruchoma uszczelnienia, 2 część obrotowa uszczelnienia, 3 smar wypełniający szczelinę uszczelnienia

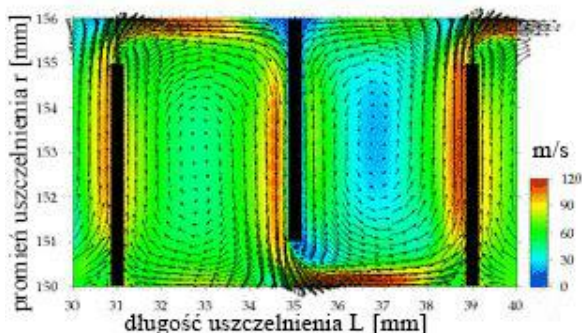
4.2. NUMERYCZNA ANALIZA PRZEPLYWU (CFD)

Metoda ta w odróżnieniu od mikroanemometrii obrazowej pozwala określić profile prędkości smaru na całej geometrii uszczelnienia (rys. 8), a nie tylko dla wybranej płaszczyzny oraz eliminuje konieczność przeprowadzenia kosztownych i czasochłonnych badań doświadczalnych.

Na przestrzeni ostatnich lat pojawiło się na rynku wiele specjalistycznych programów takich jak Ansys Fluent, Ansys CFX czy OpenFOAM, które w zależności od możliwości obliczeniowej komputera mogą zostać wykorzystane do wizualizacji ruchu smaru w szczelinie płasko-równoległej uszczelnienia labiryntowego odśrodkowe- go działania jak i również do zoptymalizowania jego geometrii.

Stosowanie powyższej metody w celu wizualizacji ruchu smaru jest trudnym zadaniem. Trzeba brać pod uwagę jak najwięcej zmiennych aby ruch smaru był jak najbardziej zbliżony do tego co w stanowisku badawczym. Smar jest roztworem koloidalnym, którego cząstki oleju bazowego zawieszono w siatce zagęszczacza składającego się z mydeł metalicznych i do którego stosowane są dodatki poprawiające jego właściwości. Smar jest ciałem nienewtonowskim o skomplikowanej reologii, wykazuje granicę płynięcia i warstwa przyścienna każdego materiału uszczelnienia w różnym stopniu oddziałuje na niego.

Zmienne jakie powinny zostać brane pod uwagę podczas modelowania przepływu smaru to: model reologiczny, wysokość szczeliny, chropowatość, materiał z jakiego wykonane jest uszczelnienie oraz temperatura otoczenia.



Rys. 8. Rozkład prędkości w szczelinie uszczelnienia labiryntowego otrzymany w prowadzonej analizie numerycznej

Omówiona metoda nie daje stuprocentowej pewności zaobserwowania zjawiska rozwarstwiania i wycieku smaru mimo poprawnego wprowadzenia danych, warunków brzegowych i właściwej metody siatkowania. Również nie jest wiadomo czy zaobserwowany będzie efekt przyścienny w obecności powłoki niezwilżającej smaru. Numeryczna analiza przepływu zostanie wykorzystana do wizualizacji ruchu smaru w szczelinie uszczelnienia bezstykowego przedstawionego na (rys. 8) w celu porównania wyników obliczeń z wynikami badań doświadczalnych mikroanemometrią obrazową.

5. WNIOSKI

W tej pracy przedstawiono temat dotyczący roli smaru w uszczelnieniach bezstykowych stosowanych w krążnikach taśmociągów górniczych. Podano również, że materiał i parametry powierzchni uszczelnienia mają duży wpływ na zachowanie smaru i mogą być powodem powstania zjawiska rozwarstwiania i wycieku smaru co w efekcie prowadzi do zmniejszania skuteczności uszczelnienia. To uzasadnia podjęcie badań w kierunku obserwacji tego zjawiska. Celem końcowym będzie znalezienie metody zmniejszania oporu ruchu smaru w uszczelnieniu bezstykowym co zwiększyłoby jego szczelność.

Możliwym rozwiązaniem będzie zastosowanie specjalnej powłoki niezwilżającej smar na jednej z powierzchni płasko-równoległej uszczelnienia z wybranego wcześniej badanych materiałów, dzięki której warstwa przyścienna nie zostanie zwilżona przez smar, przez co opór tarcia smaru powinien być znikomy.

Mając komplet danych o wpływie powłoki niezwilżającej na zachowanie się smaru rozpoczęte zostaną badania charakterystyki oporu tarcia i szczelności uszczelnienia labiryntowego odśrodkowego działania jak i również wykonane będą zdjęcia termowizyjne, które powinny wykazać znikomy wzrost temperatury wskutek tarcia wewnętrznego smaru.

Na końcu profile prędkości smaru w szczelinie uszczelnienia bezstykowego zostaną wyznaczone stosując głównie mikroanemometrię obrazową oraz ostatecznie porównując wyniki obliczeń przy użyciu numerycznej analizy przepływu w celu zoptymalizowania geometrii uszczelnienia i zwiększenia skuteczności działania uszczelnienia bezstykowego odśrodkowego działania w krążnikach taśmociągów górniczych.

LITERATURA

- [1] **Czarny R.:** *Smary plastyczne*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne WNT, Warszawa, 2004.
- [2] **Green T.M., Baart P., Westerberg L.G., Lundstrom T.S., Hoglund E., Lugt P.M., Li J.X.:** *A new method to visualize grease flow in a double restriction seal using microPIV*, *SLTE Tribology Transactions*, Vol. 54, Issue 6, 784–792, 2011, DOI: 10.1080/10402004.2011.604759.
- [3] **Li J.X., Westerberg L.G., Hoglund E., Lundstrom T.S., Lugt P.M., Baart P.:** *Lubricating grease shear flow and boundary layers in a concentric cylinder configuration*, 3rd International Tribology Symposium of IFToMM, Lulea, Sweden, March 2013, 45-56.
- [4] **Li J.X., Hoglund E., Westerberg L.G., Green T.M., Lundstrom T.S., Lugt P.M., Baart P.:** *MicroPIV measurements of grease velocity profiles in channels with two different types of flow restrictions*, *Tribology International*, Vol. 54, 94-99, 2012.
- [5] **Baart P., Green T.M., Li J.X., Lundstrom T.S., Westerberg L.G., Hoglund E., Lugt P.M.:** *The influence of speed, grease type, and temperature on radial contaminant particle migration in a double restriction seal*, *SLTE Tribology Transactions*, Vol. 54, Issue 6, 867–877, 2011, DOI: 10.1080/10402004.2011.609308.



Przepływomierz tarczowy do ciągłego pomiaru strumieni płynów w urządzeniach przepływowych bloku energetycznego

AUTOR: Paweł Pliszka^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Artur Andruszkiewicz^a

^a Zakład Miernictwa i Ochrony Atmosfery, Instytut Techniki Ciepłej Mechniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: pawel.pliszka@pwr.edu.pl, tel. 71 320 37 26

STRESZCZENIE

Tematyka artykułu dotyczy ciągłych pomiarów strumieni objętości płynu w rurociągach za pomocą przepływomierza tarczowego. Dla trzech różnych tarczek wyznaczono charakterystyki przepływomierza oraz współczynniki przepływu, również w przypadku umiejscowienia przepływomierza przed i za kolaniem. Dla tych dwóch miejsc zamontowania obliczono błędy pomiaru strumienia objętości w porównaniu do wzorcowego pomiaru strumienia za pomocą zwężki podwójnej

SŁOWA KLUCZOWE: *strumień objętości, przepływomierz tarczowy, pomiary*

1. WSTĘP

Pomiar strumienia objętości cieczy w rurociągach jest ważnym elementem w zakresie sterowania, kontroli oraz regulacji układów przemysłowych. Na rynku dostępna jest duża różnorodność przepływomierzy, które wykorzystują odmienne zjawiska fizyczne wewnątrz rurociągu do wyznaczenia strumienia poruszającego się w nim medium np. różnicę ciśnień (przepływomierze zwężkowe, kolanowe), opór (przepływomierze pływakowe, rotametry), prędkość fal w płynącym medium (przepływomierze ultradźwiękowe). Jednymi z takich urządzeń należącymi do grupy przepływomierzy oporowych są przepływomierze tarczowe. Wykorzystując je można w sposób ciągły mierzyć strumienie objętości zarówno gazu jak i cieczy. Ich zaletą jest również to, że nadają się one do pomiaru strumieni płynów zanieczyszczonych cząstkami stałymi, lub przenoszących pęcherze gazu [1], jak również płynów o wysokiej temperaturze i ciśnieniu. Mogą one również mierzyć przepływ w obu kierunkach.

Wydaje się, że ich dokładność jest rzędu dokładności przepływomierzy klasycznych np. zwężkowych. Przepływomierze takie mogą zatem być stosowane do pomiarów strumieni płynów w wielu urządzeniach pracujących w elektrowni zawodowej. Podstawowym problemem w pomiarach jest umiejscowienie przepływomierza. Ukła-

dy rurociągów często nie posiadają odpowiednio długich odcinków prostych w celu utrzymania przepływu niezaburzonego. Montaż przepływomierza w takim układzie powoduje powstanie dodatkowych błędów pomiarowych [2]. Celem artykułu jest wyznaczenie przykładowych charakterystyk przepływomierza tarczowego, również w przypadku pomiaru w miejscach zaburzających przepływ, a także dla tych przypadków wyznaczenie błędów pomiarowych.

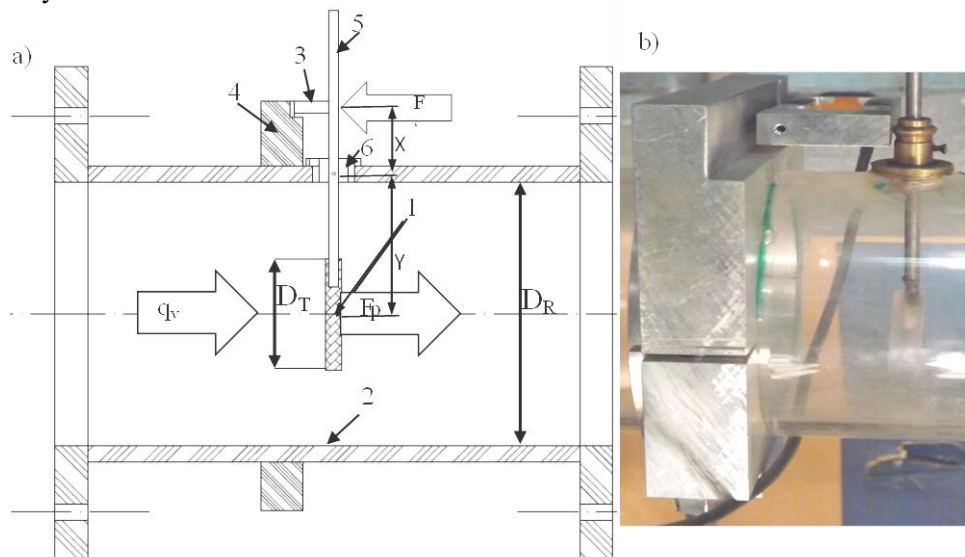
2. RÓWNANIE CHARAKTERYSTYKI PRZEPŁYWOMIERZA TARCZOWEGO

Rysunek 1 przedstawia schemat przepływomierza i zdjęcie jego prototypu. Przepływomierz składa się z zamocowanej wewnątrz rurociągu okrągłej tarczki (1) wykonanej z pleksi i umieszczonej największą powierzchnią prostopadle do kierunku przepływu. Tarczka połączona jest ze stalowym ramieniem (5) poruszającym się swobodnie w kierunku przepływu na zaczepie (6). Siła naporu hydrodynamicznego na tarczce wyrażana jest zgodnie z równaniem dźwigni:

$$F_p \cdot Y = F \cdot X \quad (1)$$

w którym: F – siła odczytywana w trakcie pomiarów, X i Y długości ramion układu przenoszenia siły.

Siła F mierzona była przy zastosowaniu belki tensometrycznej zamocowanej do zewnętrznej ścianki rurociągu za pomocą obejmy (4) [3], a jej wartość odczytywana była (zarówno w gramach i w mV) z przetwornika stanowiącego podzespół wagowy firmy RADWAG.



Rys. 1. a) Schemat budowy modelu oporowego przepływomierza tarczowego: 1 – tarczka pomiarowa, 2 – kanał o przekroju kołowym, 3 – belka tensometryczna, 4 – obejma mocująca belkę nieruchomo na rurociągu, 5 – ramię przenoszące siłę nacisku z tarczki na belkę, 6 – zaczep do swobodnej pracy ramienia. b) Zdjęcie prototypu przepływomierza tarczowego

Strumień objętości q_v przepływającej cieczy w przestrzeni między ścianką rury, a tarczką wyraża równanie (2):

$$q_v = w \cdot \frac{\pi}{4} (D_R^2 - D_T^2) \quad (2)$$

w którym w – średnia prędkość płynu .

Siłę oporu tarczki można przedstawić w postaci równania (3):

$$F = c_T \cdot \frac{\rho \cdot w^2}{2} \cdot \frac{\pi \cdot D_T^2}{4} \quad (3)$$

w którym c_T – współczynnik oporu tarczki, ρ – gęstość płynu.

Rozwiązując te dwa równania otrzymamy równanie charakterystyki przepływomierza w postaci:

$$q_v = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot D_R \cdot \left(\frac{1 - \beta^2}{\beta} \right) \cdot \frac{1}{\sqrt{c_T}} \cdot \sqrt{\frac{F}{\rho}} \quad (4)$$

w którym $\beta = \frac{D_T}{D_R}$ – przewężenie.

Równanie (4) można zapisać również w postaci:

$$q_v = K \cdot D_R \cdot \sqrt{\frac{F}{\rho}} \quad (5)$$

$$K = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot \left(\frac{1 - \beta^2}{\beta} \right) \cdot \frac{1}{\sqrt{c_T}} \quad (6)$$

Współczynnik K nazywa się często współczynnikiem przepływu i dla danej średnicy tarczki i średnicy rurociągu jest funkcją liczby Reynoldsa.

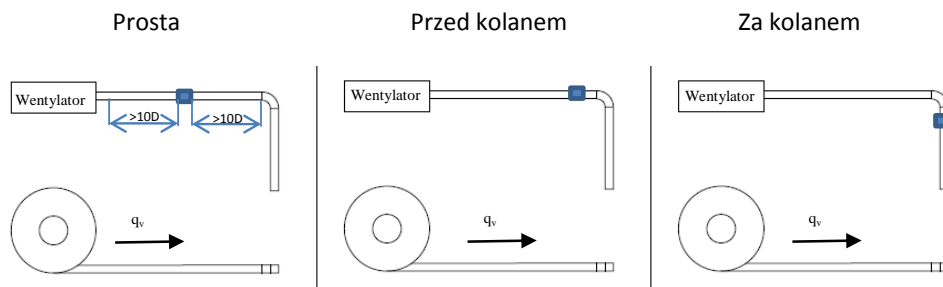
W stanie równowagi (kiedy $X = Y$) wartość siły oporu F równa się wartości siły F_p naporu hydrodynamicznego płynu na tarczkę i można ją wyznaczyć z równania 7:

$$F = F_p = \frac{\pi \cdot D_T^2}{4} \cdot (p_1 - p_2) \quad (7)$$

w którym p_1 i p_2 ciśnienia przed i za tarczką [4,5,6].

3. METODYKA BADAŃ

Pomiary wykonano w rurociągu o średnicy wewnętrznej $D_R = 80$ mm. W badaniach zastosowano tarczki o średnicach D_T równych odpowiednio 30, 40, 50 i 60 mm. Przepływomierz umieszczony był w trzech różnych miejscach instalacji – na długim odcinku prostym; przed i za kolanem – jak pokazano na rysunku 2.

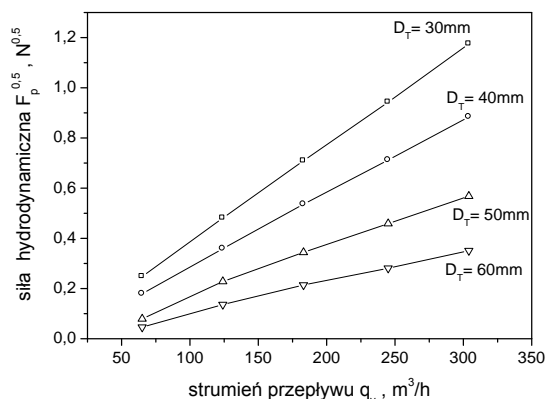


Rys. 2. Miejsca zainstalowania przepływomierza tarczowego w instalacji

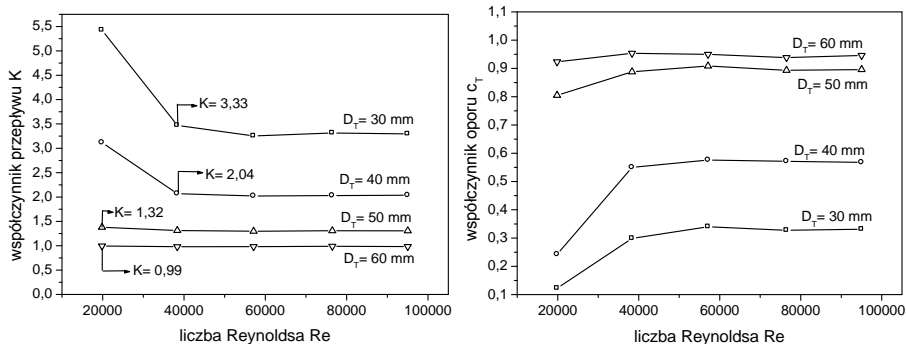
Strumień objętości q_v mierzono kontrolnie za pomocą kryzy podwójnej zamontowanej w rurociągu. Gęstość powietrza obliczano mierząc jego nadciśnienie i temperaturę wewnątrz rurociągu, natomiast wilgotność powietrza wyznaczano psychrometrem Asmanna na zewnątrz instalacji. Siłę naporu hydrodynamicznego liczone z równania (1), a wartość współczynnika K obliczano przekształcając równanie (5) do postaci:

$$K = \frac{q_v}{D_R \cdot \sqrt{\frac{F_P}{\rho}}} \quad (8)$$

Rysunki 3 i 4 przedstawiają otrzymane wyniki badań w przypadku gdy przepływomierz zamontowany został na odpowiednio długim odcinku prostym w instalacji pomiarowej. Można z nich wyznaczyć minimalną liczbę Reynoldsa począwszy od której wartości współczynnika przepływu są stałe, a więc dolny zakres pomiarowy przepływomierza. Dla liczb Reynoldsa mniejszych od minimalnej do równania charakterystyki należy wprowadzić dodatkowy współczynnik korekcyjny k_{kor} .



Rys. 3. Charakterystyki przepływomierza w przypadku pomiaru na długim odcinku prostym

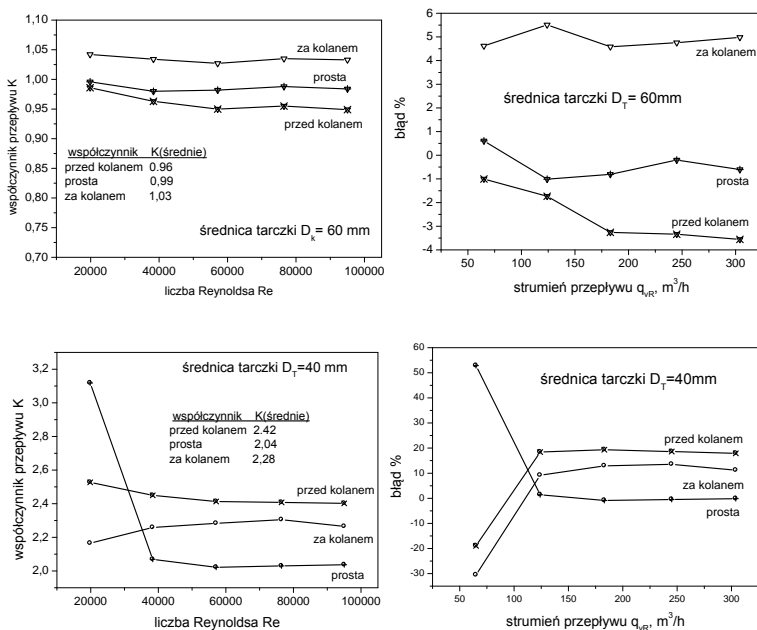


Rys. 4. Charakterystyki przepływomierza w przypadku pomiaru na długim odcinku prostym

Rysunek 5 przedstawia obliczone wartości współczynnika przepływu w zależności od liczby Reynoldsa oraz błędy pomiarów w przypadku zamontowania przepływomierza w miejscach pokazanych na rysunku 2. Błędy pomiarów liczone z równania:

$$X = \frac{q_v - q_{vR}}{q_{vR}} \cdot 100\% , \tag{9}$$

w którym q_{vR} – strumień przepływu mierzony kryzą podwójną w kanale pomiarowym.



Rys. 5. Wartości współczynnika przepływu K i błędów pomiaru dla wybranych tarczek w zależności od miejsca zamontowania przepływomierza, w funkcji liczby Reynoldsa i strumienia przepływu

4. UWAGI KOŃCOWE

W artykule przedstawiono i opisano model przepływomierza tarczowego własnej koncepcji. Następnie wyznaczono jego charakterystyki w przypadku zamontowania go przed i za kolaniem rurociągu. Przeprowadzone pomiary pokazały, że dla tarcz o średnicach 50 i 60 mm w całym zakresie zmian strumienia objętości współczynnik K jest praktycznie stały (charakterystyka pierwiastka z siły naporu hydrodynamicznego od strumienia przepływu liniowa ze współczynnikiem korelacji $r = 0,99$), natomiast dla tarcz o średnicach 40 i 30 mm minimalne wartości liczby Reynoldsa wynoszą 38600. Pomiary pokazały również, że przepływomierz tarczowy wrażliwy jest na brak odpowiednio długich odcinków prostych w instalacji. Współczynnik przepływu K zmienia się znacząco w zależności od miejsca zamontowania przepływomierza. W takim przypadku nie uwzględnienie w równaniu charakterystyki nowej wartości tego współczynnika może doprowadzić do przekroczenia kilkudziesięciu procent błędów strumienia przepływu.

LITERATURA

- [1] **Mateusz Turkowski**, *Pomiary przepływów*, Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1987.
- [2] **Tajchman K., Pliszka P., Andruszkiewicz A., Niewczas J.**: *Badania przepływomierza ultradźwiękowego z nakładkami izolującymi od wysokiej temperatury przepływającego czynnika*, Elektronika, 12/2013, 54-58.
- [3] **Pliszka P., Andruszkiewicz A., Wróblewska E.** *Model przepływomierza tarczowego*, Elektronika.
- [4] **Taler D.**: *Pomiar ciśnienia, prędkości i strumienia przepływu płynu*, Uczelniane Wydawnictwo Naukowo-Dydaktyczne, Kraków 2006.
- [5] **Singh S. N., Seshadri V., Chandel Sunil, Kumar Sampath B., Verma Abhai K.**: *Cfd analysis of the performance characteristics of target flow meter*, The 37th International & 4th National Conference on Fluid Mechanics and Fluid Power, December 16-18, 2010, IIT Madras, Chennai, India.
- [6] **Franciszek Strzelczyk, Andrzej Wawszczak**, *Miernictwo Energetyczne*, Politechnika Łódzka, Łódź, 2010.



Nowoczesne metody suszenia węgla brunatnego – badania własne

AUTOR: Marcin Michalski^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Halina Pawlak-Kruczek^a

^a Zakład Spalania i Detonacji, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: m.michalski@pwr.edu.pl, tel. 71 320 21 94

STRESZCZENIE

Węgiel brunatny stanowi jedno z podstawowych paliw w Polsce oraz w krajach, które posiadają ten surowiec. Jest to spowodowane bardzo niską ceną wydobycia oraz dobrze opanowanej technologii konwersji energii chemicznej zawartej w węglu na energię elektryczną i ciepłą. Jednakże podstawowym problemem przy wykorzystywaniu węgla brunatnych w elektrowniach jest zawartość wilgoci, która w zależności od lokalnych warunków wydobycia wynosi między 40, a 60%. Podczas spalania węgla duża zawartość wilgoci wpływa między innymi na zmniejszenie wartości opałowej surowca, czas zapłonu, wydzielanie i spalanie się części lotnych, sposób formowania się mikrofrontu spalania części lotnych i teksturę pozostałości koksowej ziaren, co w konsekwencji ma decydujący wpływ na osiąganą w kotłach energetycznych sprawność [1]. Usunięcie części wilgoci z węgla brunatnego przed wprowadzeniem go do kotła przyczynia się do wzrostu sprawności energetycznej bloku. Według różnych źródeł osiągalny wzrost sprawności bloku może wynosić nawet 3-6% przy jednoczesnej redukcji ilości powstałych spalin [2, 3].

SŁOWA KLUCZOWE: *węgiel brunatny, złożo fluidalne, suszenie, Belchatów*

1. WSTĘP

Suszenie węgla brunatnego nie jest nowym tematem. Problem dużej kondensacji wody w paliwie pojawił się wraz z budową kotłów pyłowych, gdzie niezbędne jest usunięcie wilgoci aby zmielić węgiel i uzyskać odpowiednią ziarnistość. Obecnie stosowane są dwie główne metody suszenia węgla brunatnego przed podaniem paliwa do kotła pyłowego. Zależą one od zawartości wilgoci. Poniżej 25% wilgoci suszenie następuje w młynach, natomiast dla wyższych wartości w rurosuszarkach [4]. Stosowane w ten sposób metody pozwoliły na wykorzystanie węgla brunatnego w elektrowniach dużej mocy. Jednakże opisane powyżej metody przyczyniają się do zmniejszenia sprawności bloku, ze względu na wysokie zapotrzebowanie własne bloku energetycznego na proces suszenia. Dlatego

głównym problemem przy suszeniu węgla brunatnego dla celów energetycznych jest osiągnięcie dużych wydajności suszenia przy racjonalnie niskim zużyciu energii z zachowaniem warunków bezpieczeństwa (ograniczenie groźby samozapłonu i wybuchu). Konwencjonalne metody suszenia opierają się na zastosowaniu czynników energetycznych o wysokich temperaturach. Istotnym kryterium doboru odpowiedniej technologii suszenia jest również poziom osiągniętej wilgotności końcowej na wyjściu z suszarni [5, 6]. Nowoczesne metody suszenia węgla brunatnego wpływają na poprawę sprawności bloku, poprzez poprawę wad klasycznych metod. W rozwijających technologiach zastosowano między innymi brak wtłaczania oparów pary wodnej z procesu suszenia oraz zastosowanie odpadowych źródeł energii cieplnej do procesu suszenia. Elektrownie na węgiel brunatny budowane w latach 70-tych i 80-tych nie przekraczały sprawności 31%. Obecnie stosując nowoczesne metody (w tym i wstępne suszenie paliwa) możliwe jest osiągnięcie sprawności rzędu 48%. Taki wzrost sprawności powoduje również zmniejszenie emisji dwutlenku węgla o ok. 35%. Samo zastosowanie wstępnego suszenia powoduje podniesienie sprawności bloku od 3% do 4%, a w obiecujących technologiach nawet do 5-6% [1, 7].

W suszarnictwie rozróżnia się trzy sposoby usuwania wilgoci:

- mechaniczne – przy wykorzystaniu sił mechanicznych np. wyciskanie, wyżymanie, wirowanie, odsysanie,
- cieplne – przez doprowadzanie ciepła do wilgotnego materiału i zmianę wody w parę oraz odparowanie jej w takim stanie,
- fizyko-chemiczne – usuwając wilgoć przez absorbowanie jej za pomocą substancji higroskopijnych np. chlorek wapnia, kwas siarkowy [7].

Również istotnym parametrem podczas suszenia jest rodzaj wiązania wody, który wpływa na zapotrzebowanie energetyczne na jego usunięcie. W węglach brunatnych można wyodrębnić: wodę powierzchniową, wodę związaną w kapilarach oraz wodę związaną multimolekularnie i monomolekularnie.

Jedną z pręźnie rozwijających się technologii usuwania wilgoci z węgla brunatnych przy zastosowaniu niskotemperaturowych źródeł ciepła jest suszenie fluidalne. Tego typu metoda charakteryzuje się wysoką wydajnością oraz niskimi nakładami eksploatacyjnymi i jest najbardziej obiecującą metodą, nad którą trwają badania na całym świecie [5].

2. BADANIA WŁASNE

Ze względu na restrykcyjne akty prawne związane z emisjami oraz rosnącymi cenami paliw i energii elektrycznej, dąży się do poprawy jakościowej polskich bloków energetycznych. Ten problem zaważył na podjęciu działań z zakresu suszenia polskich węgla brunatnych.

2.1. ANALIZA WĘGLA BRUNATNEGO

Do badań nad procesem suszenia zostały wybrane dwa rodzaje węgla. Wyboru dokonano ze względu na największe złoża obecnie eksploatowane w Polsce – Turów i Bełchatów oraz na zróżnicowane właściwości poszczególnych paliw. W prezentowanym artyku-

le znajdują się wyniki tylko dla węgla bełchatowskiego. Analizy węgla brunatnego dokonano na Politechnice Wrocławskiej, przy użyciu specjalistycznego sprzętu z uwzględnieniem stosowanych norm. Zawartość siarki (S), węgla (C), wodoru (H) i azotu (N) w paliwie określono w analizatorze 2400 Serii II CHNS/O zgodnie z normami PN-G-04571:1998, PN-G-04584:2001 i ISO-19579:2006. Zawartość tlenu (O) za pomocą obliczeń. Części mineralne (Ar) oraz lotne określono metodą termogravimetryczną zgodnie z normą PN-G-04560 oraz wilgoć (Wr) za pomocą wagi analitycznej oraz specjalistycznej suszarki, według normy PN-80G-04511. W ten sposób uzyskano pełną analizę składu węgla brunatnych. Stan suchy bezpopiołowy przeliczono na stan roboczy zgodnie z normą PN-81/G-04513. Określono wartość opałową paliwa korzystając z formuły Mendelejewa oraz metody VDI ($Q_{MEN} = 5936$ kJ/kg, $Q_{VDI} = 6242$ kJ/kg). Wyniki analiz przedstawiono w tabeli nr 1 [4].

Tabela 1. Wyniki analiz i obliczeń składu węgla bełchatowskiego

skład	stan suchy, bezpopiołowy	stan roboczy
	%	%
C	61,00	22,45
H	3,36	1,25
N	0,68	0,25
S	1,24	0,46
O	33,69	12,40
Wr	-	54,00
Ar	-	9,2

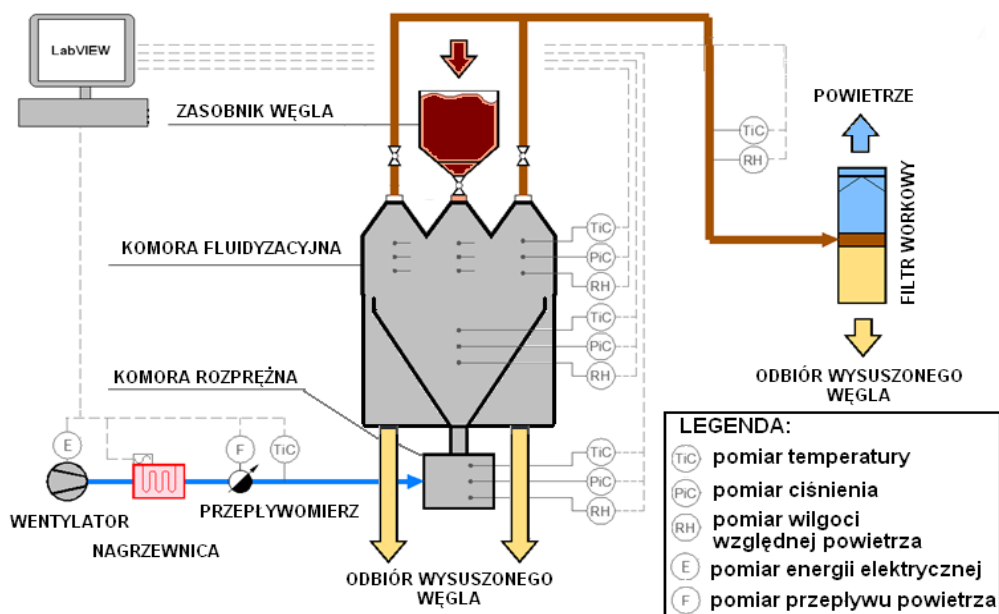
2.2. STANOWISKO BADAWCZE

Na potrzeby badań procesu suszenia fluidalnego w niskich temperaturach została przygotowana specjalna instalacja badawcza. Wymiary gabarytowe suszarki to wysokość 1000 mm, szerokość 1050 mm i głębokość 350 mm. Wymiar wlotu do suszarki to 300 mm x 90 mm (powierzchnia 0,027 m²). W zależności od nastawy mocy na wentylatorze otrzymywano prędkości rzędu do 13,6 m/s. Ilość użytego węgla do testów wynosiła 8 kg. Przy tej masie minimalna prędkość fluidyzacji była rzędu 8 m/s dla ziarnistości węgla brunatnego od 0 do 8 mm. Dla danego przepływu powietrza maksymalna temperatura w suszarce wynosiła 70 °C [3].

W suszarce zainstalowano liczne urządzenia pomiarowe aby można było w sposób ciągły rejestrować dane, niezbędne do optymalizacji procesu suszenia. Temperatura była mierzona termometrami oporowymi, wilgoć powietrza pojemnościowymi czujnikami wilgoci, ciśnienie za pomocą przetworników ciśnienia i przetworników różnicy ciśnień, natomiast prędkość mierzona była przepływomierzem z sondą wiatraczkową [3, 8].

Dane z urządzeń pomiarowych są bezpośrednio przesyłane do komputera, gdzie są zbierane przez specjalnie do tego celu przygotowany program w środowisku LabVIEW. Program odpowiada także za sterowanie wydajnością wentylatora oraz

temperaturą czynnika suszącego. Schemat stanowiska badawczego przedstawiano na rys. 1 [3].



Rys. 1. Schemat stanowiska badawczego

W suszarce laboratoryjnej powietrze za pomocą wentylatora promieniowego kierowane jest na nagrzewnicę kanałową, a następnie rurami do komory rozprężnej i wlot do komory suszenia. Z komory suszenia powietrze kierowane jest do filtra workowego, gdzie osadzają się najdrobniejsze frakcje suszonego węgla. Węgiel podawany jest od góry przez specjalnie przygotowany podajnik zasypowy. Natomiast wysuszony węgiel odbierany jest z dolnej części suszarki za pomocą dwóch pojemników.

W celu oszacowania ubytku wilgotności z węgla oraz zużycie energii monitorowano parametry procesowe w suszarce poprzez pomiar zużycia energii elektrycznej oraz wyznaczenie strumienia odparowanej wilgoci, mierząc wilgotność względną powietrza na wlocie i na wylocie z instalacji oraz temperaturę i ciśnienie atmosferyczne powietrza wilgotnego. Obliczeń dokonano według poniższych wzorów zgodnie z normą EN ISO 13788:2001 [3, 8]:

Prężność pary nasyconej:

$$p_{sat} = 610 \cdot e^{\frac{17.269T}{237.5+T}} \text{ dla } T \geq 0^{\circ}\text{C} \quad (1)$$

Przyrost wilgotności w powietrzu odpowiadający ubytkowi zawartości wilgotności w węglu [90]:

$$\Delta X = 0.622 \cdot \left[\frac{\varphi_0 p_{sat0}}{p - \varphi_0 p_{sat0}} - \frac{\varphi_2 p_{sat2}}{p - \varphi_2 p_{sat2}} \right] \quad (2)$$

gdzie:

- 0, 2 – indeksy parametrów powietrza mierzone odpowiednio przed i za suszarką,
 φ – wilgotność względna powietrza,
 p – ciśnienie powietrza wilgotnego w przybliżeniu atmosferyczne,
 p_{sat} – ciśnienie nasycenia pary wodnej.

Energia cieplna odparowania 1 kg H₂O jest równa:

$$E_{H2O_{ciep}} = \frac{P_{el_{nagrz}}}{\frac{\Delta m_{wegla}}{\Delta t}}, \text{ kJ/kg H}_2\text{O} \quad (3)$$

Energia kinetyczna odparowania 1 kg H₂O jest równa:

$$E_{H2O_{kinet}} = \frac{P_{el_{went}}}{\frac{\Delta m_{wegla}}{\Delta t}}, \text{ kJ/kg H}_2\text{O} \quad (4)$$

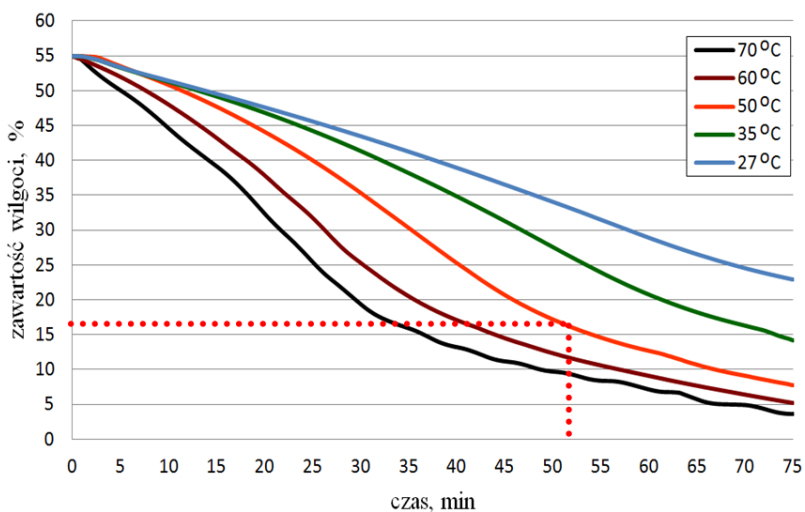
gdzie:

- $P_{el_{nagrz}}$ - pobór mocy przez nagrzewnice, kW
 $P_{el_{went}}$ - pobór mocy przez wentylator, kW
 Δm_{wegla} - ubytek masy w węglu, kg
 Δt - czas, s

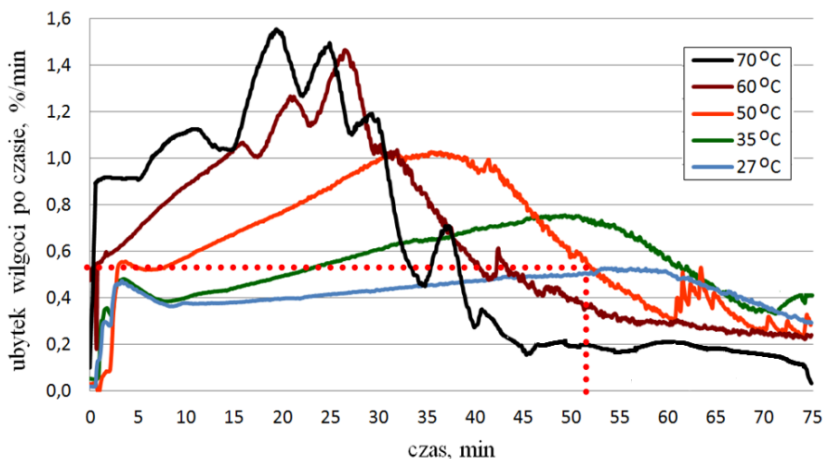
2.3. WYNIKI PRZEPROWADZONYCH BADAŃ

Podczas badań brano pod uwagę: temperaturę czynnika suszącego, czas przebywania w suszarce, prędkość czynnika suszącego, zawartość wilgoci w węglu, temperaturę początkową węgla, wielkość ziaren suszonego węgla. Na podstawie analizy powyższych parametrów oraz nakładów energetycznych można określić optymalne warunki pracy fluidalnych suszarek węgla brunatnego pod względem doboru prędkości suszenia oraz czasu przebywania węgla w suszarce w zależności od temperatury czynnika suszącego. Na rysunkach 2-4 przedstawiono wyniki badań ze względu na temperaturę czynnika suszącego w zakresie od 27 °C do 70 °C przy prędkości fluidyzacji na poziomie 8 m/s i ziarnistości węgla brunatnego 0-8 mm oraz 75 minut przebywania węgla w złożu fluidalnym. Wykresy przedstawiają ubytek wilgoci w czasie i jej pochodną oraz nakład energii elektrycznej użytej do wytworzenia złoża fluidalnego na odparowanie jednego kilograma wody. Na podstawie tych danych można określić optymalny czas przebywania węgla brunatnego w złożu fluidalnym oraz jego wilgoć końcową i nakład energetyczny. Poniżej opisano przykład, który na rysunkach został zaznaczony pomarańczową przerywaną linią. Z rys. 3 wyznacza się optymalny czas suszenia ze względu na dynamikę procesu, która na początku suszenia wzrasta, a następnie opada. Optimum znajduje się na opadającej linii do momentu osiągnięcia wartości początkowej. Dłuższe suszenie staje się nieopłacalne, ze względu na niską

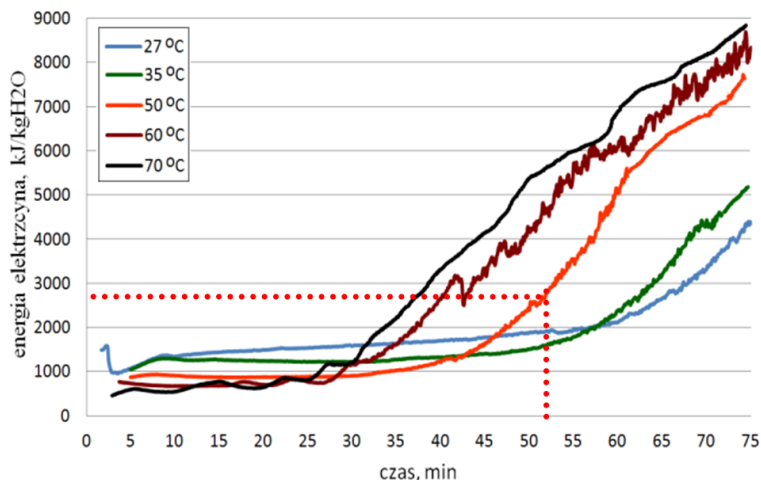
sprawność procesu. Następnie po określeniu czasu, z danych z rys. 2 wyznacza się wilgotność końcową suszonego węgla brunatnego. Kolejny krok to wyznaczenie nakładów energetycznych, który można odczytać z danych z rys. 4, na podstawie wcześniej określonego czasu suszenia. Dla omówionego przykładu suszenia w temperaturze 50 °C, optymalny czas suszenia wyniósł 52 minuty, w tym czasie węgiel wysuszył się do wilgoci na poziomie 16,1%, a zapotrzebowanie energii na proces fluidyzacji wyniesie 2795 kJ/kgH₂O [1, 3].



Rys. 2. Ubytek wilgoci w węglu brunatnym dla zmiennych temperatury czynnika suszącego



Rys. 3. Wpływ temperatury procesu suszenia na szybkość odparowania wody z węgla – węgiel z Bełchatowa



Rys. 4. Zużycie energii elektrycznej dla procesu suszenia przy różnych temperaturach czynnika suszącego

3. PODSUMOWANIE

Technologia suszenia fluidalnego węgla brunatnego za pomocą ciepłą niskotemperaturowego jest obiecującym rozwiązaniem dla energetyki. Przeprowadzone testy wskazują na opłacalność stosowania tego typu rozwiązania przy odprowadzeniu wilgoci na poziomie ok. 40% dla węgla bełchatowskich. Wówczas średnie zużycie energii elektrycznej nie przekracza 3000 kJ/kgH₂O, co czyni tą metodę konkurencyjną z metodami suszenia w suszarkach obrotowych, gdzie pobór mocy jest bardzo zbliżony, ale przy mniejszej wydajności suszenia. Dodatkowo w celu osiągnięcia wyższej temperatury suszenia proponuje się zastosowanie pomp ciepła sprężarkowych lub absorpcyjnych. Obecnie na Politechnice Wrocławskiej realizowane są dalsze prace, tym razem na instalacji pilotażowej symulującej rzeczywiste warunki pracy suszarki w bloku energetycznym [8, 9, 10].

LITERATURA

- [1] **Kruczek-Pawlak H.**, *Wybrane zagadnienia spalania młodych paliw kopalnych o małym stopniu metamorfizmu*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [2] **Bullinger C., Ness M., Sarunac N.**, *Coal Creek Prototype Fluidized Bed Coal Dryer: Performance Improvement, Emissions Reduction, and Operating Experience*, 31st International Technical Conference on Coal Utilization and Fuel Systems, Clearwater FL, May 21-25, 2006.
- [3] **Plutecki Z., Michalski M.**, *Niskotemperaturowe suszenie węgla brunatnego dla energetyki zawodowej. Badania własne*, *Górnictwo Odkrywkowe*, 3-4/2012 ISSN 0043-2075, Wrocław, 2012.
- [4] **Kruczek S.**, *Kotły – konstrukcje i obliczenie*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2001.
- [5] **Karthikeyan, M., Zhonghua, W., Mujumdar, A.S.**, *Low-rank coal drying technologies Current status and new developments*. 403–405, *Drying Technology* 2009, 27(3).
- [6] **Pikon, J., Mujumdar, A.S.**, *Drying of coal*. In *Handbook of Industrial Drying*, 993–1016, CRC Press: Boca Raton, FL, 2006.
- [7] **Grochal M.**, *Użytkowanie Energii Ciepłej* Wydawnictwa Naukowo Techniczne, Warszawa 2002.
- [8] **Plutecki Z., Pawlak-Kruczek H., Michalski M., Kierzowska-Makar W., Król A.**, *Raporty serii SPR - Analiza parametryczna i opracowanie wyników badań testowych suszenia węgla dla wybranych parametrów odpowiadających warunkom bloku energetycznego*, Raport 2012 SPR7/2012.
- [9] **Agraniotis M., Koumanakos A., Doukelis A., Karellas S., Kakaras E.**, *Investigation of technical and economic aspects of pre-dried lignite utilization in a modern lignite power plant towards zero CO2 emissions*, *Energy*, 45, 2012, 134-141.
- [10] **Satyanarayan R. S. Dev & Vijaya G. S. Raghavan**, *Advancements in Drying Techniques for Food, Fiber, and Fuel*, *Drying Technology: An International Journal*, 30:11-12, 1147-1159, 2012.



Wpływ biomasy na stratę niedopału oraz emisję NO_x i SO_2

AUTOR: Karol Król^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Wiesław Rybak^a

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: karol.krol@pwr.edu.pl, tel. 71 320 41 04

STRESZCZENIE

Przedmiotem pracy był proces współspalania zrębków drewna sosnowego z węglem kamiennym o średnicy ziaren pon. 200 μm . Celem naukowym pracy było poznanie mechanizmu oddziaływań biopaliw stałych na zachowanie się węgla w czasie współspalania. Badania pozwoliły poznać podstawowe mechanizmy rządzące współspalaniem biomasy z węglem oraz wyznaczyć parametry mające najbardziej znaczący wpływ na, emisję zanieczyszczeń i stratę niedopału. Cele szczegółowe pracy obejmowały zebranie informacji (dla węgla kamiennego i zrębków drewna sosnowego) o wpływie właściwości mieszaniny obu paliw na stopień wypalenia pyłu i emisję zanieczyszczeń gazowych (NO_x i SO_2). W pracy zgromadzono nowe dane charakteryzujące przydatność technologiczną biopaliw stałych. Znajomość powyższych właściwości ma kluczowe znaczenie dla projektowania urządzeń kotłowych, przygotowania paliwa, jak również ma znaczenie dla oceny warunków eksploatacji kotłów spalających węgiel i biomasę.

SŁOWA KLUCZOWE: *węgiel, biomasa, emisja NO_x i SO_2 , strata niedopału, współspalanie*

1. WPROWADZENIE

Wymagania stawiane elektrowniom pod względem uciążliwości dla środowiska naturalnego są coraz wyższe. Zgodnie obowiązującą dyrektywą Parlamentu Europejskiego i Rady Europy nr 2001/80/WE [1], dopuszczalna wielkość emisji NO_x do atmosfery, dla obiektów o mocy cieplnej przewyższającej 500 MW, wynosi 500 mg/m_N^3 (w 6% O_2 w spalinach) do końca roku 2015, natomiast od 1 stycznia 2016 roku będzie obowiązywał standard emisji NO_x równy 200 mg/m_N^3 .

Szczegółowy mechanizm tworzenia się tlenków azotu opisany jest w wielu pracach [2, 3, 4, 5, 6]. Tworzenie się NO_x z azotu paliwowego odbywa się na skutek utleniania związków azotowych wydzielających się z częściami lotnymi oraz utleniania azotu pozo-

stającego w koksie. Z tego wynika, że w czasie spalania biopaliw należy stosować techniki zmniejszania emisji NO_x [3, 7, 8].

Tlenki azotu w czasie spalania powstają według trzech różnych mechanizmów: 1. przez reagowanie w wysokich temperaturach azotu atmosferycznego z tlenem atomowym – tzw. termiczne NO , 2. przez reakcję wolnych węglowodorowych rodników z azotem cząsteczkowym z utworzeniem pośrednich związków azotowych – tzw. szybkie NO oraz 3. przez utlenianie związków azotowych chemicznie związanych z substancją organiczną paliwa – tzw. paliwowe NO . Ilość powstających NO_x , według trzech podanych procesów, zależy od warunków spalania. Długi czas reagowania w wysokiej temperaturze sprzyja powstawaniu tlenków azotu, termicznych i szybkich. Duże stężenie tlenu w początkowej fazie spalania węgla sprzyja powstawaniu paliwowych tlenków azotu. Uważa się, że tworzenie się „ NO paliwowego” nie zależy od temperatury.

Reakcje tworzenia się zanieczyszczeń azotowych odbywają się w czasie kolejnych etapów procesu spalania biomasy: odgazowania, homogenicznej reakcji utleniania części lotnych oraz heterogenicznej reakcji utleniania pozostałości koksowej. O końcowym poziomie emisji tlenków azotu decyduje: zawartość azotu w paliwie, konstrukcja paleniska i warunki spalania. Małej emisji tlenków azotu sprzyja:

- mała zawartość azotu w paliwie,
- mała wartość współczynnika nadmiaru powietrza w początkowym etapie spalania,
- niska temperatura spalania.

W literaturze [9] znajdują się sprzeczne doniesienia co do wpływu procesu współspalania węgla i biomasy na końcowy poziom emisji NO_x i SO_2 . Na podstawie testów w skali rzeczywistej kotła obserwowano [9], że emisja NO_x podczas współspalania drewna z węglem była mniejsza niż w czasie spalania samego węgla. W innych badaniach podczas współspalania słomy z węglem w palenisku pyłowym o mocy 500 kW [10, 11] obserwowano emisję NO_x wprost proporcjonalną do ilości spalanej słomy. Podobny wynik uzyskano w czasie współspalania słomy i węgla w palenisku fluidalnym [12]. Takie zachowanie się tlenków azotu wyjaśniano dużą zawartością części lotnych w słomie. Z powodu mniejszej zawartości siarki w biopaliwach niż w węglu, emisja SO_2 podczas współspalania obniża się, często w proporcji do udziału biomasy w mieszaninie paliwowej. Z powodu dużej ilości części lotnych w większości biopaliw mogą być emitowane duże stężenia CO .

Istotnym ograniczeniem nałożonym na współspalanie biomasy z węglem mogą być problemy techniczne związane z wpływem tego procesu na skuteczność i utrzymanie w czystości urządzeń oczyszczania spalin, takich jak DeNO_x , filtry i skrubery [13]. Proces współspalania biopaliw stałych z węglem może mieć również negatywny wpływ na pierwotne i wtórne metody redukcji emisji, jeśli takie były wcześniej zastosowane w paleniskach węglowych. W wielu paleniskach pyłowych są zainstalowane następujące systemy do redukcji NO_x :

- palniki z małą emisją NO_x ,
- zaawansowane pierwotne metody zmniejszania NO_x , takie jak dwuetapowe spalanie i technologie reburningu,

- nieselektywna katalityczna redukcja (SNCR),
- selektywna katalityczna redukcja (SCR).

Stosowanie technik spalania z niską emisją NO_x oraz stosowanie techniki współspalania może pociągać za sobą zagrożenie wzrostu udziału części palnych w popiele lotnym i żużlu (niedopału) oraz problemy z tworzeniem się stałych osadów żużla i popiołu na powierzchniach ogrzewalnych. Strata, wynikająca z niecałkowitego spalania pyłu węglowego, związana z nadmierną ilością stałych części palnych w żużlu i w lotnym popiele, jest podstawową charakterystyką urządzeń kotłowych. Obniża sprawność kotła i opłacalność procesu, wpływa na warunki pracy urządzeń odpylających oraz decyduje o możliwościach wykorzystania lotnego popiołu np. w przemyśle cementowym lub budowlanym. Opóźnione mieszanie pyłu i powietrza w komorze spalania, stosowane w systemach o niskiej emisji tlenków azotu, powoduje dodatkowe trudności w zapewnieniu całkowitego wypalenia, szczególnie w modyfikowanych układach palenisk pyłowych. Z przeprowadzonych licznych testów w elektrowniach węglowych [5, 9, 14] w czasie współspalania wynikało, że duże i wilgotne cząstki biomasy mogą ulegać niezupełnemu spalaniu. Dlatego w czasie współspalania należy się liczyć z ograniczeniem wydajności i sprawności kotła.

Do najważniejszych eksploatacyjnych parametrów wpływających na niedopał należy: rozdrobnienie ziaren paliwa, wielkość nadmiaru powietrza, równomierność rozdziału paliwo/powietrze pomiędzy palniki (bilans i optymalizacja palników), temperatura płomienia, aerodynamika i mieszanie w kotle oraz czas przebywania w kotle. Choć problemowi spalania i współspalania pyłu węglowego oraz procesowi powstawania straty niecałkowitego spalania poświęcono znaczną uwagę, to jednak teoretyczne i eksperymentalne badania spalania węgla nie osiągnęły jeszcze zadawalającego poziomu, który by pozwolił wiarygodnie projektować układ paleniskowy, precyzyjnie wpływać na organizację spalania w kotle lub przewidzieć wielkość straty niedopału.

2. CEL I OPIS BADAŃ

W pracy przeprowadzono badania spalania wybranego węgla kamiennego i zrębków drewna sosnowego oraz ich mieszanin z 10, 20 i 30% dodatkiem sosny. Badany węgiel i zrębki sosny były suszone i rozdrabniane oraz przesiewane do frakcji pon. 200 mm. Paliwa spalano w warunkach jednostopniowego spalania w 3 m reaktorze przepływowym, w kontrolowanych warunkach temperaturowych z możliwością ustalenia wartości współczynnika nadmiaru powietrza.

2.1. CEL BADAŃ

Celem badań jest zebranie informacji o wpływie właściwości paliwa oraz warunków współspalania na emisję NO_x i niedopał. Cele badań obejmują:

- poznanie wpływu warunków spalania i rodzaju paliwa na wielkość emisji NO_x i wypalenie,
- poznanie wpływu biomasy na wielkość emisji NO_x i wypalenie paliwa w czasie współspalania węgla z biomasa,

- zgromadzenie danych doświadczalnych charakteryzujących węgiel, biomasę i ich mieszaniny o różnym składzie, poprzez ich spalanie w kontrolowanych warunkach jednostopniowego spalania,
- zidentyfikowanie tych własności paliwa i warunków współspalania (temperatura, nadmiar powietrza,), które odgrywają największą rolę ze względu na końcowy poziom emisji NO_x i niedopał.

Charakterystyka badanych paliw

W tabeli 1 została przedstawiona analiza techniczna badanego węgla.

Tabela 1. Analiza techniczna węgla^(a)–stan analityczny)

	W ^a %	A ^a %	V ^a %	FC ^a %
WĘGIEL	2,0	17,3	28,8	51,9

Następnie przeprowadzono analizę techniczną biomasy, którą przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2. Analiza techniczna biomasy^(a)–stan analityczny)

	W ^a %	A ^a %	V ^a %	FC ^a %
BIOMASA	8,5	1,4	63,0	27,1

Porównując węgiel z biomasą, można zauważyć duże dysproporcje związane z zawartością części lotnych. Cechą charakterystyczną biomasy jest wyższa ich zawartość w paliwie. Biomasa w porównaniu z węglem cechuje się bardzo niską zawartością substancji mineralnej. Przeprowadzona analiza elementarna miała na celu ustalenie składu pierwiastkowego użytych paliw. Analiza dla węgla została pokazana w tabeli 3.

Tabela 3. Analiza elementarną węgla^(a)–stan analityczny)

	C ^a %	H ^a %	N ^a %	S ^a %	O ^a %
WĘGIEL	65,4	3,7	1,3	1,2	9,1

Analizę elementarną zrębków drewna sosnowego zamieszczono w tabeli 4. Znaczącą różnicę widać w zawartości procentowej azotu w porównaniu do węgla. Porównując analizy elementarne węgla i biomasy zauważamy duże różnice w zawartości tlenu i węgla. Zawartość siarki w biomasie wynosiła 0,03%.

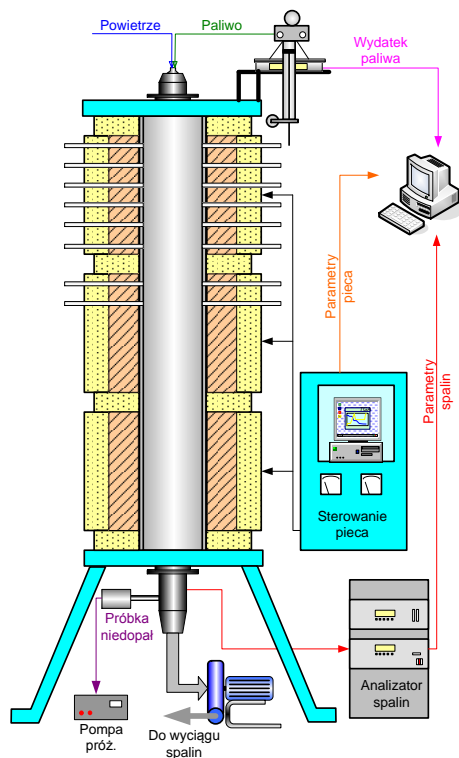
Tabela 4. Analiza elementarną węgla^(a)–stan analityczny)

	C ^a %	H ^a %	N ^a %	S ^a %	O ^a %
BIOMASA	49,3	5,3	0,37	0,03	35,1

2.2. OPIS STANOWISKA BADAWCZEGO I PROCEDURY BADAWCZEJ

Podczas badań laboratoryjnych spalano badane paliwa w warunkach odpowiadających jednostopniowemu spalaniu. Wielkości emisji NO_x , poziom niedopału i skład innych produktów spalania badano w zależności od: rodzaju paliwa, składu mieszaniny węgla i biomasy oraz wartości współczynnika nadmiaru powietrza. Testy obejmowały pomiary składu spalin i stałych części palnych w popiele.

Schemat stanowiska badawczego został przedstawiony na rys. 1.



Rys. 1. Schemat stanowiska badawczego

Podstawowym elementem stanowiska badawczego jest grzany elektrycznie piec, w którym zachodzi proces spalania pyłu. Komorę reakcyjną pieca stanowi rura wykonana ze stali żaroodpornej o średnicy wewnętrznej 102,3 mm i długości 2900 mm, umieszczona pionowo na konstrukcji pieca. Komora grzejna wyposażona jest w dwa pionowe rzędy króćców do pomiaru temperatury, poboru próbek paliwa w różnych stadiach wypalenia, poboru próbek gazowych do analizatora spalin, doprowadzenie powietrza dodatkowego. Pionowy trójstrefowy układ grzejny o maksymalnej temp. pracy 1200 °C, wewnątrz którego zawieszony jest zespół reaktora, tworzą przedzielone półpierścieniami izolacyjnymi trzy segmenty zamknięte obustronnie pokrywami wypełnionymi kształtkami, wykonanymi z masy na bazie włókien ceramicznych. Do

kołnierza górnego reaktora przykręcony jest palnik pyłowy, do którego doprowadzana jest, w sposób pneumatyczny, mieszanina pyłowo – powietrzna za pomocą podajnika. Podajnik pyłu węglowego, umieszczony na górnej pokrywie pieca, zapewnia stabilny transport pyłu węglowego do komory, który jest kontrolowany na bieżąco za pomocą ciągłego pomiaru strumienia masy pyłu opuszczającego podajnik.

Budowa pieca oraz zastosowana aparatura pozwala na pomiar stężeń składników gazowych spalin oraz pobór prób węglowych w różnych warunkach prowadzenia procesu spalania. W badaniach analiza produktów gazowych wykonana była z wykorzystaniem: Analizatora spalin TEMET GASMET CX-4000, Analizatora spalin SIEMENS ULTRAMAT 23, Analizatora tlenu OXITEC 5000. Do analizy próbki gazowej wykorzystywane są analizatory spalin firm TEMET i SIEMENS, których zasada działania oparta jest o transformatę Fouriera w podczerwieni – FTIR. Możliwa jest więc analiza składników gazowych, które pochłaniają promieniowanie podczerwone, tj. wszystkich gazów z wyjątkiem dwuatomowych (np. O₂, N₂, H₂, Cl₂) i gazów szlachetnych (np. He, Ne, Ar, Kr).

3. WYNIKI BADAŃ

Celem tego etapu badań było uzyskanie informacji na temat wpływu wartości współczynnika nadmiaru powietrza oraz dodatku biopaliwa do węgla na wielkość emisji NO_x i SO₂, CO, CO₂, O₂ oraz stratę niedopału. Dla wszystkich badanych paliw przeprowadzono badania wpływu nadmiaru powietrza podawanego do spalania na emisję tlenków azotu i wielkość niedopału. Nadmiar powietrza był określany na podstawie zależności (1):

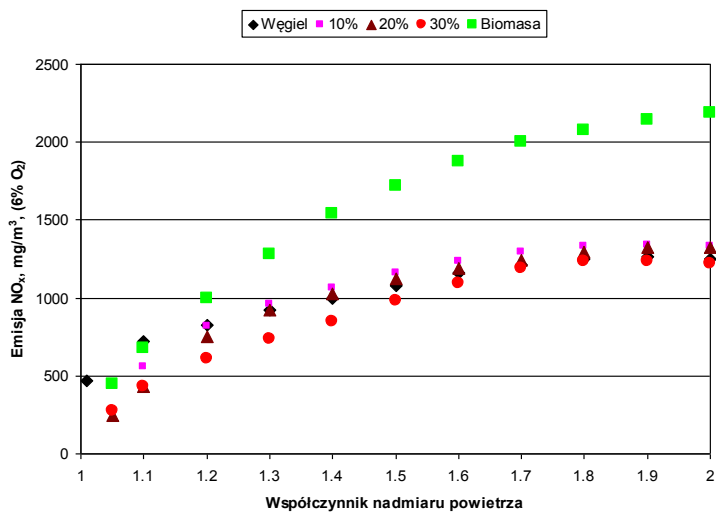
$$\lambda = \frac{V_{rz}}{m_p \cdot V_t} \quad (1)$$

gdzie: V_{rz} – całkowita ilość powietrza wprowadzanego do reaktora, m³/s, V_t – teoretyczne zapotrzebowanie powietrza do spalania, m³/kg_{pal}, m_p – strumień masy paliwa (węgla wyjściowego, zrębek sosny lub mieszaniny węgla z zrębkami sosny), kg_{pal}/s.

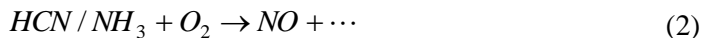
Badania prowadzono dla wartości współczynnika nadmiaru powietrza zmieniającego się w zakresie wartości od 1,0 (warunki stechiometryczne) do 2,0. Dla stałego strumienia masy pyłu węgla, zrębków sosny i ich mieszanin transportowanego do komory, nadmiar powietrza ustalany był poprzez wielkość strumienia objętości powietrza do spalania, podawanego razem z paliwem do palnika. Współczynnik nadmiaru powietrza odnoszony był osobno do węgla, sosny i mieszanin paliwowych. Zwiększenie nadmiaru powietrza realizowane było poprzez podwyższanie ilości powietrza do spalania. Metodę tę wybrano ze względu na to, że jest to sposób stosowany w urządzeniach kotłowych.

3.1. EMISJA NO_x

Rysunek 2 przedstawia poziom emisji NO_x dla węgla i jego mieszanin z biomasą w zależności od wartości współczynnika nadmiaru powietrza.

Rys. 2. Emisja NO_x dla węgla i mieszanin (dla 6% O_2)

Do podstawowych parametrów mających wpływ na wielkość emisji NO_x należy wartość współczynnika nadmiaru powietrza – dostępność tlenu. Z rys. 2 wynika, że dla każdego z badanych paliw i ich mieszanin wielkość emisji NO_x (dla 6% O_2) rosła ze zwiększaniem się wartości współczynnika λ . Przyczyną tego jest poprawa warunków utleniania się wydzielających się z częściami lotnymi związków azotowych poprzez zwiększenie dostępności tlenu. Dominuje wówczas reakcja utleniania:



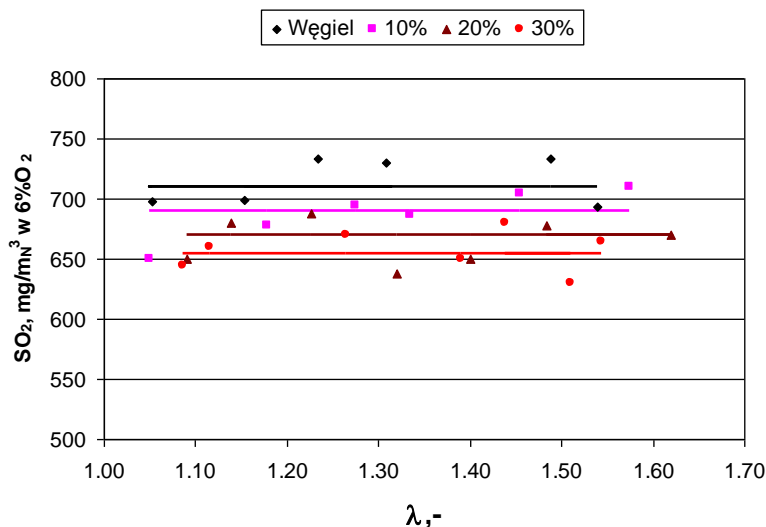
Można zauważyć, że pomimo znacznego zróżnicowania w ilości części lotnych oraz zawartości azotu pierwiastkowego w badanym węglu i biomase poziom emisji NO_x w warunkach jednostopniowego spalania jest porównywalny. Niewielki wpływ na końcowy poziom emisji w warunkach współspalania miał również skład mieszaniny paliwowej. Wartości emisji NO_x w czasie współspalania były zbliżone do emisji podczas spalania paliw wyjściowych.

3.2. EMISJA SO_2

W czasie spalania paliw stałych tlenki siarki pochodzą ze związków siarki, które są absorbowane przez rośliny w czasie ich wzrostu oraz z utleniania związków siarki związanych z substancją mineralną. W czasie spalania powstają tlenki siarki, SO_x (SO_2 i SO_3) oraz H_2S , COS i CS_2 , których emisja może prowadzić do korozji urządzeń energetycznych, tworzenia się żużla w komorze spalania oraz jest źródłem zanieczyszczenia atmosfery. Problem ograniczenia emisji SO_x w czasie procesu spalania wynika przede wszystkim z samej natury chemicznej paliwa. W czasie nagrzewania paliwa związki siarki odgazowują w sposób podobny jak wydzielają się lotne składniki

ki w czasie odgazowania. W czasie spalania siarka paliwowa (zarówno organiczna jak i nieorganiczna) utlenia się do SO_2 lub SO_3 . Konwersja siarki do tlenków jest wysoka i wynosi przeciętnie 85-90%. Około 1-3% SO_2 w warunkach nadmiaru powietrza przekształca się do SO_3 . Ilość związków siarki zatrzymywanej przez popiół jest tym większa im więcej zawiera paliwo metali alkalicznych (Ca, Na) i związków żelaza.

Rysunek 3 przedstawia poziom emisji SO_2 dla węgla i mieszanin 10, 20 i 30% biomasy w zależności od wartości współczynnika nadmiaru powietrza λ .



Rys. 3. Emisja SO_2 dla węgla i mieszanin (dla 6% O_2)

Z rys. 3 wynika, że emisja SO_2 nie zależy od wartości współczynnika nadmiaru powietrza. Dodatek do węgla 10, 20 i 30% biomasy powodował proporcjonalne obniżenie emisji SO_2 .

3.3. STRATA NIEDOPALU

Problematyka wpływu jakości spalanego węgla na zawartość węgla w lotnym popiele jest rozpoznana i prezentowana w literaturze tylko w niewielkim stopniu. Jones i inni [15] obserwowali słaby związek między wypaleniem osiem węgla a jakością spalanego węgla reprezentowaną przez tzw. wskaźnik odbicia światła. Hurt i Mitchell [16], Hercog i Rybak [17] obserwowali związek między reaktywnością spalanych węgla a wielkością niedopalu. Reaktywność badanych węgla była określana w rurze opadowej.

Zawartość niespalonych części palnych w lotnym popiele jest oznaczana na świecie przez różne testy (np. Loss-On-Ignition (LOI) wg normy amerykańskiej [68]), które polegają na utlenianiu przez szereg godzin w piecu o temperaturze, zwykle powyżej 700°C , odważonej i wysuszonej próby lotnego popiołu. Po tym czasie próba jest ponownie ważona. Ubytek masy próby wywołany nagrzewaniem traktowany jest

jako zawartość niespalonych części palnych odpowiednio w żużlu, C_Z i lotnym popiele, C_L .

Wielkość części palnych w popiele jest decydującym elementem straty niecałkowitego spalania ze względu na znaczny udział masowy lotnego popiołu. W przypadku lotnego popiołu ubytek ten może być odniesiony do masy lotnego popiołu (kg niespalonych części palnych/kg popiołu) lub do masy wyjściowej doprowadzonego paliwa (kg niespalonych części palnych/kg paliwa).

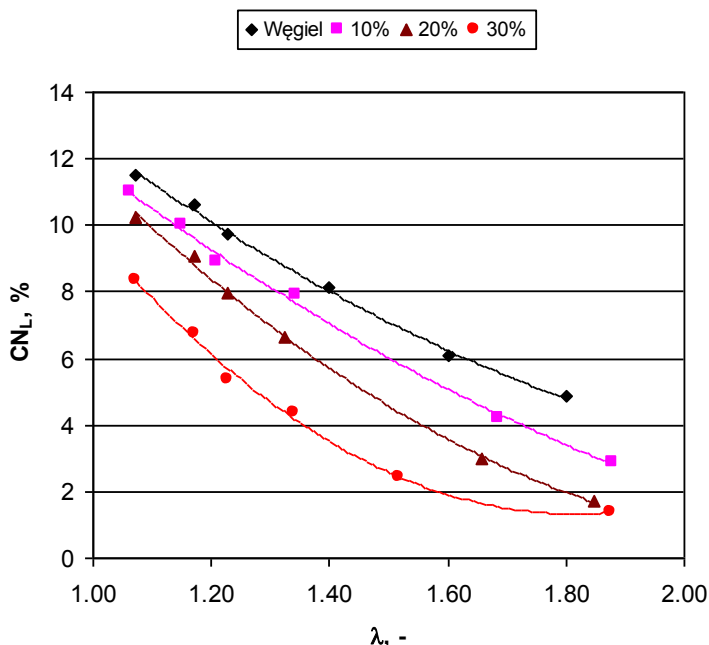
Związek między obiema postaciami przedstawienia zawartości niespalonych części palnych w popiele jest następujący:

$$CN_L = \frac{100 \cdot A^d \cdot C_L}{100 - C_L}, \% \text{ wag. paliwa} \quad (3)$$

gdzie CN_L oznacza zawartość niespalonych części palnych popiele (kg niespalonych części palnych/kg paliwa); C_L - zawartość niespalonych części palnych w popiele (kg niespalonych części palnych/kg popiołu); A^d - zawartość popiołu w węglu wyjściowym (% wag.).

Ponieważ badane paliwa różnią się znacząco zawartością popiołu, to ilość niespalonych części palnych odnoszona będzie do masy wyjściowej doprowadzonego paliwa, a nie do masy lotnego popiołu.

Rysunek 4 przedstawia wartość niespalonych części palnych CN_L w zależności od wartości współczynnika nadmiaru powietrza λ .



Rys. 4. Strata niecałkowitego spalania dla węgla i mieszanin dla różnych λ

Z rysunku wynika, że wraz ze zwiększaniem się wartości współczynnika nadmiaru powietrza maleje wielkość niespalonych części palnych. Dodatek 10, 20 i 30% biomasy do węgla powoduje zmniejszenie straty niecałkowitego spalania w porównaniu z samym węglem.

4. Dyskusja wyników i podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań oddziaływanie biomasy na emisje tlenków azotu i tworzenie się niedopału w czasie współspalania węgla i biomasy można podsumować następująco:

- zarówno rodzaj spalanej paliwa, jak i wielkość dodawanej biomasy nie miały wpływu (w zakresie badanych w pracy paliw) na końcową wielkość emisji tlenków azotu,
- dodawanie biomasy do mieszaniny biomasy i węgla powodowało proporcjonalne obniżenie końcowej emisji dwutlenku siarki,
- paliwa o wyższej reaktywności i większej zawartości części lotnych (mniejszej ilości stałej pozostałości po odgazowaniu) charakteryzują się niższym stopniem niespalonych części palnych w popiele,
- dodawanie biomasy do mieszaniny biomasy i węgla powodowało obniżenie straty niecałkowitego spalania w porównaniu do samego węgla.

5. Wnioski i uwagi praktyczne związane ze współspalaniem

Na podstawie przeprowadzonych badań oddziaływanie biomasy w postaci pyłu o rozmiarze ziaren pon. 200 μm na spalanie węgla w mieszaninie można podsumować następująco:

- dodawanie biomasy do mieszaniny biomasy i węgla będzie powodowało niewielki wpływ na końcowy poziom emisji tlenków azotu,
- dodawanie biomasy do mieszaniny biomasy i węgla będzie powodowało proporcjonalne obniżenie końcowej emisji dwutlenku siarki,
- dodawanie biomasy do mieszaniny biomasy i węgla powodowało obniżenie straty niecałkowitego spalania w porównaniu do samego węgla.

Powyższe wnioski badawcze pozwalają na sformułowanie następujących uwag praktycznych związanych z pracą kotłów w czasie współspalania węgla z biomasą:

- kotły, w których przewidziano współspalanie biomasy z węglem zostały zaprojektowane na określony typ węgla i ilość spalin powstającą ze spalania danego paliwa. Ze względu na mniejszą kaloryczność biopaliw i większą zawartość w nich wilgoci, na wyprodukowanie tej samej ilości energii cieplnej zużywana będzie większa ilość biopaliw. Prowadzi to do tworzenia się większych strumieni spalin w porównaniu do ilości spalin produkowanych w czasie spalania wyłącznie węgla kamiennego. Dlatego istniejące konstrukcje kotłów węglowych nie będą na ogół pozwalały na współspalanie dużych ilości biomasy lub w tych kotłach są wymagane zmiany i modernizacje.

Produkowane w czasie współspalania większe ilości spalin na jednostkę doprowadzonej z paliwem energii cieplnej będą powodowały:

- zmiany charakteru przepływu spalin przez kocioł oraz profilu temperatury, przez co zmniejszy się sprawność spalania i zwiększy ilość niespalonego węgla w lotnym popiele, zmianie ulegną rozkłady obciążeń cieplnych powierzchni ogrzewalnych w komorze paleniskowej i ciągu konwekcyjnym kotła,
- możliwość wystąpienia niewydolności wentylatorów wyciągowych spalin,
- przesunięcie spalania w górę komory paleniskowej z omijaniem stref wysokich temperatur, co może skutkować niestabilnością płomienia, zwiększeniem poziomu emisji NO_x , jak również większym popieleniem, erozją, korozją powierzchni ogrzewalnych oraz większymi wtryskami wody chłodzącej do przegrzewaczy pary,
- duża zawartość wilgoci w większości biomas może obniżyć temperaturę płomienia, co zwiększy emisję CO, stratę niedopału i sprawność kotła; zwiększenie niedopału wymusza zwiększenie nadmiaru powietrza, co zmniejsza sprawność kotła i spowoduje dalsze obniżenie temperatury.

LITERATURA

- [1] Dyrektywa 2001/80/WE Parlamentu Europejskiego i Rady Europy.
- [2] **Hercog J.:** *Emisja NO_x i strata niecałkowitego spalania w zależności od warunków spalania i typu węgla*, Praca doktorska, Politechnika Wrocławska, 2006.
- [3] **Kordylewski W. i inni:** *Niskoemisyjne techniki spalania w energetyce*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 2000.
- [4] **Surmen Y., Demirbas A.:** *Cofiring of biomass and lignite blends: resource facilities; technological and environmental issues*, Energy Sources 2003, 25(3), 175–87, 2003.
- [5] **Tillman D.A., Hughes E., Gold B.A.:** *Cofiring of biofuels in coal fired boilers: results of case study analysis*, First biomass conference of the Americas, Burlington, VT 1994, 368–381, 1994.
- [6] **Wu C., Damstedt B., Burt S., Tree D., Baxter L.:** *Fuel-nitrogen chemistry during combustion of low-grade fuels in a low-NO_x burner*, Science in thermal and chemical biomass conversion, Victoria, BC, Canada. 30.08–02.09.2004.
- [7] **Nelson R.K., Franklin J.D., Scherer B.:** Power-Gen Americas'94, Livonia 1994.
- [8] **Splithoff H., Hein K.R.G.,** VGB Power Tech, vol. 4, 88, 2002.
- [9] **Tillman D. A.:** *Cofiring Technology Review*, Final Report NETL, USDOE, Pittsburg 2002.
- [10] **Hansen P.F.B., Andersen K.H., Wieck-Hansen K.:** *Co-firing straw in a 150MWe utility boiler: in-situ measurements*, Fuel Processing Technology, 54, 207–225, 1998.
- [11] **Henriksen N., Larsen O.H.:** *Corrosion in ultrasupercritical boilers for straw combustion*, Materials at High Temperature, 14, 227–236, 1997.
- [12] **Barnes D.I.:** *Opportunities and markets for co- utilization of biomass and waste with fossil fuels for power generation*, Final Report, European Commission, 1999.
- [13] **Struckmann P., Dieckmann J., Brandenstein J.:** *Co-Combustion of secondary fuels-prevention or reduction of operating problems*, VGB Power Tech, ½, 72–76, 2004.
- [14] **Nussbaumer T.:** *Combustion and Co-Combustion of Biomass*, 12th European Conference Exhibition on Biomass for Energy, Amsterdam 2002.
- [15] **Jones A.R., Gibb W.H., Irons R.M.S., Price H.J.,** EPA/EPRI Joint Symposium on Stationary Combustion NO_x Control, Kansas City, 1995.
- [16] **Hurt R.H., Mitchell R.E.,** 24th Symposium (Int.) on Combustion, The Combustion Institute, Pittsburgh, 1243, 1992.
- [17] **Hercog J., Rybak W.:** *Strata niecałkowitego spalania podczas stosowania pierwotnych metod redukcji emisji NO_x w paleniskach pyłowych*, Energetyka 2002. Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław, 249–256, 2002.



Wpływ atmosfery O₂/RFG na zapłon i formowanie się płomienia

AUTOR: Wojciech Moroń^{a, *}

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: wojciech.moron@pwr.edu.pl, tel. 71 320 42 68

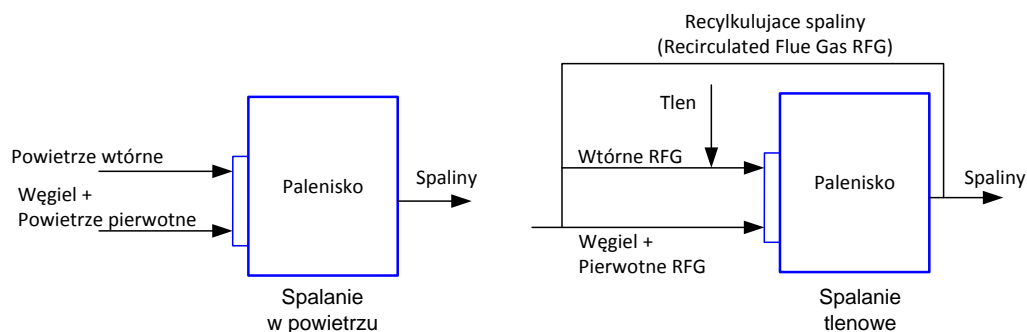
STRESZCZENIE

W artykule przedstawione zostały wyniki badań dotyczące zachowania się paliw alternatywnych, w czasie współspalania, w atmosferze wzbogaconej w tlen. Proces spalania tlenowego jest aktualnie jednym z głównych kierunków badań nad dalszym wykorzystaniem węgla do produkcji „czystej energii”. W przeprowadzonych badaniach skupiono się na zagadnieniach dotyczących wpływu współspalanego paliwa alternatywnego na stabilność płomienia pyłowo-powietrznego oraz na parametry zapłonu chmury pyłowo-powietrznej w atmosferze O₂/CO₂. Otrzymane wyniki pozwalają przypuszczać, że wprowadzenie dodatkowego, paliwa do układu spalania może powodować dodatkowe zagrożenia niewystępujące w czasie spalania paliwa podstawowego.

SŁOWA KLUCZOWE: *spalanie tlenowe, współspalanie, paliwa alternatywne*

1. SPALANIE TLENOWE – OXY FUEL

Technologia oxy spalania została opracowana w celu znacznej redukcji emisji CO₂ z palenisk kotłów pyłowych. Może być ona stosowana zarówno do modernizacji istniejących elektrowni węglowych, jak i do projektowania nowych bloków z zerową emisją CO₂ (rys. 1). Proces spalania oxy odbywa się w mieszaninie tlenu ze spalinami (O₂/Recycled Flue Gas), które są zawracane częściowo do komory spalania kotła. Przeprowadzenie procesu spalania w taki sposób, zwiększa stężenie CO₂ z poziomu 17% do 70% masowo. Zmiana warunków spalania polegająca na zastąpieniu powietrza atmosferą oxy (O₂/RFG), ma wpływ na proces spalania pyłu węglowego w palenisku kotła, jak również na zachowanie się popiołu, emisje zanieczyszczeń gazowych oraz procesy wymiany ciepła w kotle [2, 3, 18]. Proces oxy jest nową technologią kotłową i jego rozwój wymaga zebrania dużej ilości informacji w obszarach związanych ze spalaniem, a w szczególności z zapłonem, stabilnością płomienia i warunkami spalania.



Rys. 1. Porównanie warunków spalania w powietrzu i tlenie

Z badań innych ośrodków naukowych [10-11] wynika, że obecność CO_2 w mieszaninie z tlenem, w porównaniu do zapłonu w atmosferze powietrza, opóźniła zapłon węgla i koks. Zmiana atmosfery na mieszaninę O_2/CO_2 ma pomijalny wpływ na czas trwania odgazowania. Wpływ CO_2 na zapłon cząstek węgla w porównaniu do N_2 , tłumaczony jest tym, że CO_2 ma wyższe molowe ciepło właściwe. Autorzy badań obserwowali, że zapłon cząstek i ich proces odgazowania w 30% mieszaninie O_2/CO_2 był podobny do tego rejestrowanego w powietrzu. Zwiększanie stężenia tlenu przyspieszało zapłon cząstek, zarówno w atmosferze O_2/N_2 , jak i w O_2/CO_2 . Wpływ stężenia tlenu na zapłon cząstek tłumaczono głównie oddziaływaniem O_2 na lokalną reaktywność mieszaniny, w której realizowany jest proces spalania. Odgazowanie cząstek przebiegało szybciej dla większych stężeń O_2 i obniżało się w czasie rozcieńczania w CO_2 . Oba te czynniki mają wpływ na szybkość dyfuzji tlenu i części lotnych. Atmosfera CO_2 wpływa na spadek szybkości odgazowania ponieważ jest mniejsza szybkości dyfuzji masy części lotnych w mieszaninie z CO_2 , podczas gdy wyższe stężenia O_2 zwiększają strumień masy tlenu dostarczanego do płomienia części lotnych otaczających cząstkę węglową. Dzięki temu zwiększa się temperatura gazu w otoczeniu cząstki, i tym samym zwiększa się szybkość odgazowania. Wnioskowano, że w czasie spalania oxy zwiększenie stężenia tlenu w zawracanych spalinach, jeśli jest odpowiednio dobrane, powinno pozwolić na uzyskanie czasów zapłonu podobnych do tych uzyskiwanych w czasie spalania węgla w powietrzu.

Testy zapłonu chmury pyłu węglowego [7-9] różnych rodzajów węgla w warunkach atmosfery O_2/CO_2 prowadzone były przy wykorzystaniu 20 litrowej kuli do badań wybuchowości pyłów. W skład badanych węgli wchodził jeden węgiel kamienny z zawartością części lotnych 18% i pięć innych węgli kamiennych z niską zawartością części lotnych (od 6 do 13% w przeliczeniu na stan suchy węgla). Wszystkie badane węgle miały podobne charakterystyki zapłonu. Stężenia tlenu w mieszaninie z dwutlenkiem węgla, dla których zapłon odbywał się w warunkach podobnych do zapłonu w powietrzu wynosiło, w zależności od rodzaju węgla, od 30 do 35% obj. Zaobserwowano silny wpływ zwiększonego udziału utleniacza w atmosferze komory roboczej, co objawiało się niższymi czasami zapłonu paliw oraz skróceniem czasu wypale-

nia paliwa. Zapłon paliwa odbywa się w niższej temperaturze niż w powietrzu, kiedy stężenie tlenu w mieszaninach CO_2/O_2 wynosi 30% [1, 14].

Badania propagacji płomienia pyłowego [3, 13] w warunkach atmosfery powietrza i oxy wykazały, że szybkość propagacji płomienia w atmosferze O_2/CO_2 była niższa niż w O_2/N_2 . Wyjaśniano to wyższą pojemnością cieplną dwutlenku węgla w porównaniu do azotu. Rejestrowane w badaniach opóźnienie zapłonu w czasie spalania oxy również przypisywano wyższej pojemności cieplnej dwutlenku węgla.

Dla stabilności i kształtu płomienia podstawowe znaczenie ma pojemność cieplna i gęstości głównych gazów (N_2 i CO_2) tworzących mieszaninę z tlenem [6,14-18]. Na podstawie przeprowadzonych badań, autorzy wnioskuje, że przestawienie palników z pracy powietrznej na pracę w atmosferze oxy będzie wymagało wprowadzenia zmian prędkości i wielkości strumieni masowych, zarówno strumienia pierwszego, jak i drugiego. Zmiany w aerodynamice strumieni, będą miały wpływ na kształt i rodzaj uzyskiwanego płomienia.

Badania wykazują również, że różnic w podstawowej strukturze chemicznej spalnego węgla są ważne w przewidywaniu stabilność płomienia nawet w burzliwym płomieniu dyfuzyjnym. Bardzo podobne węgle o zbliżonych parametrach analizy technicznej i elementarnej mają różne punkty stabilności zapłonu przy tych samych parametrach aerodynamicznych podawania. Stabilność płomienia i zapłonu cząstek węgla w burzliwym koncentrycznym płomieniu dyfuzyjnym obejmują skomplikowane, słabo poznane zjawisk aerodynamiczne i reakcje chemiczne [12].

Podjęte próby badań pilotażowych [14, 18], mające na celu przystosowanie powietrznego palnika wirowego do spalania pyłu węglowego w systemie oxy-fuel, polegały na dopasowywaniu warunków strumieni wlotowych, tak aby uzyskać parametry wymiany ciepła w palenisku, jak w przypadku spalania w powietrzu. Na podstawie uzyskanych wyników, autorzy zasugerowali dla rozważanej modernizacji palnika do warunków spalania w oxy-fuel, zastosowanie większych prędkości strumienia pierwszego, co jest spowodowane tym, że zapłon w atmosferze oxy może być opóźniony i przez to wystąpić z dala od dyszy palnika.

Stechiometria spalania jest następnym instrumentem, po wskaźniku recyrkulacji, który pozwala na kontrolowanie temperatury płomienia. Analiza różnych warunków spalania i wpływu na nie stochiometrii oraz stężenia tlenu w strefie spalania (wynoszących w ich badaniach 30% i 40% obj.) została przedstawiona w pracy [2, 4, 15]. Z przeprowadzonych badań wynikało, że maksymalne temperatury spalania w powietrzu i w atmosferze oxy-fuel uzyskano dla 30% stężenia tlenu i przy stochiometrii spalania wynoszącej 1,15. Taki poziom temperatury nie został osiągnięty przy zawartości 40% tlenu w mieszaninie gazów i przy stochiometrii spalania 0,55 i 2,15. Po porównaniu wyników z konwencjonalnym spalaniem w powietrzu okazało się, że podobny zakres temperatur można uzyskać dla stężeń tlenu w azocie na poziomie 40% objętościowych.

2. BADANE PALIWA

Przeprowadzone badania dostarczyły szereg informacji o paliwach alternatywnych, badania fizykochemiczne wytypowanych paliw alternatywnych uwidaczniają znaczące różnice tych paliw wobec węgla. Ich odmienne własności w czasie realizacji procesu współspalania mogą w sposób znaczący oddziaływać na elementy kotła jak i jego sprawność. Właściwości chemiczne badanych paliw wykonano na podstawie oznaczeń analizy technicznej i elementarnej. Wykonano oznaczenia zawartości wilgoci, części lotnych, popiołu oraz składu pierwiastkowego badanych paliw. Oznaczenia przeprowadzono zgodnie z PN. Wśród wytypowanych paliw alternatywnych znalazły się dwie biomasy oznaczone w badaniach PelD (pelet drewno), PelS (pelet słonecznik), OsadS (osad ściekowy) oraz SRF (Solid Recovery Fuel). Tak wytypowane paliwa pochodzące z różnych źródeł pozwoliły na precyzyjne pokazanie różnic pomiędzy tymi paliwami a paliwami kopalnymi. Z tabeli 1 można zauważyć, że paliwa te mają znaczną zawartość części lotnych w porównaniu do węgla oraz obniżony wskaźnik FC. Dodatkowo osady ściekowe oraz paliwa SRF charakteryzują się zwiększoną zawartością popiołu, która wynika głównie z charakteru procesu, w jakim powstają te odpady. W konsekwencji paliwa takie mają wskaźnik paliwowy FR poniżej 0,5, co jest ich wyróżnikiem w tzw. szeregu uwęglenia.

Taka odwrotna proporcja stosunku części lotnych do stałej części palnej stanowi potencjalnie zagrożenie w użytkowaniu tych paliw.

Tabela 1. Wyniki analizy technicznej paliw podstawowych (stan analityczny)

Nazwa próbki	W	A	V	FC ¹	FR ²
	%	%	%	-	-
Janina	3,07	8,57	32,73	55,64	1,70
Turów	2,04	17,52	46,61	33,83	0,73
PelS	2,08	2,68	73,52	21,72	0,30
PelD	4,48	1,28	78,31	15,93	0,20
OsadS	3,32	42,33	46,51	7,84	0,17
SRF	3,53	17,03	68,28	11,16	0,16

¹ FC=100-W-A-V

² FR=FC/V

Zagrożenia pojawiają się szczególnie w układzie podawania i przygotowania paliwa, w którym zwiększona zawartość części lotnych może sprzyjać zagrożeniom pożarowo-wybuchowym. Jednocześnie duża ilość części lotnych powinna sprzyjać procesowi zapłonu i stabilności płomienia, jednak może to wymagać przeprojektowania palników lub ich rekonfiguracji. Wyniki oznaczenia kaloryczności badanych próbek przedstawia tabela 2.

Analizę elementarną paliw wykonano automatycznym analizatorem LECO, wyniki oznaczeń badanych paliw przedstawia tabela 3. Badane paliwa alternatywne charakte-

ryzują się zmniejszoną zawartością węgla, natomiast mają podwyższoną zawartość tlenu. Jednocześnie paliwa, tj. osad ściekowy i SRF mogą mieć znacznie wyższe udziały siarki i azotu, wynika to ze źródła ich pochodzenia i procesu pozyskania. W przypadku biomas natomiast nie obserwuje się zawartości siarki lub jest ona bardzo mała.

Tabela 2. Ciepło spalania Q kJ/kg, wartość opałowa Q_i kJ/kg badanych próbek (stan analityczny)

Nazwa próbki	Q kJ/kg	Q_i^1
Janina	75,70	4,32
Turów	59,00	4,79
PeIS	51,90	5,68
PeID	52,10	6,51
OsadS	29,80	3,98
SRF	51,35	6,65

$$^1 Q_i = Q - 24,42(W_i^r + 8,94H)$$

Tabela 3. Analiza elementarna badanych paliw (stan analityczny)

Nazwa próbki	C	H	N %	S	O^1
Janina	75,70	4,32	1,19	1,24	5,91
Turów	59,00	4,79	0,53	1,30	14,83
PeIS	51,90	5,68	0,73	0,10	36,84
PeID	52,10	6,51	0,40	0,05	35,18
OsadS	29,80	3,98	3,84	2,27	14,46
SRF	51,35	6,65	0,70	0,17	20,57

$$^1 O = 100 - C - H - N - S - W - A$$

3. BADANIE STABILNOŚCI PŁOMIENIA PYŁOWEGO

Pomiary osiągnięcia stabilności zapłonu (płomienia) zrealizowano na zmodernizowanym pionowym 3 metrowym reaktorze przepływowym, w którym w strefie palnika umieszczona została sonda poboru spalin oraz termopara mierząca temperaturę pieca w strefie płomienia. Pomiar polegał na grzaniu pieca ze stałą szybkością nagrzewania (około $15\text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$) i podawaniu pyłu węglowego do komory pieca. Równocześnie z podawaniem paliwa rejestrowane były parametry emisji CO , CO_2 i stężenia O_2 w celu określenia temperatury, w której następuje stabilny zapłon podawanego do komory paliwa.

Stanowisko badawcze składało się z następujących elementów:

- pionowy piec opadowy, o wysokości 3 m,
- komputer do sterowania i archiwizacji danych z pieca,
- mechaniczno - pneumatyczny podajnik paliwa z układem pomiaru on-line,
- analizator spalin z układem rejestracji danych pomiarowych,
- instalacja wyciągowa spalin.

W górnej części pieca znajduje się podajnik, którego zadaniem było ciągle podawanie próbki monofrakcji rozdrobnionego paliwa do komory spalania (podawanie z wydatkiem około 5-10 g/min). Spaliny z komory usuwane były przy pomocy wentylatora spalin, który miał za zadanie wyprowadzenia spalin do instalacji recyrkulacji kontrolowanej przez sterownik masowy a pozostałą część do instalacji wyciągowej. Istotnym urządzeniem był analizator spalin Sensonic 6000 współpracujący z rozcieńczalnikiem spalin LAT R2, który służył do pomiaru takich składników gazowych jak O_2 , NO , SO_2 , CO , CO_2 . Parametry komory i mierzone składniki gazowe rejestrowane były przez komputer sterująco-wizualizujący proces.

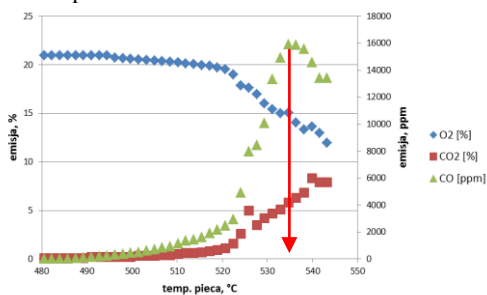
Realizacja badań podzielona została na trzy etapy uwzględniające różne stężenia spalin w komorze roboczej reaktora. Badania wpływu recyrkulowanych spalin na proces stabilności zapłonu płomienia pyłowo-powietrznego przeprowadzono dla dwóch typów recyrkulacji. W badaniach uwzględniono recyrkulację spalin suchych oraz recyrkulację spalin wilgotnych. Jako atmosferę odniesienia przyjęto powietrze. Recyrkulowany strumień spalin w przypadku suchego RFG uzyskiwano z wykorzystywaniem układu butli gazów technicznych, natomiast spaliny dla mokrego RFG recyrkulowano bezpośrednio z komory spalania.

Zawartość wilgoci w recyrkulowanych spalinach wyniosła około 10% co było zgodne z uzyskanymi pomiarami analizy technicznej paliw. Wypadkowa wartość stężenia gazów w komorze z uwzględnieniem wilgoci wynosiła 27% O_2 /63% CO_2 /10% H_2O co pozwalało zachować pierwotnie założony stosunek O_2/CO_2 na poziomie 30/70%. Zestawienie uzyskanych wyników pomiarowych przedstawia tab. 4.

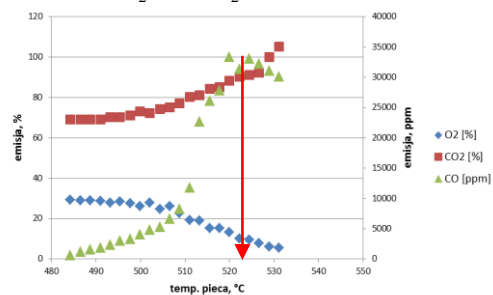
Tab. 4. Zestawienie wyników dla badanych paliw

	Janina			Turów		
	Powietrze	30% O_2 / 70% CO_2	27% O_2 / 63% CO_2 / 10% H_2O	Powietrze	30% O_2 / 70% CO_2	27% O_2 / 63% CO_2 / 10% H_2O
Temp. zapłonu	536 °C	524°C	555 °C	520 °C	519 °C	529 °C

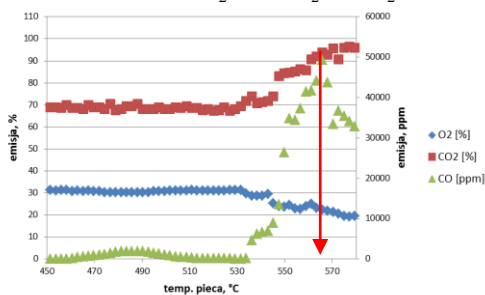
Janina - powietrze



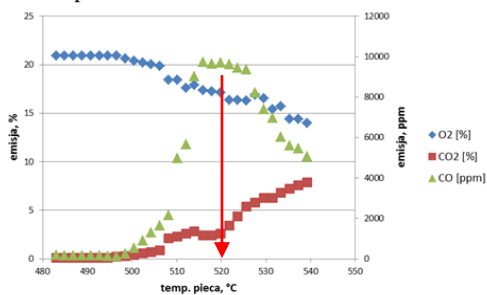
Janina - 30% O_2 /70% CO_2



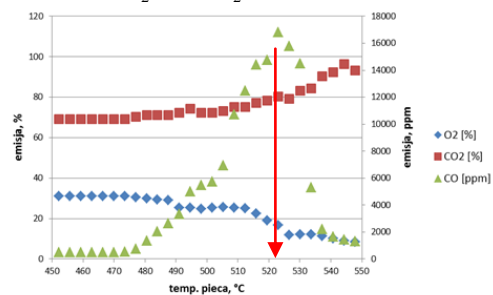
Janina - 27% O_2 /63% CO_2 /10% H_2O



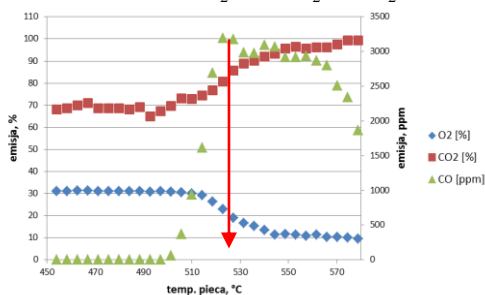
Turów - powietrze



Turów - 30% O_2 /70% CO_2



Turów - 27% O_2 /63% CO_2 /10% H_2O



Rys. 2. Wynik pomiarów stabilności zapłonu (płomienia) dla badanych atmosfer

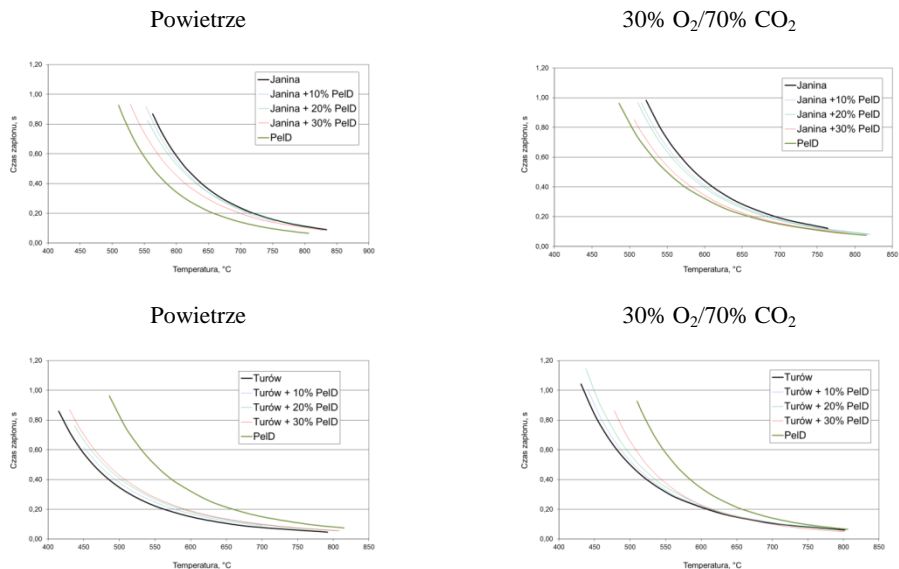
Uzyskane wyniki pomiarowe przedstawione zostały na rys. 2. Analizując uzyskane wyniki pomiarowe można zauważyć, że w niskich temperaturach drastycznie wzrasta stężenie CO aż do pewnej temperatury, a następnie spada. Moment szczytowego stężenia CO wyznacza temperaturę zapłonu pyłu węglowego. Stężenie CO₂ rośnie w niewielkim stopniu, a po ustabilizowaniu się płomienia wyrównuje się i osiąga stały poziom. W momencie wzrostu emisji CO₂ następuje obniżenie stężenia tlenu na skutek reakcji utleniania z wydzielanymi z węgla częściami lotnymi.

Na podstawie przedstawionych badań można wywnioskować, że warunki stabilnego zapłonu w laminarnym strumieniu mieszaniny pyłowo powietrznej były osiągane w temperaturze pieca wynoszącej 536 °C dla węgla kamiennego i 520 °C dla węgla brunatnego. W przypadku spalania w atmosferze oxy z 30% stężeniem tlenu nastąpiło obniżenie temperatury o maksymalnie 12 °C. Obecność H₂O powodowała wzrost temperatury stabilnego zapłonu płomienia o 10-30%. Spowodowane to jest najprawdopodobniej obniżeniem temperatury spalin w strefie spalania w wyniku pobierania przez zawartą w spalinach wodę ciepła na odparowanie.

4. ZAPŁON CHMURY PYŁOWO-POWIETRZNEJ

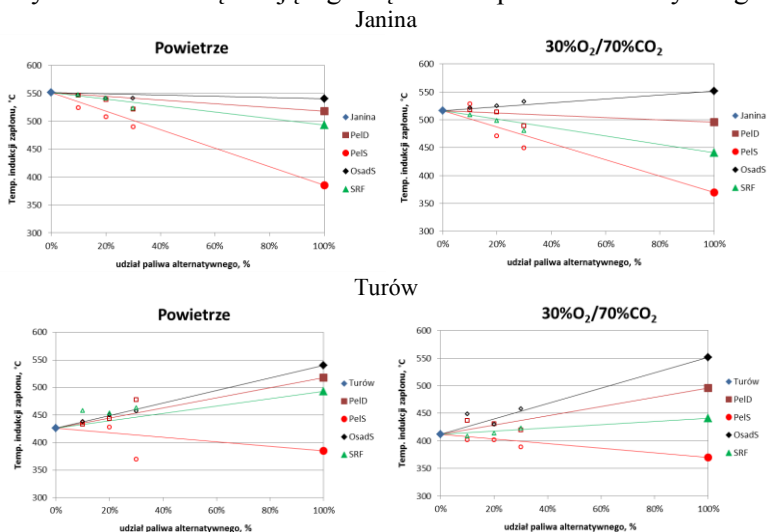
Charakterystyki zapłonu wyznaczano w 1 metrowym pionowym piecu opadowym w atmosferze powietrza w zakresie temperatur 350–900 °C [4]. W wyniku przeprowadzonych pomiarów uzyskano charakterystyki zapłonu badanych węgli, biopaliw oraz ich mieszanin obejmujące minimalną temperaturę zapłonu oraz czas indukcji zapłonu dla temperatury pieca powyżej krytycznej temperatury zapłonu. Uzyskane wyniki zestawiono dla wszystkich badanych węgli, biomas i ich mieszanin w celu porównania ich zachowania w czasie zapłonu. W czasie pomiarów zmieniano atmosferę pieca. Badania prowadzono w atmosferze powietrza i atmosferze 30% O₂/70% CO₂. W pracy charakterystyki zapłonu obejmowały wyznaczenie czasów indukcji zapłonu (t_z) i minimalnej temperatury zapłonu chmury pyłowej (MIT_c).

Rys. 3. przedstawia charakterystyki zapłonu badanych paliw wyjściowych i ich mieszanin. Można zauważyć, że dodatek paliwa alternatywnego powoduje zmianę charakterystyki zapłonu mieszaniny niezależnie od badanej atmosfery. Kierunek zmian zależy od parametrów paliwa alternatywnego, jeżeli charakterystyka zapłonu paliwa alternatywnego ma niższe parametry od węgla dodatek taki powoduje obniżenie parametrów zapłonu chmury pyłowo-powietrznej. W przypadku wyższych parametrów zapłonu paliwa alternatywnego jego dodatek podwyższa parametry zapłonu mieszaniny. Jednocześnie analizując charakter tych zmian można zauważyć, że nie są one addytywne w stosunku do udziału paliwa alternatywnego w mieszaninie. Obserwowano również, że paliwa alternatywne o bardzo niskich parametrach zapłonu tj. np. PelS znacząco wpływały na charakterystykę zapłonu mieszaniny niż te, które miały charakterystyki zbliżone do węgla.



Rys. 3. Charakterystyki zapłonu paliw wyjściowych i ich mieszanin dla badanych atmosfer

Charakteru zmian zachowania się mieszanin: węgiel + paliwo alternatywne (rys. 4.) nie można jednoznacznie określić. Minimalne temperatury indukcji zapłonu, w przypadku badanych mieszanin, są zmienne, przyjmują wartości powyżej udziału paliwa alternatywnego w mieszaninie lub poniżej udziału paliwa alternatywnego. Jednak dla wahań tych można zaobserwować tendencję zmian wpływu paliwa alternatywnego na mieszaninę, tj. wzrost lub spadek minimalnej temperatury indukcji zapłonu mieszaniny na skutek zwiększającego się udziału paliwa alternatywnego.



Rys. 4. Minimalna temperatura indukcji zapłonu w funkcji udziału paliwa alternatywnego

5. WNIOSKI Z BADAŃ

Zapłon węgla kamiennych jest trudniejszy niż węgla brunatnych. Warunki stabilnego zapłonu dla węgla kamiennego miały miejsce zawsze w temperaturze wyższej niż dla węgla brunatnego. Jest to spowodowane większą zawartością wilgoci oraz mniejszą zawartością lotnych części palnych w paliwie. Dlatego aby w płomieniu pyłowym polepszyć dla danego paliwa parametru stabilności zapłonu należy zastosować np. wyższe stężenie tlenu, większe rozdrobnienie pyłu, wyższą temperaturę otoczenia. Uzyskane wyniki są zgodne z wynikami uzyskiwanymi przez inne ośrodki [12].

W atmosferze mieszaniny gazów (30%O₂/70%CO₂) temperatury zapłonu nieznacznie różniły się od temperatur zapłonu w powietrzu. Można zatem uznać, że aby spalanie było przeprowadzone w takich samych warunkach jak w obecnych kotłach stężenie tlenu powinno wynosić ok 30%.

W atmosferze mieszaniny gazów (10%H₂O/27%O₂/63%CO₂) warunki stabilnego zapłonu zostały osiągnięte w wyższej temperaturze. Jednym z kluczowych procesów odbywających się podczas spalania jest nagrzewanie cząstki a dokładnie odparowanie wilgoci z węgla. Wysoka zawartość wody w atmosferze gazowej powoduje dłuższe nagrzewanie cząstki węgla i opóźnienie zapłonu.

W warunkach zapłonu chmury pyłowej, kiedy występuje wzajemne oddziaływanie między ziarnami wartości czasów zapłonu zależały od stopnia uwęglenia paliwa. Najniższe wartości czasów zapłonu miały węgle brunatne (np. w temperaturze 600 °C czas zapłonu wynosił ok. 0,2 s). Obniżenie stężenia tlenu w mieszaninie gazowej z 30% do 5% powodowało wzrost czasów zapłonu w temperaturze pieca 700 °C, dla węgla brunatnego z wartości 0,13 s do 0,31 s, a dla węgla kamiennego z wartości 0,32 s do 0,55 s.

Rodzaj gazu, z którym mieszano tlen miał zasadniczy wpływ na mierzone wartości charakterystyk zapłonu. Dla wszystkich badanych węgli czasy indukcji zapłonu chmury pyłowej oznaczone w atmosferze powietrza były krótsze od tych mierzonych w 30%O₂/70%CO₂. Z przedstawionych badań wynika, że zmiana atmosfery powietrznej na atmosferę O₂/CO₂ dla stężeń tlenu w mieszaninie gazowej poniżej 30% będzie powodowała pogorszenie zapłonu.

Uzyskane wyniki pomiarowe są zgodne z wynikami innych ośrodków badawczych w obszarze charakteru zmian i czynników, jakie wpływają na badane parametry. Szerze porównanie uzyskanych wyników jest trudne ze względu na różne zastosowane narzędzia badawcze jak i różne próby paliw wykorzystane w pomiarach.

PODZIĘKOWANIA

Praca naukowa współfinansowana przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju, jako Projekt Strategiczny PS/E/2/66420/10 „Zaawansowane technologie pozyskiwania energii: Opracowanie technologii spalania tlenowego dla kotłów pyłowych i fluidalnych zintegrowanych z wychwytem CO₂”.

LITERATURA

- [1] **Arias B., Pevida C., Rubiera F., Pis J.J.**, Effect of biomass blending on coal ignition and burnout during oxy-fuel combustion, *Fuel* 2008, vol. 87, 2753–2759, DOI: 10.1016/j.fuel.2008.01.020.
- [2] **Bohn J.-P., Blume M., Goanta A., Spliethoff H.**, *Flame temperatures and species concentrations in non-stoichiometric oxy coal flames*, *Fuel*, 2011, vol. 90, 3109–3117, DOI: 10.1016/j.fuel.2011.05.009.
- [3] **Buhre B.J.P., Elliott L.K., Sheng C.D., Gupta R.P., Wall T.F.**, *Oxy-fuel combustion technology for coal-fired power generation*. Progress in Energy and Combustion Science; 31 (4); 283-307, 2005, DOI: 10.1016/j.pecs.2005.07.001.
- [4] **Chen L., Yong S.Z., Ghoniem A.F.**, *Oxy-fuel combustion of pulverized coal: Characterization, fundamentals, stabilization and CFD modeling*, Progress in Energy and Combustion Science, 2012, Vol. 38, 2, 156–214, DOI: 10.1016/j.pecs.2011.09.003.
- [5] **Cisowski R.**, *Zapłon mieszaniny pyłowo-powietrznej*, praca doktorska, Politechnika Wrocławska, 2004.
- [6] **Khare S. P., Wall T. F., Farida A. Z., Liu Y., Moghtaderi B., Gupta R. P.**, *Factors influencing the ignition of flames from air-fired swirl pf burners retrofitted to oxy-fuel*. *Fuel*; 87 (7); 1042-1049, 2008, DOI: 10.1016/j.fuel.2007.06.026.
- [7] **Liu Y., Geier M., Molina M., Shaddix C.R.**, *Pulverized coal stream ignition delay under conventional and oxy-fuel combustion conditions*, International Journal of Greenhouse Gas Control, 2011, Volume 5, Supplement 1, Pages S36–S46, DOI: 10.1016/j.ijggc.2011.05.028.
- [8] **Man C.K., Gibbins J.R.**, *Factors affecting coal particle ignition under oxyfuel combustion atmospheres*. *Fuel*, 2011, Vol. 90, 1, 294–304, DOI: 10.1016/j.fuel.2010.09.006.
- [9] **Man C. K., Gibbins J. R., Cashdollar K. L.**, *Effect of coal type and oxyfuel combustion parameters on pulverised fuel ignition*, w: International conference on coal science and technology, Nottingham, UK, 28-31 Aug 2007.
- [10] **Molina A., Shaddix C. R.**, *Effect of O_2/CO_2 -firing on coal particle ignition*, w: Proceedings, twenty- second annual Pittsburgh coal conference, Pittsburgh, PA, USA, 12-15.09.2005.
- [11] **Molina, A., Shaddix, C.R.**, *Ignition and devolatilization of pulverized bituminous coal particles during oxygen/ carbon dioxide coal combustion*, *Proc Combust Inst*, Vol. 31, 1905 – 1912, 2007, DOI: 10.1016/j.proci.2006.08.102.
- [12] **Rezaei D., Zhou Y., Zhang J., Kelly K. E., Eddings E. G., Pugmire R. J., Solum M. S., Wendt J. O. L.**, *Energy Fuels*, 2013, 27 (8), 4935–4945, DOI: 10.1021/ef4004957.
- [13] **Riaza J., Álvarez L., Gil M.V., Pevida C., Pis J.J., Rubiera F.**, *Ignition and NO Emissions of Coal and Biomass Blends under Different Oxy-fuel Atmospheres*, *Energy Procedia*, Vol. 37, 1405–1412, 2013, DOI: 10.1016/j.egypro.2013.06.016.
- [14] **Riaza J., Álvarez L., Gil M.V., Pevida C., Pis J.J., Rubiera F.**, *Effect of oxy-fuel combustion with steam addition on coal ignition and burnout in an entrained flow reactor*, *Energy* 2011, Vol. 36, 8, 5314–5319, DOI: 10.1016/j.energy.2011.06.039.
- [15] **Riaza J., Khatami R, Levendis Y. A., Álvarez L., Gil M. V., Pevida C., Rubiera F, Pis J. J.**, *Single particle ignition and combustion of anthracite, semi-anthracite and bituminous coals in air and simulated oxy-fuel conditions*, *Combustion and Flame* 2014, 161, 1096–1108, DOI: 10.1016/j.combustflame.2013.10.004.
- [16] **Shaddix C., Molina A.**, *Ignition, flame stability, and char combustion in oxy-fuel combustion*, w: Zheng L. (red.) *Oxy-Fuel Combustion for Power Generation and Carbon Dioxide (CO_2) Capture*, Woodhead Publishing Limited, 2011, 101–124, DOI: 10.1533/9780857090980.2.101.

-
- [17] **Taniguchi M., Shibata T., Kobayashi H.**, *Prediction of lean flammability limit and flame propagation velocity for oxy-fuel fired pulverized coal combustion*, Proceedings of the Combustion Institute, 2011, Vol.33, 2, 3391–3398, DOI: 10.1016/j.proci.2010.07.020.
- [18] **Wall T.**, *Coal based oxy-fuel technology: progress to deployment*. Paper presented to: 1st oxyfuel combustion conference, Cottbus, Germany, 8-11.09. 2009.



Badanie termicznej konwersji koksu łożyskowego za pomocą technik TGA/DSC

AUTOR: Anna Kisiela^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Wiesław Rybak^a, Wojciech Moroń^a

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: anna.kisiela@pwr.edu.pl, tel. 71 320 21 56

STRESZCZENIE

W ramach niniejszej pracy, badano mechanizm (1) spalania i (2) zgazowania koksu łożyskowego, stanowiącego odpad z procesu rafinacji ropy naftowej. Analizy te przeprowadzono w czterech temperaturach – 950, 1000, 1050 i 1100 °C, w atmosferach odpowiednio: (1) powietrza i (2) dwutlenku węgla. Badania wykonano za pomocą termogravimetru (TGA), sprzężonego ze skaningowym kalorymetrem różnicowym (DSC). W ramach badań oznaczono parametry fizykochemiczne koksu łożyskowego w czasie zgazowania i spalania, w tym stopień jego przereagowania i reaktywność. Przez wzgląd na brak procedur dedykowanych przygotowaniu koksu łożyskowego do badań laboratoryjnych, zastosowano metodykę przygotowaną na podstawie norm poświęconych paliwom węglowym oraz stałym paliwom wtórnym. Wykonane badania laboratoryjne potwierdziły energetyczny potencjał koksu łożyskowego.

LOWA KLUCZOWE: *termogravimetria, różnicowa kalorymetria skaningowa*

1. WPROWADZENIE

Poszukiwania alternatywnych źródeł energii są podyktowane między innymi wzrostem zapotrzebowania na energię elektryczną oraz koniecznością obniżenia konsumpcji paliw kopalnych. W roku 2013, krajowe zużycie energii elektrycznej wyniosło 162 501 GWh (o 1,97% wyższe niż w 2012 roku), z czego 84 566 GWh wyprodukowano na drodze konwersji węgla kamiennego, a 54 054 GWh uzyskano w wyniku konwersji węgla brunatnego [1]. Według prognoz Ministerstwa Gospodarki, do roku 2030, zapotrzebowanie to wzrośnie o blisko 80% [2]. Według licznych szacunków, krajowe zasoby węgla kamiennego wystarczą co najmniej na 50 lat [3]. Z kolei produkcja energii elektrycznej w oparciu o węgiel brunatny pozwoli, zgodnie z szacunkami geologów, na eksploatację złóż przez ponad 100 lat [4].

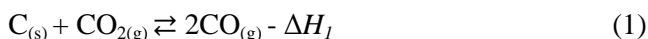
Ideą, wpisującą się w aktualną politykę energetyczną Polski jest zmniejszenie uciążliwości ekologicznej i zmniejszenie udziału węgla, poprzez zwiększenie udziału alternatywnych źródeł energii oraz obniżenie kosztów jej produkcji [5]. Z uwagi na obecny stan energetyki, to jest bliską do granicznej zdolność do spełnienia podstawowych norm emisyjnych (SO_2 , NO_x , CO_2) oraz niską efektywność termodynamiczną, koniecznym staje się, by także i Polska podążyła za globalnymi trendami. Wraz z koniecznością poszukiwania konkurencyjnych dla węgla kamiennego paliw, nieodzownym stanie się zatem opracowanie alternatywnych metod eksploatacji surowców, zwiększających efektywność ekonomiczną wytwarzania energii oraz spełniających kryteria ekologiczne i eksploatacyjne. Niewątpliwie, rozwój nowych technologii będzie wymagał analizy mechanizmu konwersji użytkowanych paliw stałych, w oparciu o ich własności fizykochemiczne. Dla Polski, będącej krajem o monokulturze węglowej, szansą na dostosowanie się do postulatów Unii Europejskiej może być zagospodarowanie wysokouwęglonych odpadów przemysłu rafineryjnego.

Jednym z najbardziej kłopotliwych do utylizacji, wysokouwęglonym odpadem rafineryjnym, jest stała pozostałość termicznych procesów przerobu ropy naftowej, zwana w skrócie koksem ponaftowym. Tempo jej produkcji wzrasta wraz ze wzrostem zapotrzebowania na benzynę i olej napędowy, co jest bezpośrednim następstwem tak zwanego głębokiego przerobu ropy naftowej. Pomimo intensywnych prac nad udoskonalaniem niewodorowych procesów produkcji paliw silnikowych, zerowa produkcja reaktywnych odpadów węglowodorowych jest nadal niemożliwa. Nawet najbardziej zaawansowane systemy konwersji ropy naftowej pozostawiają rafinerie z wyeksploatowanymi produktami rafineryjnymi, których zagospodarowanie w ekologicznie akceptowalny sposób, z uwzględnieniem uwarunkowań ekonomicznych, staje się wyzwaniem dla przemysłu [6]. Światowa produkcja koksu ponaftowego w 2011 roku wyniosła około 17 mln ton – o blisko 15% więcej niż w roku poprzednim [7]. Głównym producentem tego surowca są Stany Zjednoczone, będąc przy tym największym konsumentem produktów rafinacji ropy naftowej na świecie. Wśród rynków rozwijających się, wymienia się, m.in. Rosję oraz Ukrainę [8]. Prowadzone w największych ośrodkach przemysłowych prace, skupiają się na rozwiązaniu problemów technicznych, związanych z użytkowaniem tego typu surowców [6]. Wymaga się rozwiązań dojrzałych, dyspozycyjnych i dostępnych na skalę komercyjną, których wdrożenie ma doprowadzić technologie do standardu Best Available Techniques (BAT). Za obiecujące kierunki utylizacji koksu ponaftowego uznaje się jego zgazowanie [6] oraz spalanie i współspalanie z paliwami pierwotnymi [9, 10]. Technologie te, pomimo wielu prac [11-13] są niedojrzałe technicznie i wymagają dalszych postępów. W przeprowadzonych dotychczas badaniach niedostateczna jest dyskusja na temat poprawy reaktywności koksu ponaftowego, co powoduje, że jego obecne zastosowanie w energetyce zawodowej jest na stosunkowo niewielkim poziomie. Doniesienia literaturowe wskazują, że więcej uwagi należy poświęcić zagadnieniu wpływu morfologii jego powierzchni właściwej na kinetykę rozważanych procesów. Stwierdza się niedostateczną wiedzę związaną z mechanizmem termicznej konwersji tej kategorii odpadów w warunkach wysokich temperatur i wysokich ciśnień [6].

Określenie bilansu energii, uzyskiwanej z termicznej konwersji paliw stałych, wymaga wyznaczenia parametrów charakteryzujących ich własności palne. Bezpośredni wpływ na wartość utylizacyjną ma substancja organiczna paliwa. Ocenie przydatności surowców energetycznych służą między innymi: (1) analiza sitowa, (2) analiza morfologii ziaren paliwa, (3) analiza techniczna, (4) kaloryczność oraz (5) analiza elementarna. Zastosowanie na potrzeby badań, zaawansowanych technik pomiarowych, takich jak analiza termogravimetryczna (TGA) czy skaningowa kalorymetria różnicowa (DSC) pozwala na opracowanie testów, informujących o zachowaniu się paliw w warunkach zgazowania/spalania. Uzyskane informacje, w tym znajomość właściwości fizykochemicznych użytkowanych paliw (np. ich reaktywności), umożliwiają optymalizację warunków prowadzenia procesu konwersji, a w efekcie poprawę jego efektywności.

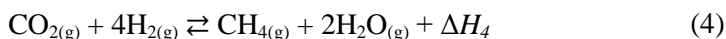
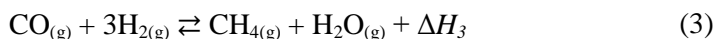
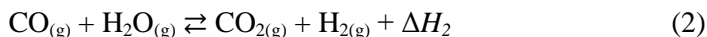
1.1. CHEMIZM ZGAZOWANIA PALIW STAŁYCH

Zgazowanie jest złożonym procesem, uzależnionym od rodzaju utleniacza, zastosowanej technologii oraz warunków procesowych – temperatury i ciśnienia. Reakcje są skomplikowane i wieloetapowe. Biorąc pod uwagę ich efekt cieplny, wpływ temperatury opisany jest regułą Le Chateliera i Brauna [14]. Najogólniej formułując, działanie czynnika zewnętrznego narusza stan równowagi układu – w ślad za wzrostem temperatury reakcji endotermicznych pojawia się tendencja do tworzenia produktów. Również zmiana ciśnienia wywoła takie zaburzenie równowagi, które częściowo skompensuje działanie czynnika zewnętrznego. Przesunięciu reakcji w kierunku tworzenia produktów sprzyja wprowadzenie do układu dodatkowej porcji substratów. Czynnikiem zgazowującym, mogą być powietrze, tlen, para wodna, dwutlenek węgla lub ich dowolna mieszanina. Skład otrzymanego paliwa wtórnego uzależniony jest wobec tego i od warunków zgazowania, i od rodzaju zastosowanego czynnika. Dla przykładu, zgazowanie na drodze reakcji pierwiastkowego węgla z dwutlenkiem węgla (reakcja Boudouarda) jest źródłem tlenu węgla:



Co istotne, otrzymuje się tą drogą z jednego atomu węgla dwie cząsteczki tlenu węgla, stanowiącego jeden z głównych składników gazu syntezowego.

Reakcje wtórne, zachodzące w fazie gazowej między paliwem gazowym a czynnikami zgazowującymi przebiegają z wydzielaniem ciepła. Największą rolę w zgazowaniu i w przerobie gazu surowego odgrywiają: reakcja konwersji CO do CO₂ (2) [15] oraz metanizacji (3), (4) [15]:



Na podstawie zasad kinetyki i termodynamiki zachodzących przemian, można przewidzieć zapotrzebowanie ciepła, skład gazu czy stopień przemiany paliwa stałego.

Złożoność zgazowania wynika ze skomplikowanej współzależności przemian chemicznych i fizycznych. W przypadku porowatych paliw stałych, jakim jest koks ponaftowy, reakcje te są kilkietapowe i przebiegają na jego powierzchni wewnętrznej [16-18]. Wydajność procesu zależy między innymi od powierzchni kontaktu czynnika zgazowującego z fazą stałą oraz czasu przebywania gazu w strefie redukcyjnej. Jego recyrkulacja wpłynąć może na zintensyfikowanie stopnia przereagowania. Za celowe uznaje się eliminowanie azotu ze zgazowania. Uzyskuje się wówczas produkt gazowy o wysokiej wartości opałowej [5]. Na ostateczny skład gazu wpływ ma szereg operacji, jak oczyszczanie, konwersja CO czy metanizacja [19].

Sposób prowadzenia procesu zgazowania, jak i własności otrzymanych produktów zależne są przede wszystkim od rodzaju zastosowanego surowca. Wartość opałowa gazów jest tym większa, im więcej pierwiastkowego węgla i wodoru zawiera zgazowywane paliwo. Szybkość reakcji towarzyszących procesowi uzależniona jest od jego reaktywności, rozumianej jako zdolność do redukcji CO₂ do CO. Im jest ona większa, tym szybciej zachodzi proces zgazowania. Niestety im paliwo bardziej uwęglone, tym mniej reaktywne. W przypadku takich surowców, pozbawionych nadto wilgoci wymaga się skierowania do gazogeneratora strumienia pary wodnej. Zabieg ten sprzyja podwyższeniu wartości opałowej otrzymanego gazu, za sprawą zwiększenia ilości wodoru i metanu. Należy pamiętać, że rozwiązania techniczne ukierunkowane na zwiększenie wydajności procesu związane są ze zwiększeniem zużycia energii na potrzeby własne.

1.2. PROCEDURA BADAWCZA

W ramach niniejszej pracy przeprowadzono analizę laboratoryjną koksu ponafowego, stanowiącego odpad z rafinacji w jednostce ConocoPhillips. Ze względu na brak procedur dedykowanych przygotowaniu koksu ponafowego do badań laboratoryjnych, zdecydowano się na zastosowanie metodyki przygotowanej na podstawie norm przeznaczonych dla paliw węglowych oraz stałych paliw wtórnych, to jest:

- (1) PN-90/G-04502 „Węgiel kamienny i brunatny – Metody pobierania i przygotowania próbek do badań laboratoryjnych”,
- (2) PN-EN 15443 „Stałe paliwa wtórne – Metody przygotowywania próbek laboratoryjnej”.

Pierwszym etapem przygotowania materiału na potrzeby badań było pobranie reprezentatywnej próby laboratoryjnej o masie 0,5 kg. Następnie, koks ponaftowy został wstępnie wysuszony oraz rozdrobniony za pomocą młyna krzyżakowo-bijakowego Retsch SK 100. W celu uzyskania frakcji do analiz laboratoryjnych, za pomocą przesiewacza wibracyjnego Retsch AS 100, wydzielono ze zmielonego paliwa, ziarna o średnicy poniżej 200 mikrometrów.

W drugim etapie procedury badawczej przeprowadzono: (1) analizę techniczną, (2) analizę elementarną oraz (3) pomiar kaloryczności paliwa. Analizy te stanowią jedno z najważniejszych kryteriów klasyfikowania, użytkowanych w energetyce, paliw stałych. Podobnie, jak w przypadku metodyki przygotowania prób paliwa, tak

i w przypadku analizy technicznej, elementarnej i kaloryczności posłużono się procedurami dedykowanymi oznaczaniu paliw węglowych.

Analizę techniczną przeprowadzono za pomocą pieca Carbolite, dla próby paliwa znajdującej się w stanie analitycznym (powietrznosuchym). Oznaczenie analizy technicznej wykonano zgodnie z normami:

- (1) PN-G-04511:1980 „Paliwa stałe. Oznaczenie zawartości wilgoci”,
- (2) PN-G-04512:1980 „Paliwa stałe. Oznaczenie zawartości popiołu metodą wagową”,
- (3) PN-G-04516:1998 „Paliwa stałe. Oznaczenie zawartości części lotnych metodą wagową”.

Zawartość stałych części palnych FC określono z różnicy:

$$FC = 100 - W - A - V \quad (5)$$

gdzie: W - zawartość wilgoci, A - zawartość popiołu, V - zawartość części lotnych.

Oznaczenie analizy elementarnej wykonano analizatorem automatycznym Leco TruSpec CHNS według standardów:

- (1) PN-G-04571 „Oznaczenie węgla, azotu i wodoru automatycznymi analizatorami. Metoda makro.”,
- (2) PN-ISO 351 „Oznaczenie zawartości siarki całkowitej. Metoda spalania w wysokiej temperaturze.”,
- (3) PN-G-04562:1994 „Węgiel kamienny i brunatny. Oznaczenie zawartości rtęci”,
- (4) PN-ISO 15237:2007 „Paliwa stałe. Oznaczenie rtęci całkowitej w węglu”.

Zawartość pierwiastkowego tlenu w próbkach oznaczono metodą pośrednią:

$$O = 100 - C - H - N - S - A - W \quad (6)$$

gdzie: C , H , N , S , O to odpowiednio zawartość pierwiastkowego węgla, wodoru, azotu, siarki i tlenu w paliwie.

Oznaczenia kaloryczności (to jest ciepła spalania i wartości opałowej) dokonano za pomocą kalorymetru IKA WERKE C2000, według norm:

- (1) PN-G-04513:1981 „Paliwa stałe. Oznaczenie ciepła spalania i obliczanie wartości opałowej”,
- (2) PN-ISO 1928:2002 „Paliwa stałe. Oznaczenie ciepła spalania metodą spalania w bombie kalorymetrycznej i obliczanie wartości opałowej”,

Wartości ciepła spalania przeliczono na wartość opałową według zależności:

$$Q_i = Q - 24,42 \cdot (W_i^r + 8,94H) \quad (7)$$

gdzie: Q_i to wartość opałowa, Q to ciepło spalania, W_i^r to zawartość wilgoci teoretycznej w paliwie dla stanu roboczego.

W etapie trzecim badań oznaczono reaktywność koksu łożaftowego metodą termogravimetryczną (TGA). Podstawą metody jest pomiar ubytku masy, w funkcji temperatury i czasu. Szybkość ubytku masy, określana mianem reaktywności paliwa, dla reakcji chemicznej pierwszego rzędu, stosuje się do równania Arrheniusa. Stopień przereagowania, zdefiniowano zgodnie z [16]:

$$x = \frac{m_o - m}{m_o - m \cdot A} \cdot 100\% \quad (8)$$

przy czym A odpowiada zawartości popiołu w próbce.

Przeprowadzone analizy termogravimetryczne podzielono na trzy etapy. W kroku pierwszym, ażeby wydzielić i odgazować części lotne oraz odparować wilgoć, próby paliwa przetrzymano w atmosferze obojętnej (N_2). Następnie, mając na uwadze wyznaczenie reaktywności koksu ponaftowego w czasie: (1) spalania i (2) zgazowania, przygotowane uprzednio próbki paliwa, poddano analizie w czterech temperaturach w atmosferze, odpowiednio powietrza i dwutlenku węgla. W celu uzyskania reprezentatywnych pomiarów analizom poddano paliwo w ilości 3,9-4,3 mg dla każdego z przebiegów. Procesy nagrzewania prowadzono z szybkością nagrzewania $30^\circ C/min$, zachowując przepływy gazu nośnego na poziomie 32 ml/min. Badania te wykonano z wykorzystaniem termogravimetru Setaram SETSYS Evolution. W czasie pomiarów, w jednym z tygli umieszczano próbkę paliwa. Drugi tygiel, nie zawierający paliwa, służył do wyznaczania dryftu temperaturowego urządzenia. Wyznaczona różnica temperatur służyła do obliczenia strumienia cieplnego, związanego z transformacją paliwa. Wyznaczeniu ilości ciepła wydzielanego/pobranego w czasie rozpatrywanych reakcji spalania/zgazowania koksu ponaftowego, posłużyła różnicowa analiza skaningowa (DSC).

1.3. WYNIKI BADAŃ I ICH DYSKUSJA

Celem badań było wyjaśnienie mechanizmu zgazowania i spalania koksu ponaftowego w atmosferze, odpowiednio dwutlenku węgla i powietrza. W ramach badań, w pierwszym etapie, dokonano oceny właściwości fizykochemicznych materiału. Zastosowanie procedury badawczej, opartej na normach dedykowanych paliwom węglowym i wtórnym paliwom stałym, doprowadziło do uzyskania powtarzalnych wyników, o dużym znaczeniu praktycznym. Ocenie przydatności materiału posłużyły: (1) analiza techniczna, obejmująca badanie zawartości wilgoci, popiołu i części lotnych, (2) analiza elementarna, pozwalająca poznać udziały poszczególnych pierwiastków tworzących substancję organiczną paliwa, (3) analiza pierwiastków śladowych oraz (4) oznaczenia wartości opałowej i ciepła spalania.

Tabela 1. Analiza fizyczna koksu ponaftowego (stan analityczny)

W	A	V	FC	Q	FR ¹
%	%	%	%	MJ/kg	-
0,3	0,3	1,5	97,9	32,8	66,2

¹ $FR = FC/V$

Tabela 2. Analiza chemiczna koksu ponaftowego (stan analityczny)

C	H	N	S	O ²	C/H	Hg	Fe ³	Ni ³	Si ³	V ³
%	%	%	%	%	-	ppm	mg/kg	mg/kg	mg/kg	mg/kg
97,3	$3,2e^{-2}$	0,7	1,1	0,3	3041	$1,5e^{-2}$	44,0	47,0	16,0	84,0

² z różnicy ($O = 100 - C - H - N - S - W - A$, %)

³ analiza pierwiastków śladowych wykonana przez ConocoPhillips Refinery

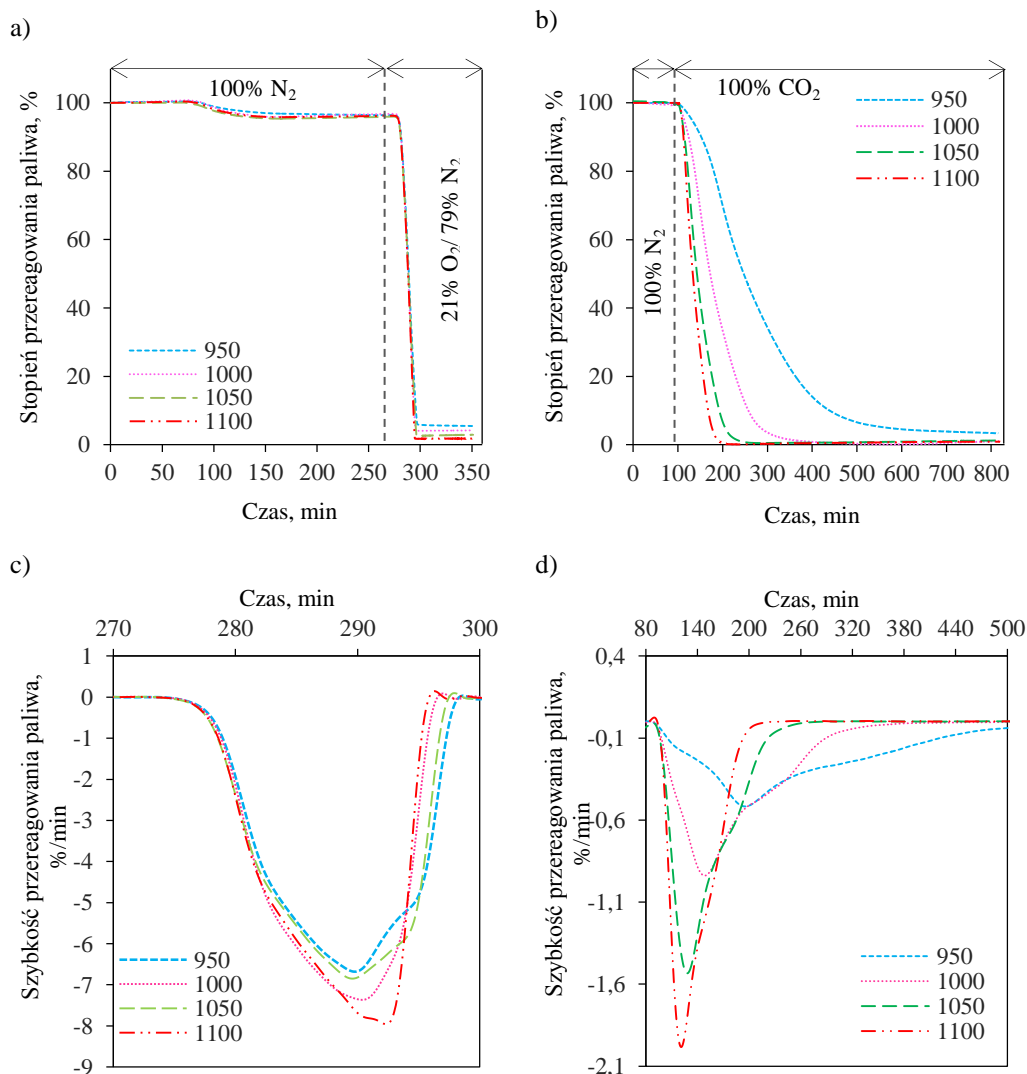
Wykonane oznaczenia dowiodły, że koks ponaftowy charakteryzuje się między innymi ponad 97% udziałem stałej części palnej i 0,3% udziałem wilgoci, co skutkuje wysoką wartością opałową tego surowca (32,8 MJ/kg). Niemniej, zawiera on też jedynie 1,5% części lotnych, których niewielka ilość czyni paliwo trudnopalnym, choć korzystnie wpływa na kaloryczność. Przy 97,3% udziale pierwiastkowego węgla, niewielka zawartość heteroatomów (N, S, O), w macierzystej substancji organicznej paliwa, świadczy o jego wysokiej odporności termicznej.

Badany surowiec, jako pochodna ropy naftowej zawiera w swym składzie związki metaloorganiczne, które „wpisane” w strukturę koksu stają się częścią popiołu. Analizowane paliwo zawiera 0,26% popiołu, w którym najbardziej reprezentatywnym pierwiastkiem ciężkim jest wanad. Niemniej, można zasugerować, że zawartość metali na prezentowanym poziomie nie powinna rodzić obaw o środowisko naturalne. Pomimo, że ilość substancji mineralnej nie stanowi o problematyce analizowanego paliwa, należy poświęcić temu zagadnieniu dodatkowe badania.

Badania termogravimetryczne posłużyły analizie przebiegu reakcji chemicznych zgazowania i spalania koksu ponaftowego. Uzyskane dane pozwoliły na określenie parametrów kinetycznych procesów.

Na rys. 1 przedstawiono profil ubytku masy koksu ponaftowego w czasie jego (a) spalania w powietrzu oraz (b) zgazowania w atmosferze CO₂. W przypadku obu procesów, w pierwszym etapie eksperymentu, w celu usunięcia z paliwa wilgoci i części lotnych, nagrzewano je w atmosferze azotu. Proces ten przebiegał bez wyraźnej dynamiki, a zanotowany ubytek masy produktów gazowych i par smołowych, był zbliżony do zawartości wilgoci i części lotnych, wyznaczonej standardowo za pomocą analizy technicznej. Dla wszystkich analizowanych przebiegów, ubytek masy paliwa zachodził dopiero w momencie zmiany atmosfery. W trakcie ogrzewania substancji, masa próbki zmieniała się skokowo, aż do osiągnięcia stanu równowagi. Dogrzewanie paliwa do wyższych temperatur poskutkowało zmniejszeniem strat niedopału.

Wpływ rodzaju atmosfery na proces konwersji koksu ponaftowego tłumaczy analiza szybkości danego procesu, wyrażona procentem ubytku masy w czasie (dTG). Reaktywność próbki zobrazowana jest wielkością piku (rys. 1c, d). Zróznicowanie ich wielkości świadczy o uzależnieniu stopnia trudności reakcji zgazowania od temperatury, której podwyższeniu towarzyszy zwiększenie stopnia przereagowania w jednostce czasu, a rejestrowane piki są węższe i przesunięte w kierunku wyższych temperatur. Krzywe dTG wskazują, że obserwowane reakcje chemiczne zgazowania i spalania zaszyły z udziałem atmosfery pieca. W badanych warunkach, CO₂ i powietrze, występując jako reagent chemiczny, wywierają silny wpływ na mechanizm procesu rozkładu termicznego. Bez względu na wysokość temperatury, dla każdego z procesów, odnotowano, że przeprowadzone spalanie koksu ponaftowego, charakteryzowało się znacznie większą szybkością, aniżeli zgazowanie. Maksymalne szybkości rozkładu termicznego paliwa, osiągnięto przy 8 %/min dla spalania i 2 %/min dla zgazowania, choć końcowy stopień przereagowania paliwa, zarejestrowany w CO₂, nieznacznie przewyższał ten zanotowany w powietrzu.

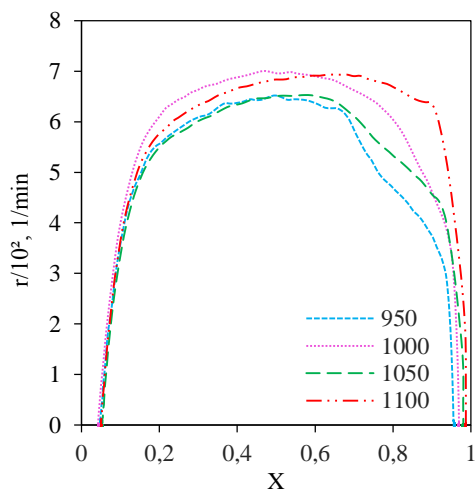


Rys. 1. Analiza mechanizmu: a), c) spalania,
b), d) zgazowania koksu łożystego

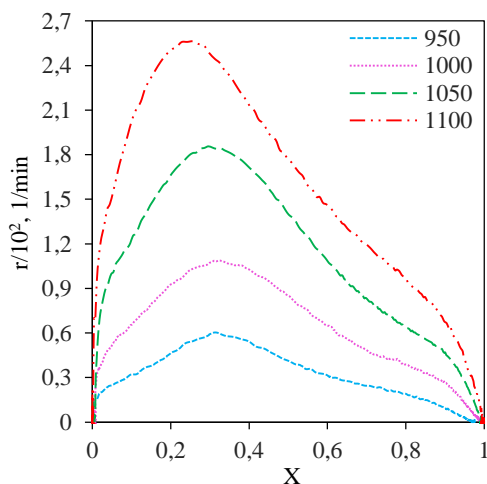
W celu porównania dynamiki procesów spalania i zgazowania, na rys. 2 zestawiono profile reaktywności koksu łożystego, w funkcji stopnia przereagowania, uzyskane dla warunków wolnego nagrzewania (30 °C/min). Badania termogravimetryczne ukazały odmienne mechanizmy termicznej konwersji paliwa. Zgazowaniu koksu łożystego towarzyszy osiągnięcie wartości maksymalnej reaktywności, dla stopnia konwersji z zakresu 0,2 - 0,4. Powołując się na prace [19, 20] uważa się, że na spadek szybkości reakcji zgazowania wpływ mają porowatość oraz wynikająca z niej powierzchnia właściwa, ściśle związane z właściwościami sorpcyjnymi materiału. Spala-

jąc koks ponaftowy w atmosferze 21%O₂/79%N₂ wykazano, że w całym zakresie przebieg krzywych, odpowiadających różnym warunkom temperaturowym jest porównywalny. Zaobserwowano jedynie, że dogrzewanie próbki do wyższych temperatur skutkowało zwiększeniem stopnia przereagowania w jednostce czasu. Zauważalne jest, że w zakresie temperatur 1050 ÷ 1100 °C spalenie pozostałości palnej paliwa jest pełniejsze.

a)

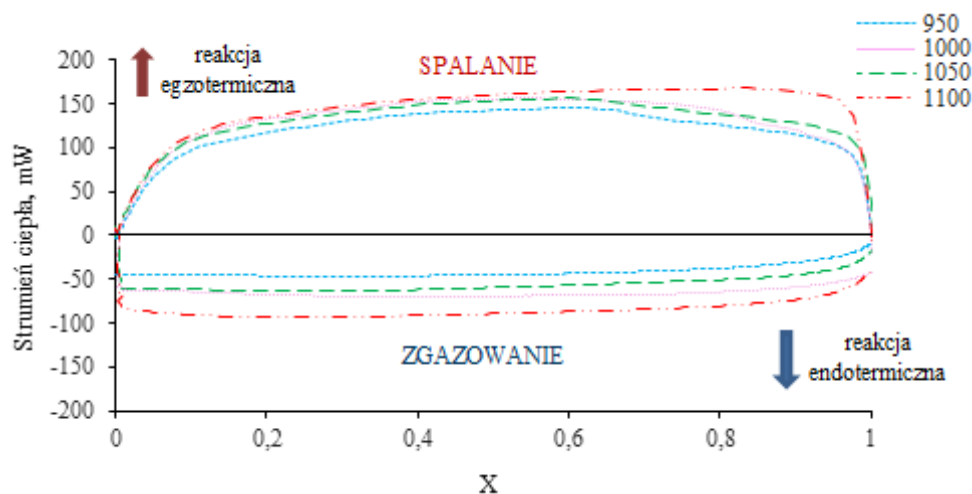


b)



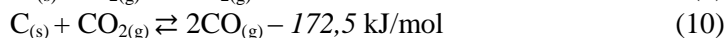
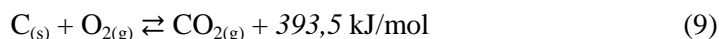
Rys. 2. Reaktywność koksu ponaftowego w procesach a) spalania, b) zgazowania

W celu wyjaśnienia mechanizmu zgazowania i spalania koksu ponaftowego, posłużono się techniką skaningową kalorymetrii różnicowej (DSC). W ramach badań wyznaczano strumień ciepła wydzielany (bądź odbierany) przez próbkę paliwa, w czasie nagrzewania z szybkością 30 °C/min, w zakresie od 0 °C do 1100 °C, dla czterech temperatur końcowych, tj.: 950, 1000, 1050 oraz 1100 °C. Uzyskane przebiegi nagrzewania przedstawia rys. 3. Badania DSC potwierdziły egzotermiczny charakter reakcji spalania oraz endotermiczny charakter zgazowania koksu ponaftowego w wyniku reakcji z CO₂. Maksymalny strumień ciepła wydzielony z próbki w czasie spalania wyniósł: 145 mW, 156 mW, 156 mW, 167 mW, dla temperatur odpowiednio 950 °C, 1000 °C, 1050 °C, 1100 °C i stopni przereagowania równych odpowiednio 0,58; 0,54; 0,56; 0,84. Maksymalny strumień ciepła pochłonięty przez próbkę w czasie zgazowania wyniósł: 47 mW, 70 mW, 64 mW, 94 mW, dla temperatur odpowiednio 950 °C, 1000 °C, 1050 °C, 1100 °C i stopni przereagowania równych odpowiednio 0,35; 0,46; 0,28; 0,25.



Rys. 3. Strumień przepływu ciepła podczas nieizotermicznego spalania i izotermicznego zgazowania koksu łożyskowego

Uśredniony strumień ciepła wydzielony z próbki w czasie spalania (równy 156 mW) oraz uśredniony strumień ciepła odebrany przez próbkę w czasie izotermicznego zgazowania (równy 69 mW), posłużyły wyznaczeniu entalpii analizowanych reakcji. Uzyskane wyniki wyniosły odpowiednio -392,9 kJ/mol oraz 173,8 kJ/mol. Wartości te są zbliżone z entalpiami reakcji, znanymi z literatury [21]:



Poczyniona obserwacja potwierdza, iż koks łożyskowy składający się w 97,3% z pierwiastkowego węgla, nagrzewany w atmosferze 21%O₂/79%N₂ ulegał całkowitemu spalaniu zgodnie z reakcją (9). W efekcie reakcji wydzielano ciepło oraz powstawał dwutlenek węgla. W przypadku zgazowania, gdy koks łożyskowy nagrzewano w atmosferze składającej się z 100% dwutlenku węgla, porowate ziarna paliwa (powstałe w wyniku odgazowania składników lotnych) reagowały z CO₂, zgodnie z mechanizmem reakcji (10). Reakcja ta wymagała dostarczenia ciepła z zewnątrz. Produktem omawianej reakcji był gaz palny – tlenek węgla.

2. PODSUMOWANIE

Cel niniejszej pracy realizowany był za pomocą badań laboratoryjnych. Wyznaczono właściwości fizykochemiczne koksu łożyskowego oraz w oparciu o technikę termogravimetryczną i skaningową kalorymetrię różnicową, badano proces zgazowania i spalania wybranej próby paliwa. Przedstawiona w pracy metodyka pomiaru właściwości fizykochemicznych koksu łożyskowego, opracowana według procedur dedykowanych paliwom węglowym i stałym paliwom wtórnym, doprowadziła do uzyskania powtarzalnych wyników, o dużym znaczeniu praktycznym. Zastosowanie

na potrzeby pracy złożonych technik laboratoryjnych (TGA i DSC), pozwoliło opracować metodykę charakteryzowania paliwa poprzez oznaczenie jednostkowego efektu cieplnego konwersji czy wyznaczenie parametrów termogravimetrycznych.

Przeprowadzone badania laboratoryjne potwierdziły tezę, że koks ponaftowy jest cennym surowcem energetycznym. Bez względu na to, że ma wysoką kaloryczność (32,8 MJ/kg), znikomą ilość wilgoci (0,3%), niską zawartość azotu paliwowego (0,7%) czyni go atrakcyjnym dla technologii zgazowania i spalania. Niemniej niewielka zawartość części lotnych (1,5%) czyni paliwo trudnopalnym, wymagającym wysokiej temperatury zapłonu. Badania DSC potwierdziły egzotermiczny charakter reakcji spalania oraz endotermiczny charakter zgazowania koksu ponaftowego. Wyznaczone, za pomocą techniki DSC, entalpie analizowanych reakcji są wiarygodne. Rozbieżności pomiędzy wynikami uzyskanymi za pomocą omawianej techniki a danymi literaturowymi wyniosły 0,6 kJ/mol i 1,3 kJ/mol, dla odpowiednio spalania i zgazowania koksu ponaftowego.

LITERATURA

- [1] Portal gospodarczy wydawcy miesięcznika Nowy Przemysł, <http://www.wnp.pl>, 13.05.2014.
- [2] Polityka Energetyczna Polski do 2030 roku (projekt, wersja 3.2 z dn. 10.09.2007), Minister Gospodarki, Warszawa, 2007, <http://www.energiaisrodowisko.pl/zarzadzanie-energia-i-srodowiskiem/pakiet-klimatyczno-energetyczny>, 01.03.2014.
- [3] **Bartosik M.:** *Globalne zasoby energii pierwotnej a kryzys energetyczny. Strategia badań na rzecz rozwoju energetyki w Polsce – panel dyskusyjny*, PAN, Warszawa, 2009.
- [4] **Kasztelewicz Z.:** *Zasoby węgla brunatnego w Polsce i perspektywy ich wykorzystania*, Polityka Energetyczna, t. 11, z. 1, 181-200, 2008.
- [5] **Rybak W.:** *Spalanie i współspalanie biopaliw stałych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2005.
- [6] **Murthy B. N., Sawarkar A. N., Deshmukh N. A., Mathew T., Joshi J. B.:** *Petroleum Coke Gasification: A Review*, The Canadian Journal of Chemical Engineering, Vol. 92, 441-468, 2014, DOI: 10.1002/cjce.21908.
- [7] **Li Y., Yang H., Hu J., Wang X., Chen H.:** *Effect of catalysts on the reactivity and structure evolution of char in petroleum coke steam gasification*, Fuel, Vol. 117, Part B, 1174-1180, 2014, DOI: 10.1016/j.fuel.2013.08.066.
- [8] Research and markets. The world's largest market research store: *Petroleum Coke Market Analysis and Forecast to 2017*, 2011, http://www.researchandmarkets.com/research/gxxt9j/russia_petroleum, 01.03.2014.
- [9] **Chen J., Lu X.:** *Progress of petroleum coke combusting in circulating fluidized bed boilers – A review and future perspectives*, Resources, Conservation and Recycling, Vol. 49, 203-216, 2007, DOI: 10.1016/j.resconrec.2006.03.012.
- [10] **Fernando R.:** *The use of petroleum coke in coal-fired plant*, International Energy Agency CCC/ 55, 2001, ISBN 978-92-9029-459-7.
- [11] **Nemanowa V., Abedini A., Liliedahl T., Engvall K.:** *Co-gasification of petroleum coke and biomass*, Fuel, Vol. 117, Part A, 870-875, 2014, DOI: 10.1016/j.fuel.2013.09.050.
- [12] **Sofia D., Llano P. C., Giuliano A., Hernandez M. I., Pena F. G., Barletta D.:** *Co-gasification of coal –petcoke and biomass in the Puertollano IGCC power plant*, Chemical Engineering Research and Design, w praise – korygowane udowodnienia, 2013, DOI: 10.1016/j.cherd.2013.11.019.

- [13] **Hou W., Zhou Z., Chen X., Dai Z., Yu G.:** *Study on CO₂ gasification reactivity and physical characteristics of biomass, petroleum coke and coal chars*, Bioresource Technology, Vol. 159, 143-149, 2014, DOI: 10.1016/j.biortech.2014.02.117.
- [14] **Ruziewicz Z., Pigoń K.:** *Chemia fizyczna – podstawy fenomenologiczne*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2005.
- [15] **Edreis A. M. A., Luo G., Li A., Chao Ch., Hu. H., Zhang S., Gui B., Xiao L., Xu K., Zhang P., Yao H.:** *CO₂ co-gasification of lower sulphur petroleum coke and sugar cane bagasse via TG-FTIR analysis technique*, Bioresource Technology, Vol. 136, 595-603, 2013, DOI: 10.1016/j.biortech.2013.02.112.
- [16] **Zou J. H., Zhou Z. J., Wang F. Ch., Zhang W., Dai Z. H., Liu H. F., Yu Z. H.:** *Modeling reaction kinetics of petroleum coke gasification with CO₂*, Chemical Engineering and Processing, Vol. 46, Issue 7, 630-636, 2007, DOI: 10.1016/j.cep.2006.08.008.
- [17] **Malekshahian M., Hill J. M.:** *Kinetics analysis of CO₂ gasification of petroleum coke at high pressures*, Energy Fuels, Vol. 25, Issue 9, 4043-4048, 2011, DOI: 10.1021/ef2009259.
- [18] **Tengler S.:** *Współczesne metody chemicznej przeróbki węgla*, Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa, 1981.
- [19] **Sahimi M., Tsotsis T.T.:** *Statistical modeling of gas-solid reaction with pore*, Chemical Engineering Science, Vol. 43, Issue 1, 113-121, 1988, DOI: 10.1016/0009-2509(88)87132-X.
- [20] **Kisiela A.:** *Reaktywność koksu łożyskowego*, Dokonania Młodych Naukowców, red. Marcin Kuczera, 2014.
- [21] **Atkins P. T.:** *Chemia fizyczna*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa, 2003.



Wpływ parametrów realizacji procesu pirolizy na reaktywność koksów spalanych w atmosferze O_2/CO_2

AUTOR: Krzysztof Czajka^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Wiesław Rybak^a

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: krzysztof.czajka@pwr.edu.pl, tel. 71 320 21 56

STRESZCZENIE

W niniejszej pracy zaprezentowano badania poświęcone pirolizie paliw węglowych. Wykonane analizy miały na celu wyjaśnić wpływ warunków przeprowadzenia pirolizy (szybkości nagrzewania, temperatury przeprowadzenia procesu, czasu przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze), na właściwości fizykochemiczne koksów spalanych w atmosferze O_2/CO_2 . Badania przeprowadzono dla koksów uzyskanych z węgla brunatnego Turów, węgla kamiennego Janina oraz węgla antracytowego. Koksy wytworzono w warunkach wolnej (0,5 K/s) i szybkiej (10^4 K/s) pirolizy, na stanowisku termowagi i pieca opadowego. Analizowanymi właściwościami fizykochemicznymi koksów były między innymi temperatura maksymalnej reaktywności koks, maksymalna reaktywność koks oraz wielkość, struktura i dostępność układu porowatego.

SŁOWA KLUCZOWE: *piroliza, oxy-fuel, paliwa węglowe, mechanizm spalania, koks*

1. WPROWADZENIE

Paliwami węglowymi znajdującymi zastosowanie w energetyce zawodowej są głównie węgle kamienne, brunatne i antracytowe. W skali świata, paliwa te stanowią podstawowe źródło energii elektrycznej oraz, drugie po gazie ziemny, źródło energii cieplnej wytwarzanej w elektrociepłowniach i ciepłowniach. Zgodnie z badaniami zwartymi w raporcie [1], w roku 2010, około 40,5% energii elektrycznej oraz 38,7% ciepła pochodziło z konwersji energii chemicznej zawartej w paliwach węglowych. W warunkach polskich, udział paliw węglowych w rynku energii jest zdecydowanie wyższy niż średnia światowa. W roku 2012, niemal 90% energii elektrycznej [2] i około 80% energii cieplnej [3] uzyskano w wyniku użytkowania tychże paliw.

W celu konwersji energii chemicznej, zawartej w paliwach węglowych, do postaci ciepła i energii elektrycznej, paliwa te poddaje się między innymi procesom: kokso-

wania, spalania oraz zgazowania. Jednym z najważniejszych etapów wchodzącym w skład każdego z wyżej wymienionych procesów jest termiczny rozkład substancji organicznej paliwa, zwany pirolizą lub odgazowaniem. W zależności od jednostki przemysłowej realizującej proces konwersji paliwa, piroliza może trwać od kilku godzin (koksowanie z szybkością nagrzewania 10^{-1} – 10^1 K/s) do kilkuset milisekund (spalanie i zgazowanie z szybkościami nagrzewania 10^2 – 10^6 K/s).

Mechanizm pirolizy paliw węglowych został szeroko opisany w literaturze [4-8]. Pomimo przeprowadzenia wielu prac, nie ustalono jednego powszechnie akceptowanego mechanizmu pirolizy [9], co jest prawdopodobnie efektem dużej złożoności procesu, na który składają się liczne procesy chemiczne i fizyczne. Studia literaturowe wskazują, że pomimo pewnych niejasności, można wyróżnić trzy charakterystyczne etapy pirolizy:

- W pierwszym etapie paliwo podlega łagodnym przemianom, między innymi pękaniu wiązań wodorowych czy odparowywaniu frakcji lekkich. Etap ten zazwyczaj kończy się wraz z przekroczeniem temperatury 250 °C i nie ma większego wpływu na całość procesu pirolizy.
- Drugi etap nazywany jest odgazowaniem pierwotnym i zachodzi w temperaturach 250–750 °C. Słabsze wiązania alifatyczne łączące związki aromatyczne ulegają rozpadowi, co w efekcie skutkuje powstawaniem mniejszych cząstek. Cząstki zawierające do kilku pierścieni aromatycznych mogą zostać przekształcone w smołę i wydzielone ze struktury. Największe, niepodlegające odparowaniu cząstki, mogą zostać związane na powierzchni ziaren pozostałości koksowej.
- Ostatnim procesem jest odgazowanie wtórne, zaczynające się w momencie, gdy smoła i gazy lekkie (takie jak benzen czy acetylen) podlegają reakcjom wtórnym. W literaturze można spotkać dwuznaczne i sprzeczne ze sobą definicje odgazowania wtórnego [9–12]. W uproszczeniu można przyjąć, że za odgazowanie wtórne uznaje się wszystkie reakcje z udziałem części lotnych, jakie zachodzą poza ziarnami pozostałości koksowej. W szczególności, dotyczy ono formowania się smoły oraz węglowodorów lekkich reagujących w wysokich temperaturach.

W warunkach atmosfery inertyj (np. w azocie), poddanie pirolizie paliw węglowych może prowadzić do utraty do 75% masy paliwa. W przypadku przeprowadzenia procesu pirolizy w atmosferze dwutlenku węgla, przy wystarczająco długim czasie przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze, dochodzi do całkowitego odgazowania substancji organicznej paliwa [13]. Proces pirolizy w obecności dwutlenku węgla budzi obecnie duże zainteresowanie ze względu na możliwość spalania paliw węglowych w atmosferze O_2/CO_2 , zwanej atmosferą tlenową bądź atmosferą oxy-fuel. Realizacja procesu spalania w atmosferze tlenowej prowadzi do obniżenia strumienia spalin o około 80% i ponad 5-cio krotnego zatężenie udziału CO_2 w spalinach, co obniża koszty ich sekwestracji i umożliwia spalanie paliw węglowych z „zerową” emisją CO_2 do atmosfery.

Tematyka spalania w atmosferze O_2/CO_2 jest intensywnie rozwijana, a wyniki badań są szeroko komentowane w literaturze [14–18]. Zagadnieniami, którym poświęca się szczególną uwagę są między innymi mechanizm spalania, emisja związków szkodliwych czy zagrożenia związane z żużłowaniem i popieleniem powierzchni ogrzewalnych. Prowadzone prace mają na celu optymalizację procesu spalania poprzez zapewnienie maksymalnej sprawności kotła przy jednoczesnej, niskiej emisji związków szkodliwych.

Jedną z metod poprawy sprawności instalacji spalania oxy-fuel może być ograniczenie straty niedopału. Strata ta jest wynikiem niecałkowitego spalania paliwa i prowadzi do wzrostu zawartości niespalonych stałych części palnych w żużlu i w lotnym popiele. Kwestia niecałkowitego spalania pyłu węglowego wydaje się szczególnie istotna dla jednostek oxy-spalania pyłowego, w przypadku których niedopał w paliwie może być następstwem między innymi spadku reaktywności koksu w wyniku jego wypalania [19] oraz niespalaniem elementarnego węgla zawartego w ziarnach pozostałości koksowej w wyniku zbyt szybkiego nagrzewania (ok. 10^4 K/s) [20].

Niniejsza praca ma na celu odpowiedzieć na pytanie, jak warunki przeprowadzenia pirolizy wpływają na reaktywność uzyskanych koksów, a w efekcie na poziom ich niedopału. Przedstawione poniżej badania obejmują analizę wpływu szybkości nagrzewania, temperatury prowadzenia procesu oraz czasu przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze na właściwości fizykochemiczne koksów uzyskanych z paliw węglowych, spalanych w atmosferze O_2/CO_2 .

2. PROCEDURA I MATERIAŁ BADAWCZY

Analizom poddano trzy paliwa węglowe: węgiel brunatny Turów, węgiel kamienny Janina oraz węgiel antracytowy. Paliwa wysuszone, rozdrobniono oraz rozfrakcjonowano, w celu uzyskania frakcji analitycznej poniżej $200\mu m$. Oznaczeń właściwości fizykochemicznych dokonano zgodnie z procedurą opisaną w pracy [21]. Wyniki uzyskanych analiz przedstawiono w tabelach 1 i 2.

Tabela 1. Analiza techniczna i kaloryczność analizowanych paliw (stan analityczny)

Lp.	Paliwo	W %	A %	V %	FC %	FR*	Q_i MJ/kg
1	węgiel brunatny Turów	10,6	39,5	30,1	19,8	0,66	11,6
2	węgiel kamienny Janina	3,1	8,6	32,7	55,6	1,70	24,7
3	węgiel antracytowy	1,7	3,1	4,9	90,3	18,4	33,2

* $FR=FC/V$

Tabela 2. Analiza elementarna analizowanych paliw (stan analityczny)

Lp.	Paliwo	C %	H %	N %	S %	O %
1	węgiel brunatny Turów	32,1	3,8	0,5	0,8	12,7
2	węgiel kamienny Janina	75,7	4,3	1,2	1,2	5,9
3	węgiel antracytowy	89,0	3,5	1,2	0,5	1,0

Na potrzeby badań wybrano paliwa węglowe o zróżnicowanej charakterystyce. Analizowane węgle zawierały od 19,8% (węgiel brunatny) do 90,3% (węgiel antracytowy) stałej części palnej, od 32,1% (węgiel brunatny) do 89,0% (węgiel antracytowy) pierwiastka węgla, a ich wartości opałowe wynosiły 11,6 MJ/kg, 24,7 MJ/kg, 33,2 MJ/kg, dla odpowiednio węgla brunatnego, węgla kamiennego i węgla antracytowego. Wskaźnik paliwowy FR, informujący o relacji pomiędzy udziałem stałej substancji palnej FC a udziałem części lotnych VM, wyniósł od 0,66 (węgiel brunatny) do 18,4 (węgiel antracytowy).

Z wytypowanych paliw węglowych, wytworzono koks w warunkach wolnej (0,5 K/s) i szybkiej pirolizy (10^4 K/s), w warunkach atmosfery inertyjnej (100% N₂) [21]. Wolną pirolizę przeprowadzono za pomocą termowagi, nagrzewając paliwo do 950 °C, z szybkością nagrzewania równą 0,5 K/s i wytrzymując je w tej temperaturze przez kolejne 30 minut. Szybka pirolizę przeprowadzono na stanowisku pieca opadowego, w temperaturach 750 °C, 850 °C bądź 950 °C, dla czasów przebywania ziaren pozostałości koksowej w wysokiej temperaturze wynoszących 0,13 sekundy, 0,26 sekundy i 0,40 sekundy.

Koks wytworzony w warunkach wolnej i szybkiej pirolizy spalano w tyglu termowagi w atmosferze 8% O₂/92% CO₂. Procedura pomiarowa TGA zakładała nagrzewanie paliwa do 110 °C i wytrzymanie ich w takiej temperaturze przez 15 minut, w celu usunięcia wilgoci. Następnie, paliwo nagrzewano do temperatury 900 °C, z szybkością nagrzewania 30 °C/min oraz przetrzymywano je w tej temperaturze przez kolejne 20 minut, w celu przeanalizowania przebiegu procesu spalania.

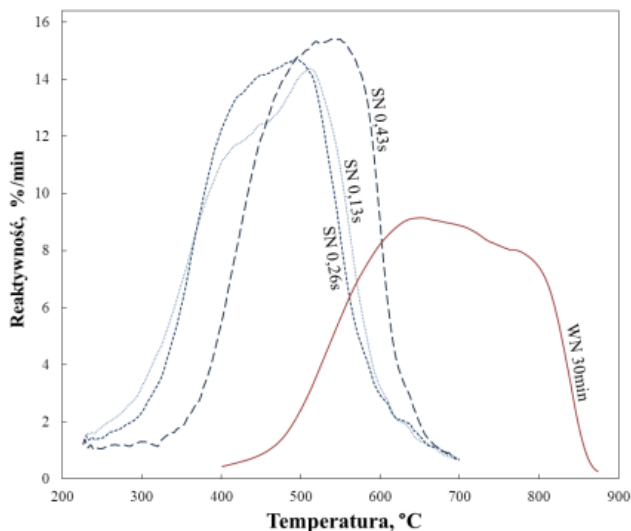
Parametrami służącymi porównaniu właściwości ziaren pozostałości koksowej otrzymanych w czasie wolnego i szybkiego nagrzewania były temperatura początku spalania, temperatura maksymalnej reaktywności koks, maksymalna reaktywność koks oraz wielkość, struktura i dostępność układu porowatego.

3. WYNIKI I DYSKUSJA

W celu wyjaśnienia wpływu szybkości pirolizy i czasu przebywania ziaren pozostałości koksowej w wysokiej temperaturze na ich reaktywność, na rysunku 1 przedstawiono profile reaktywności koksów otrzymanych z węgla Turów. Krzywe przedstawione na rysunku 1 dowodzą, iż szybkość nagrzewania w czasie tworzenia ziaren pozostałości koksowej ma znaczący wpływ na ich reaktywność. Maksymalna reaktywność ziaren pozostałości koksowej wytworzonych w czasie wolnego nagrzewania wyniosła 9,71 %/min, podczas gdy w przypadku szybkiego nagrzewania była w zakresie 13,9–15,5 %/min. Wolna szybkość nagrzewania prowadziła także do wzrostu, o około 200 °C, temperatury początku spalania koks oraz wzrostu, o około 100–135 °C, temperatury maksymalnej reaktywności.

Na podstawie pomiarów można stwierdzić, iż przy wysokich szybkościach nagrzewania (10^4 K/s), czas przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze, wpływał na profil reaktywności otrzymanych ziaren pozostałości koksowej. Im dłużej paliwo przebywało w wysokiej temperaturze, tym wyższa była temperatura początku

spalania wytworzonego koksu (od 250 °C do 350 °C). Na podstawie uzyskanych wyników, nie można jednoznacznie określić, jaka była zależność pomiędzy czasem przebywania ziaren pozostałości koksovej w wysokiej temperaturze na ich maksymalną reaktywnością. Wyniki uzyskane dla trzech analizowanych przypadków mieściły się w zakresie 13,9–15,0 %/min.



Rys. 1. Porównanie wpływu szybkości pirolizy i czasu przebywania w temperaturze 950 °C na reaktywność kokсів otrzymanych z węgla Turów

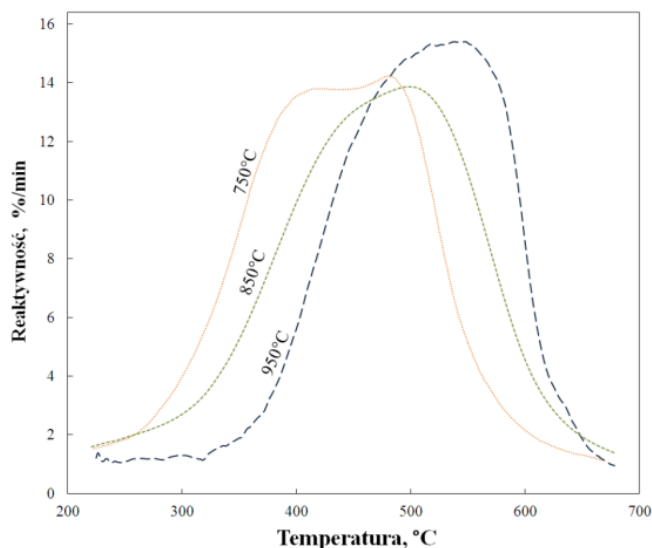
*SN 0,13s – oznaczenie ziaren pozostałości koksovej uzyskanych w czasie szybkiego nagrzewania (SN), dla czasu przebywania paliwa w wysokiej temperaturze wynoszącego 0,13s,

**WN – oznaczenie ziaren pozostałości koksovej uzyskanych w czasie wolnego nagrzewania

W literaturze nie odnaleziono publikacji opisujących jak warunki tworzenia kokсів wpływają na reaktywność ich spalania w atmosferze O_2/CO_2 , z tego względu uzyskane wyniki porównano z obserwacjami poczynionymi dla kokсів spalanych w atmosferze powietrza [8, 22–25]. Wyniki uzyskane dla warunków wolnej pirolizy stoją w zgodzie z tymi prezentowanymi w literaturze. W pracy [24] dowiedziono, że piroliza przeprowadzona dla węgla bitumicznego, z szybkością nagrzewania 20 K/min, prowadziła do uzyskania koksu o maksymalnej reaktywności równej około 8,5 %/min, osiągniętej w temperaturze około 630 °C. Wyniki uzyskane dla kokсів wytworzonych w warunkach szybkiej pirolizy są zbieżne z tymi prezentowanymi w pracy [8, 25], ale mogą wydawać się sprzeczne z obserwacjami zawartymi w [24]. W pracy [24] stwierdzono, iż temperatura maksymalnej reaktywności oraz maksymalna reaktywność paliwa jest podobna zarówno dla kokсів uzyskanych w warunkach wolnej, jak i szybkiej pirolizy. Rozbieżności pomiędzy obserwacjami zawartymi w teźże pracy a wynikami niniejszych badań, mogą być tłumaczone warunkami tworzenia kokсів w warunkach szybkiej pirolizy, w tym zdecydowanie dłuższym czasem

przebywania paliwa w wysokiej temperaturze (5 sekund, wobec 0,13–0,43 sekund zastosowanych na potrzeby niniejszej pracy). Na podstawie obserwacji przedstawionych wcześniej, uważa się, iż wydłużenie czasu przebywania paliwa w wysokiej temperaturze z 0,13–0,43 sekundy do 5 sekund prowadziłoby do uzyskania koksu ulegającego spalaniu w wyższych temperaturach.

W celu sprawdzenia wpływu temperatury pirolizy paliwa na reaktywność ziaren pozostałości koksowej uzyskanych w jej wyniku, na rysunku 2 porównano profile reaktywności uzyskane dla warunków szybkiego nagrzewania węgla Turów.

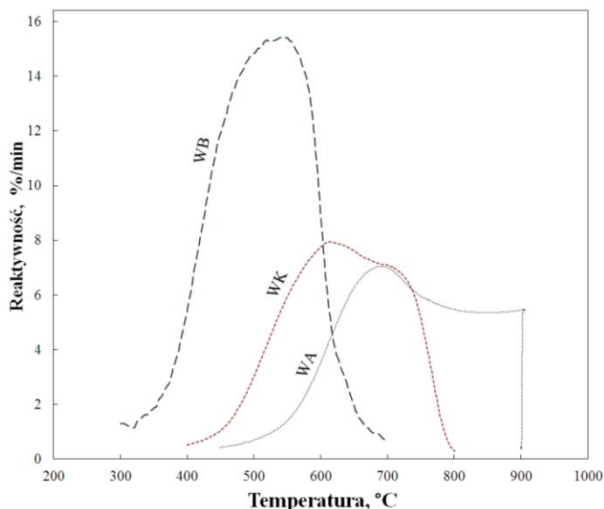


Rys. 2. Porównanie wpływu temperatury pirolizy na reaktywność kokсів uzyskanych z węgla Turów

Nie zaobserwowano, jednoznacznej zależności pomiędzy temperaturą przeprowadzenia procesu pirolizy a reaktywnością uzyskanego koksu. Różnice pomiędzy maksymalnymi reaktywnościami zarejestrowanymi dla trzech analizowanych temperatur, z zakresu 750–950 °C, wyniosły 1,2 %/min. Dowiedziono natomiast, że niższa temperatura przeprowadzenia procesu pirolizy, obniżyła temperaturę początku spalania, o około 100 °C, oraz temperaturę maksymalnej reaktywności, o około 70 °C, ale nie wpłynęła na temperaturę końca procesu (700 °C). Uzyskane wyniki nie potwierdziły obserwacji poczynionych dla atmosfery powietrza [8, 26], świadczących, że wzrost temperatury procesu pirolizy prowadzi do obniżenia reaktywności koksu. Uważa się, że brak jednoznacznej zależności pomiędzy reaktywnością koksu a temperaturą procesu pirolizy, może wynikać, między innymi ze zbyt wąskiego zakresu analizowanych temperatur (750–950 °C, wobec 700–1500 °C [8] i 1200–1600 °C [26] analizowanych w literaturze).

W celu porównania wpływu typu paliwa na właściwości uzyskanych ziaren koksowych, na rysunku 3 przedstawiono wyniki analizy termogravimetrycznej przepro-

wadzonej dla koksów otrzymanych z węgla brunatnego Turów, węgla kamiennego Janina i węgla antracytowego. Badania przeprowadzono dla paliw węglowych charakteryzujących się odmiennymi stopniami uwęglenia, zwierających od 32,1% do 89,0% pierwiastka węgla w stanie suchym.



Rys. 3. Porównanie reaktywności ziaren pozostałości koksowej uzyskanych w warunkach szybkiej pirolizy (10^4 K/s) z węgla brunatnego Turów, węgla kamiennego Janina oraz węgla antracytowego

Badania dowiodły, że w przypadku węgla kamiennego i węgla antracytowego, szybka piroliza prowadziła do otrzymania koksów o zbliżonej maksymalnej reaktywności, wynoszącej odpowiednio 7,5 %/min oraz 6,6 %/min. Pomimo pewnych podobieństw pomiędzy profilami reaktywności koksów z węgla kamiennego i węgla antracytowego, zaobserwowano jednakże, że temperatura początku spalania koksu otrzymanego z węgla antracytowego była o około 60 °C wyższa niż w przypadku koksu z węgla kamiennego. Dodatkowo, w przypadku koksu z węgla kamiennego, proces spalania zakończył się w temperaturze o 100 °C, niższej niż w przypadku koksu z węgla antracytowego. Właściwości koksu otrzymanego z węgla brunatnego znacząco odbiegały od tych jakimi charakteryzowały się koksy węgla kamiennego i antracytowego, między innymi koks ten charakteryzował się bardzo wysoką reaktywnością maksymalną, sięgającą 15,0 %/min i ulegał spalaniu w temperaturach 300–700 °C. Obserwowany wpływ stopnia uwęglenia paliwa na reaktywność koksu jest zgodny z wynikami eksperymentu zaprezentowanego w pracy [8].

Przeprowadzone badania dowiodły, że reaktywność ziaren pozostałości koksowej w znacznej mierze zależała od warunków ich tworzenia (szybkości nagrzewania, temperatury procesu pirolizy oraz czasu przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze) oraz właściwości paliw z jakich zostały otrzymane. Zaobserwowano, że ziarna pozostałości koksowej uzyskane w warunkach wolnej pirolizy ulegały spalaniu w wyższych temperaturach i charakteryzowały się niższą reaktywnością niż ziarna

pozostałości koksowej otrzymane w warunkach szybkiej pirolizy. Dodatkowo koksy otrzymane z paliw słabiej uwęglonych pozostawały bardziej reaktywne i ulegały spalaniu w niższych temperaturach niż koksy otrzymane z paliw o wyższym stopniu uwęglenia.

W celu zrozumienia istoty przemian zachodzących w czasie powstawania ziaren pozostałości koksowej wykonano badania wielkości, struktury i dostępności układu porowatego węgla Turów oraz ziaren jego pozostałości koksowej. Badania miały posłużyć wyjaśnieniu odmiennych właściwości ziaren pozostałości koksowej uzyskanych w warunkach wolnego i szybkiego nagrzewania.

Wyniki badań zawierają wyznaczoną gęstość rzeczywistą (będącą stosunkiem masy do objętości paliwa z pominięciem objętości porów), objętość porów (z podziałem na mikro-, mezo- i makropory), porowatość (będącą objętością porów w jednostce objętości paliwa) oraz powierzchnię porów (wyznaczoną na podstawie izotermy adsorpcji CO₂). Metodologię pomiarów przedstawiono w pracy [27]. Uzyskane wyniki zaprezentowano w tabeli 3.

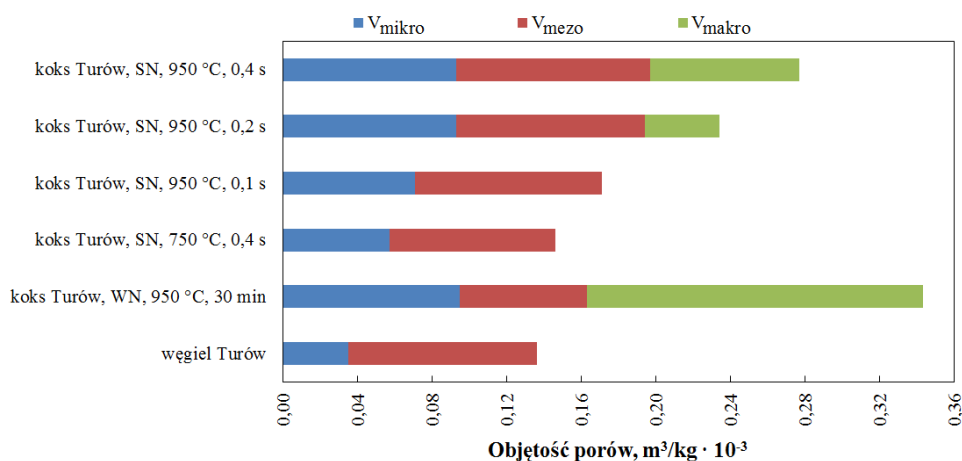
Tabela 3. Wyniki badań wielkości, struktury i dostępności układu porowatego węgla brunatnego Turów oraz ziaren pozostałości koksowej z niego otrzymanych

Lp.	Paliwo	Gęstość rzeczywista kg/m ³ · 10 ³	Porowa- tość %	Powierzchnia właściwa w CO ₂ m ² /g	Objętość porów, m ³ /kg · 10 ⁻³		
					V _{mikro}	V _{mezo}	V _{makro}
1.	węgiel Turów	1,57	9,8	117,4	0,035	0,101	-
2.	WN, 950 °C, 30 min	1,96	41,9	262,1	0,095	0,068	0,180
3.	SN, 750 °C, 0,4 s	1,77	19,5	166,8	0,057	0,089	-
4.	SN, 950 °C, 0,1 s	1,81	22,6	209,2	0,071	0,100	-
5.	SN, 950 °C, 0,2 s	1,93	31,8	262,6	0,093	0,101	0,040
6.	SN, 950 °C, 0,4 s	1,95	36,3	266,2	0,093	0,104	0,080

Porowatość i gęstość rzeczywista węgla brunatnego Turów była znacznie mniejsza niż któregokolwiek z otrzymanych koksów. Wzrost porowatości w wyniku wolnej pirolizy był ponad 4-krotny, a w wyniku szybkiej od prawie 2-krotnego do ponad 3,5-krotnego. Wzrost gęstości rzeczywistej w wyniku pirolizy wyniósł maksymalnie około 25% (dla przypadku wolnego nagrzewania oraz dla przypadku szybkiego nagrzewania w 950 °C i przy czasie przebywania ziarna w piecu 0,40 sekundy). Dla warunków szybkiego nagrzewania zauważono, że porowatość i gęstość rzeczywista rosły wraz z temperaturą odgazowania i czasem przebywania ziaren w piecu. Otrzymane dane świadczyły o rozwoju struktury porowatej w wyniku pirolizy paliwa.

W wyniku odgazowania powierzchnia właściwa w CO₂ wzrastała nawet ponad 2-krotnie. Tak znaczący wzrost powierzchni właściwej świadczył o braku wtórnego reagowania części lotnych z powierzchnią porów, która mogłaby prowadzić do repolimeryzacji i zalepiania się porów.

W celu zobrazowania transformacji struktury porowatej, na rys. 4 przedstawiono zmiany rozkładu objętości porów w zależności od warunków przeprowadzenia pirolizy.



Rys. 4. Objętość porów dla węgla Turów i koksów z niego otrzymanych

Wolna piroliza prowadziła do wzrostu objętości mikroporów (o $0,060 \text{ m}^3/\text{kg} \cdot 10^{-3}$) i spadku objętości mezoporów (o $0,033 \text{ m}^3/\text{kg} \cdot 10^{-3}$). Procesy te były następstwem wydzielaniem części lotnych i smoły, słabo związanych ze strukturą węgla. Na podstawie przeprowadzonych badań można wnioskować, iż uzyskana objętość mezoporów nie podlegałaby dalszemu spadkowi objętości wraz ze wzrostem temperatury, ponieważ proces wydzielania smoły z paliwa zakończył się w temperaturach poniżej $950 \text{ }^\circ\text{C}$.

Objętość struktury porowatej dla szybkiej pirolizy była zdecydowanie mniejsza niż ta zaobserwowana w warunkach wolnej pirolizy. W odróżnieniu od warunków wolnej pirolizy, piroliza z wysoką szybkością nagrzewania prowadziła do utrzymania, bądź nawet powiększenia się powierzchni mezoporów. Zaobserwowane zjawisko było następstwem gwałtownego rozkładu i wydzielania się części substancji organicznej węgla. Na podstawie badań stwierdzono, że koks otrzymany w czasie wolnej pirolizy posiadał strukturę porowatą (porowatość, powierzchnia właściwa, objętość porów) rozwiniętą w stopniu maksymalnym i mógł służyć jako próba odniesienia dla koksów uzyskanych w innych warunkach.

Przedstawione badania świadczą, że na skutek pirolizy otrzymuje się koks o bardziej otwartej i rozwiniętej strukturze porowatej niż węgiel macierzysty. W wyniku pirolizy (zarówno wolnej, jak i szybkiej) zanotowano wzrost gęstości rzeczywistej, powierzchni wewnętrznej oraz objętości porów, co było wynikiem otwierania i rozrastania się porów początkowo niedostępnych. Gęstość rzeczywista ziaren pozostałości koksowej z węgla brunatnego była znacznie mniejsza niż gęstość grafitu ($2,25 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$), będącego przykładem możliwie najbardziej uporządkowanej budowy węglowej.

Stopień rozwinięcia struktury porowatej zależał od równowagi pomiędzy procesami rozrostu struktury porowatej w wyniku wydzielania części lotnych i procesu po-

rządkowania się struktury organicznej [27]. Położenie równowagi zależało między innymi od parametrów procesu nagrzewania (temperatury procesu odgazowania, szybkości nagrzewania, czasu przebywania ziaren w wysokiej temperaturze). Uzyskane wyniki znajdują potwierdzenie w literaturze. Obserwacje związane z rozwojem struktury porowatej na skutek termicznego rozkładu paliwa są zbieżne zarówno z wynikami uzyskanymi dla innych węgli brunatnych (np. węgla reńskiego [26]), jak i pozostałych paliw stałych [28-30].

4. PODSUMOWANIE

Analiza wpływu warunków przeprowadzenia pirolizy na właściwości fizykochemiczne koksów otrzymanych z paliw węglowych, w tym ich reaktywność, spalanych w atmosferze O_2/CO_2 , prowadzi do wniosku, że:

- ziarna pozostałości koksowej uzyskane w warunkach wolnej pirolizy charakteryzowały się mniejszą maksymalną reaktywnością i wyższymi temperaturami początku spalania niż ziarna pozostałości koksowej uzyskane w czasie szybkiej pirolizy,
- koksy otrzymywane z paliw słabiej uwęglonych charakteryzowały się wyższą reaktywnością,
- proces pirolizy prowadzi do otrzymania koksów o bardziej otwartej i rozwiniętej strukturze porowatej niż węgiel macierzysty. Stopień rozwinięcia struktury porowatej zależał od parametrów procesu nagrzewania, stąd w celu uzyskania koksu o maksymalnie rozwiniętej strukturze porowatej należało poddać go procesowi wolnej pirolizy.

Przeprowadzone eksperymenty:

- nie dowiodły jednoznacznego wpływu czasu przebywania ziaren pozostałości koksowej w wysokiej temperaturze na maksymalną reaktywność paliwa, ale zaobserwowano, że im dłużej paliwo węglowe podlegało pirolizie, tym mniej reaktywny był wytworzony koks,
- nie potwierdziły zależności, że wraz ze wzrostem temperatury pirolizy, obniża się reaktywność koksu. Dowiodły natomiast, że niższa temperatura przeprowadzenia procesu pirolizy, obniża temperaturę początku spalania i temperaturę maksymalnej reaktywności koksu.

Wykonane analizy prowadzą do wniosku, że na właściwości fizykochemiczne, w tym reaktywność, koksów spalanych w atmosferach O_2/CO_2 , znaczący wpływ mają zarówno parametry przeprowadzenia procesu pirolizy (szybkość nagrzewania, temperatura przeprowadzenia procesu oraz czas przebywania ziaren paliwa w wysokiej temperaturze), jak i właściwości fizykochemiczne paliw węglowych poddawanych pirolizie. Odpowiednie dobranie parametrów procesu pirolizy, jak i typu paliwa węglowego, może prowadzić do uzyskania koksów wysoce reaktywnych, ulegających spalaniu w niższych temperaturach i w krótszym czasie, obniżając w ten sposób stratę niedopału.

PODZIĘKOWANIA

Praca naukowa współfinansowana przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju, jako Projekt Strategiczny PS/E/2/66420/10 „Zaawansowane technologie pozyskiwania energii: Opracowanie technologii spalania tlenowego dla kotłów pyłowych i fluidalnych zintegrowanych z wychwytem CO₂”.

LITERATURA

- [1] EU energy in figures, Statistical Pocketbook 2013
http://ec.europa.eu/energy/publications/doc/2013_pocketbook.pdf.
- [2] Rocznik ARE, Statystyka elektroenergetyki polskiej
<http://www.rynek-energii-elektrycznej.cire.pl/st,33,207,tr,75,0,0,0,0,0,podstawowe-dane.html>.
- [3] **Rojek N., Regulski B.:** Miejskie sieci ciepłownicze w Polsce, Pierwsze wydanie biuletynu dotyczącego projektu InnoHeat (wersja polska)
http://innoheat.eu/wp-content/uploads/2012/04/Polish-district-heating_POL.pdf.
- [4] **Howard J. B.:** Fundamentals of coal pyrolysis and hydrolyrolysis, Chemistry of coal utilization, Nowy Jork, Wiley, 1981.
- [5] **Yu J., Lucas J.A., Wall T.F.:** Formation of the structure of chars during devolatilization of pulverized coal and its thermoproperties: A review, Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 33, 2, 135-170, 2007, DOI: 10.1016/j.peccs.2006.07.003.
- [6] **Wall T. F.:** The combustion of coal as pulverized fuel through swirl burners, Lawn CJ, Principles of combustion engineering for boilers, Nowy Jork, Academic Press, 1987.
- [7] **Leppalahti J.:** Formation of NH₃ and HCN in slow-heating-rate inert pyrolysis of peat, coal and bark, Fuel, Vol. 74, 9, 1363-1368, 1995, DOI: 10.1016/0016-2361(95)00091-I.
- [8] **Yan B.-H., Cao Ch.-X., Cheng Y., Jin Y., Cheng Y.:** Experimental investigation on coal devolatilization at high temperatures with different heating rates, Fuel, Vol. 117, B, 1215-1222, 2014, DOI: 10.1016/j.fuel.2013.08.016.
- [9] **Bassilakis R., Carangelo R. M., Wójtowicz M. A.:** TG-FTIR analysis of biomass pyrolysis, Fuel, Vol. 80, Issue 12, 1765-1786, 2001, DOI: 10.1016/S0016-2361(01)00061-8.
- [10] **Saxena S. C.:** Devolatilization and combustion characteristics of coal particles, Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 16, 1, 1990, 55-94, 1990, DOI: 10.1016/0360-1285(90)90025-X.
- [11] **Hausmann G. J., Kruger C. H.:** the Spring meeting of the Western State Section of The Combustion Institute, Livermore, CA, 1989.
- [12] **Solomon P.R., Hamblen D.G., Serio M.A., Yu Z.-Z., Charpenay S.:** A characterization method and model for predicting coal conversion behaviour, Fuel, Vol. 72, 4, 469-488, 1993, DOI: 10.1016/0016-2361(93)90106-C.
- [13] **Xue G., Kwapinska M., Horvat A., Kwapinski W., Rabou L.P.L.M., Dooley S., Czajka K., Leahy J.J.:** Gasification of torrefied Miscanthus × giganteus in an air-blown bubbling fluidized bed gasifier, Bioresource Technology, Vol. 159, 397-403, 2014, DOI: 10.1016/j.biortech.2014.02.094.
- [14] **Wall T., Liu Y., Spero C., Elliott L., Khare S., Rathnam R.:** An overview on oxy fuel coal combustion – State of the art research and technology development, Chemical Engineering Research and Design, Vol. 87, Issue 8, 1003-1016, 2009, DOI: 10.1016/j.cherd.2009.02.005.
- [15] **Al-Makhadmeh L., Maier J., Scheffknecht G.:** Coal pyrolysis and char combustion under oxy-fuel conditions. In: Coal: world energy security. Proceedings of the 34th international technical conference on coal utilization & fuel systems, Clearwater, FL, USA, 2009.

- [16] **Toftegaard M., Brix J., Jensen P., Glarborg P., Jensen A.:** Oxy – fuel combustion of solid fuels, *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 36, 5, 581-625, 2010, DOI: 10.1016/j.peccs.2010.02.001.
- [17] **Moroń W., Babul K., Czajka K., Rybak W.:** Ignition of coal particle suspension in oxy-fuel (O_2/CO_2) atmosphere, *Archivum Combustionis*, Vol. 30, 3, 155-166, 2010.
- [18] **Moroń W., Czajka K., Ferens W., Babul K., Szydelko A., Rybak W.:** NO_x and SO_2 Emission During Oxy-Coal Combustion, *Chemical and Process Engineering*, Vol. 34, 3, 337-346, 2013, DOI: 10.2478/cpe-2013-0027.
- [19] **Nandi B.N., Brown, T.D., Lee G.K.:** Inert coal macerals in combustion, *Fuel.*, Vol. 56, 2, 125-130, 1977, DOI: 10.1016/0016-2361(77)90130-2.
- [20] **Hurt, J., Gibbins, J.R.:** Residual carbon from pulverized coal fired boilers: 1. Size distribution and combustion reactivity, *Fuel*, Vol. 74, 4, 471-480, 1995, DOI: 10.1016/0016-2361(95)98348-1.
- [21] **Czajka K.:** Szybkość spalania węgla i paliw alternatywnych w atmosferze wzbogaconej w tlen, praca doktorska, Wrocław, 2013.
- [22] **Kelebopile L., Sun R., Liao J.:** Fly ash and coal char reactivity from Thermogravimetric (TGA) experiments, *Fuel Processing Technology*, Vol. 92, 1178-1186, 2011, DOI: 10.1016/j.fuproc.2011.01.007.
- [23] **Sima-Ella E., Yuan G., Mays T.:** A simple kinetic analysis to determine the intrinsic reactivity of coal chars, *Fuel*, Vol. 84, 1920-1925, 2005, DOI: 10.1016/j.fuel.2005.03.022.
- [24] **Ciambelli P., Palma V., Russo P., Vaccaro S., Vaiano V.:** The Influence of the devolatilisation rate on the reactivity of chars from a coal, a biomass and their blend, Joint Meeting of The Scandinavian-Nordic and Italian Sections of The Combustion Institute, 2003.
- [25] **Mani T., Murugan P., Abedi J., Mahinpey N.:** Pyrolysis of wheat straw in a thermogravimetric analyzer: Effect of particle size and heating rate on devolatilization and estimation of global kinetics, *Chemical engineering research and design*, Vol. 88, 952-958, 2010, DOI: 10.1016/j.cherd.2010.02.008.
- [26] **Tremel A., Haselsteiner T., Nakonz M., Spliethoff H.:** Coal and char properties in high temperature entrained flow gasification, *Energy*, Vol. 45, 176-182, 2012, DOI: 10.1016/j.energy.2012.02.028.
- [27] **Więcek A.:** Szybkość spalania węgla – wpływ uwęglenia, odgazowania i wypalenia fazy stałej, praca doktorska, Wrocław, 2002.
- [28] **Fu P., Hu S., Xiang J., Sun L., Su S., Wang J.:** Evaluation of the porous structure development of chars from pyrolysis of rice straw: Effects of pyrolysis temperature and heating rate, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, Vol. 98, 177-183, 2012, DOI: 10.1016/j.jaap.2012.08.005.
- [29] **Bunt J.R., Waanders F.B., Nel A., Dreyer L., van Rensburg P.W.A.:** An understanding of the porosity of residual coal/char/ash samples from an air-blown packed bed reactor operating on inertinite-rich lump coal, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, Vol. 95, 241-246, 2012, DOI: 10.1016/j.jaap.2012.02.013.
- [30] **Chan M.-L., Jones J.M., Pourkashanian M., Williams A.:** The oxidative reactivity of coal chars in relation to their structure, Vol. 78, 1539-1522, 1999, DOI: 10.1016/S0016-2361(99)00074-5.



Kaloryczność paliw stałych

AUTOR: Wiesław Ferens^{a,*}

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut I20, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: wieslaw.ferens@pwr.edu.pl, tel. 71 320 37 63

STRESZCZENIE

W pracy analizowano wpływ pochodzenia oraz składu paliw stałych na ciepło spalania i wartość opałową. Stwierdzono dominujący wpływ zawartości pierwiastka węgla oraz balastu, rozumianego jako suma udziałów popiołu i tlenu, na kaloryczność paliw stałych. Porównano ciepło spalania i wartość opałową paliw i wykazano, że różnica między tymi wielkościami jest charakterystyczna dla danej grupy paliw. Zestawiono formuły pozwalające oceniać ciepło spalania paliw na podstawie ich składu pierwiastkowego oraz na podstawie zawartości części palnych i balastu. Przeprowadzono porównanie wartości uzyskanych przy pomocy tych formuł z wartościami mierzonymi i dokonano ich oceny dokładności.

SŁOWA KLUCZOWE: *ciepło spalania, paliwa stałe, własności paliw*

1. WPROWADZENIE

Ciepło spalania lub wartość opałowa jest podstawowym parametrem określającym paliwo i jego przydatność do wytwarzania energii. Ciepło spalania jest ilością energii uzyskaną ze spalania całkowitego i zupełnego jednostki masy paliwa i ochłodzeniu spalin do warunków otoczenia z wykropleniem pary wodnej zawartej w spalinach. Spalaniu ulega całość paliwa i spalanie przebiega do produktów końcowych spalania tzn. do dwutlenku węgla, pary wodnej i dwutlenku siarki. Wartość ciepła spalania określa się na podstawie pomiaru w bombie kalorymetrycznej [1] w warunkach stałej objętości, w atmosferze czystego tlenu. Wartość opałowa różni się od ciepła spalania ciepłem skraplania pary wodnej zawartej w spalinach i określa się ją jako wielkość pochodną ciepła spalania przez odjęcie ciepła skraplania.

Wartość ciepła spalania teoretycznie można wyznaczyć na podstawie składu pierwiastkowego paliwa. Paliwa stałe zawierają przede wszystkim węgiel i wodór oraz dodatkowo tlen, siarkę, azot oraz inne pierwiastki występujące w substancji mineralnej paliwa. Z wymienionych składników dodatni efekt cieplny zapewniają tylko trzy pierwiastki: węgiel, wodór i siarka. Ciepło spalania mieszaniny tych pierwiastków można wyznaczyć na pod-

stawie znanych entalpi tworzenia poszczególnych związków będących produktami końcowymi procesu spalania tych składników, tj. CO_2 , H_2O i SO_2 . Wynoszą one odpowiednio w temperaturze 298 K [2]: 32,76 MJ/kg, 141,9 MJ/kg i 92,57 MJ/kg.

Część węgla, wodoru i siarki jest już związana w różnorodnych związkach chemicznych i dlatego rzeczywisty potencjał energetyczny danego paliwa jest niższy. Najczęściej pierwiastki te występują w związkach z tlenem i przyjmuje się, że zawartość tlenu jest miarą wykorzystania energii zawartej w paliwie. Przykładem związku chemicznego zawierającego węgiel jest węglan wapnia CaCO_3 . Obecność tego związku w paliwie podwyższa zawartość węgla, o część która jest już na najwyższym stopniu utlenienia i co więcej w czasie spalania paliwa związek pobiera część ciepła na rozkład węglanu do mieszaniny tlenku wapnia i dwutlenku węgla.

Mimo, że pomiar przy pomocy bomby kalorymetrycznej nie jest skomplikowany i czasochłonny, od wielu lat tworzone są formuły umożliwiające określenie wartości opałowej czy ciepła spalania a tym samym ominięcie pomiaru wprost [3–13]. Autorzy tych formuł wiążą kaloryczność paliwa z zawartością pierwiastków C, H, S i O, część dodatkowo uwzględnia zawartość azotu i popiołu. Czynnione są również próby określenia kaloryczności na podstawie ilości części palnych (części lotnych i stałej części palnej) i ilości balastu (zawartość popiołu i wilgoci). Formuły te są tworzone dla wszystkich paliw lub dla wybranych grup. Szczegółowy przegląd stosowanych w literaturze formuł dla węgla i biomas znajduje się w pracach [3–5]. Analiza przydatności wybranych formuł jest przedstawiona w dalszej części pracy.

2. WŁASNOŚCI WYBRANYCH PALIW STAŁYCH

Paliwa stałe są charakteryzowane na podstawie zawartości głównych pierwiastków stanowiących substancję palną organiczną (zawartość, C, H, N, S i O) oraz na podstawie podziału paliwa na składniki paliwa: wilgoć (M), część palną (części lotne V i stała część palna FC) oraz substancję mineralną. Substancja mineralna jest trudna do oznaczenia i dlatego stosuje się zamiennie oznaczenie zawartości popiołu w paliwie (A). Dodatkowo paliwo charakteryzuje się oznaczając jego kaloryczność, mierząc ciepło spalania (HHV) oraz wyliczając wartość opałową (LHV). Pomiar składników odbywa się na zasadzie oznaczania ubytku masy w próbce paliwa umieszczonej w określonej temperaturze. Zawartość pierwiastków oprócz tlenu oznacza się obecnie przy pomocy analizatorów automatycznych przez spalenie próbki paliwa i porównaniu sygnału uzyskanego na detektorach z sygnałem uzyskanym w czasie analizy paliwa wzorcowego o znanym składzie. Skład paliwa oznacza się dla określonego stanu zawilgocenia paliwa. Wartości oznaczone przelicza się na żądany stan paliwa (stan roboczy, suchy).

W tabeli 1 zestawiono własności i kaloryczność przykładowych paliw stałych, które zostały użyte do analiz w niniejszej pracy.

Właściwości te oznaczono zgodnie z odpowiednimi normami dla poszczególnych grup paliw (np. dla biomas PN-EN 14774-2:2010, PN-EN 15148:2010, PN-EN 14775:2010, PN-EN 14918:2010, PN-EN 15104:2011 oraz PN-EN 15289:2011) z zastosowaniem techniki wagowej i analizatorów automatycznych True Spec CHN i S firmy LECO oraz bomby kalorymetrycznej IKA C2000, w Zakładzie Inżynierii i Technologii Energetycznych Politechniki Wrocławskiej. Wartości oznaczone dla poszczególnych prób przeliczono na stan suchy.

Tabela 1. Właściwości analizowanych paliw (stan suchy)

Ozn. Próbkki	A	V	FC	C	H	N	S	O	Ciepło spalania	Wartość opałowa
	%	%	%	%	%	%	%	%	MJ/kg	MJ/kg
Biomasa										
B1	8,71	70,7	20,6	47,8	5,78	1,50	0,12	36,1	19078	17817
B2	2,62	75,0	22,4	50,7	5,89	0,77	0,11	40,0	20029	18743
B3	7,42	73,5	19,1	47,1	6,13	6,52	0,71	32,2	19590	18253
B4	0,57	83,4	16,0	50,1	6,10	0,17	0,02	43,1	19465	18134
B5	9,44	73,0	17,5	45,3	5,77	0,64	0,08	38,8	17863	16604
B6	4,38	74,7	20,9	49,2	5,85	0,68	0,04	39,9	19401	18123
B7	1,48	80,3	18,2	53,7	6,96	2,04	0,11	35,7	21530	20011
B8	3,87	84,8	11,4	57,8	8,23	5,12	0,21	24,8	26742	24946
B9	0,18	78,7	21,1	51,7	6,34	0,41	0,02	41,3	19036	17652
Koksy										
K1	29,7	<1	70,3	66,7	0,75	0,95	0,07	1,83	22852	22688
K2	10,5	<1	89,5	85,3	0,93	0,83	0,13	2,36	29673	29470
K3	28,0	<1	72,0	65,5	0,81	3,28	0,34	2,06	23657	23479
K4	3,4	<1	96,6	92,4	1,15	0,48	0,02	2,53	32577	32326
K5	35,0	<1	65,0	62,5	0,78	0,86	0,11	0,78	21480	21309
K6	17,3	<1	82,7	76,7	1,17	0,79	0,06	3,98	26754	26498
K7	22,5	<1	77,6	73,8	0,89	0,8	0,39	1,66	26300	26106
K8	0,3	1,5	98,2	97,6	0,03	0,70	1,10	0,26	32900	32893
Odpady										
O1	46,3	46,6	7,14	27,7	5,22	3,29	1,44	16,03	11557	10417
O2	36,0	52,9	11,2	33,9	4,72	5,33	1,24	18,89	14169	13138
O3	15,0	71,3	13,7	42,7	5,46	0,24	0,13	36,53	16895	15704
O4	9,8	76,5	13,7	41,8	5,58	0,26	0,27	42,27	16984	15767
O5	3,4	87,6	8,90	64,7	7,10	0,15	0,18	24,42	26880	25331
O6	12,2	79,3	8,46	57,6	8,45	0,42	0,43	20,91	28680	26835

Tabela 1cd. Własności analizowanych paliw (stan suchy)

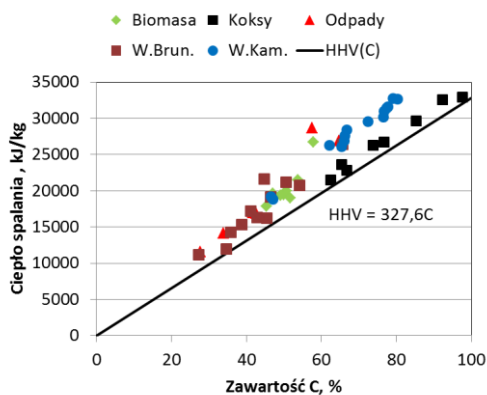
Ozn. Próbk	A	V	FC	C	H	N	S	O	Ciepło spalania	Wartość opałowa
	%	%	%	%	%	%	%	%	MJ/kg	MJ/kg
Węgle brunatne										
WB1	44,6	34,3	21,2	38,8	5,15	0,50	0,50	10,51	15330	14206
WB2	22,8	50,0	27,2	44,9	6,51	0,56	0,77	24,52	21571	20150
WB3	37,5	36,7	25,8	41,2	4,38	0,62	1,38	14,90	17107	16151
WB4	27,3	41,6	31,1	50,7	5,51	0,61	0,77	15,12	21122	19918
WB5	44,2	33,6	22,1	35,9	4,25	0,51	0,94	14,13	14245	13317
WB6	11,4	48,9	39,7	65,8	7,07	0,84	0,66	14,26	26344	24801
WB7	55,5	28,2	16,3	27,4	3,56	0,42	0,80	12,28	11146	10368
WB8	31,6	40,4	28,0	46,6	5,25	0,63	1,47	14,47	19059	17913
WB9	21,6	45,3	33,1	54,2	4,89	0,60	2,25	16,49	20699	19632
WB10	38,2	36,2	25,7	42,9	3,94	0,41	2,24	12,33	16239	15380
WB11	36,2	43,6	20,3	45,6	4,38	0,57	3,92	9,39	16203	15247
WB12	47,8	30,9	21,2	34,8	3,41	0,52	1,64	11,84	11908	11164
Węgle kamienne										
WK1	20,5	26,4	53,1	66,1	4,21	1,09	0,76	7,34	26862	25943
WK2	12,2	29,4	58,4	72,5	4,59	1,22	0,67	8,76	29516	28514
WK3	6,9	31,3	61,8	77,8	4,88	1,34	0,65	8,43	31637	30573
WK4	20,1	28,4	51,5	65,4	4,50	1,13	0,98	7,90	26102	25120
WK5	6,8	32,8	60,4	76,8	5,09	1,34	0,59	9,36	30976	29864
WK6	6,5	32,3	61,2	77,4	4,94	1,31	0,48	9,34	31397	30318
WK7	4,9	32,9	62,1	79,2	5,47	1,35	0,67	8,37	32723	31529
WK8	5,0	33,0	62,0	80,3	5,52	1,60	0,58	6,99	32699	31493
WK9	10,7	28,5	60,9	76,5	4,58	1,24	0,60	6,40	30213	29213
WK10	16,1	35,8	48,1	66,3	5,11	1,72	0,46	10,33	27602	26486
WK11	35,9	25,4	38,7	47,1	3,26	0,77	1,28	11,73	18849	18136
WK12	25,1	25,0	49,8	62,2	4,00	1,29	1,00	6,38	26240	25366
WK13	17,7	27,4	54,9	66,7	3,77	1,32	1,24	9,26	28383	27559
WK14	20,5	26,4	53,1	66,1	4,21	1,09	0,76	7,34	26862	25943

Dla każdej z grup paliw występują specyficzne cechy odróżniające je od innych grup. Biomasy charakteryzują się niewielką zawartością popiołu (poniżej 10%), wysoką zawartością tlenu i części lotnych (najwyższą ze wszystkich grup). Koksy powstałe w wyniku odgazowania różnych paliw składają się głównie z węgla i popiołu, brak w nich wodoru i części lotnych. Odpady są paliwami, których własności różnią się w obrębie grupy paliw z powodu różnego pochodzenia (osady ściekowe, odpady komunalne, makulatura).

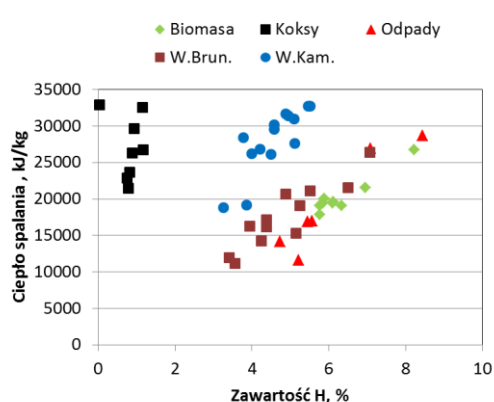
Analiza wyników dla poszczególnych grup paliw pokazuje stosunkowo niewielką zawartość siarki we wszystkich próbach. Nie przekracza ona 1,5% (poza kilkoma próbami węgla brunatnych). Dlatego rola siarki jako źródła ciepła w czasie spalania paliw stałych

jest znikoma i uzyskana ilość energii nie przekracza 150 kJ/kg (w skrajnych przypadkach 400 kJ/kg), co mieści się w granicach dopuszczalnych różnic w oznaczaniu ciepła spalania przy pomocy bomby kalorymetrycznej. Zawartość pozostałych składników palnych oraz balastu (popiołu i tlenu) zmienia się już w szerszym zakresie i ich znaczenie dla oznaczeń kaloryczności jest dalej analizowana.

Na rys. 1 przedstawiono zależność wartości ciepła spalania od zawartości pierwiastka węgla, a na rys. 2, w zależności od ilości pierwiastka wodoru w poszczególnych grupach paliw. Zawartość pierwiastka węgla zmienia się od około 25% (odpady, węgle brunatne niskiej jakości) do prawie 100% (koks). Na rys. 1 pokazano dodatkową linię oznaczającą trend zmiany ciepła spalania ze wzrostem ilości pierwiastka węgla w paliwie, o współczynnikiem nachylenia równym wartości entalpi tworzenia CO₂ (327,6 kJ/%). Linia ta pokrywa się z oznaczeniami dla kokсів z uwagi na niską zawartość innych składników niż węgiel pierwiastkowy i popiół w tych paliwach. Pozostałe paliwa mają ciepło spalania wyższe niż wynika to z samego tylko udziału węgla, gdyż występuje w nich od 3 do 9% wodoru (rys.2). W przypadku odpadów i biomas obecność wodoru kompensuje straty ciepła spowodowane obecnością tlenu w paliwie.



Rys. 1. Zależność ciepła spalania od zawartości pierwiastka C

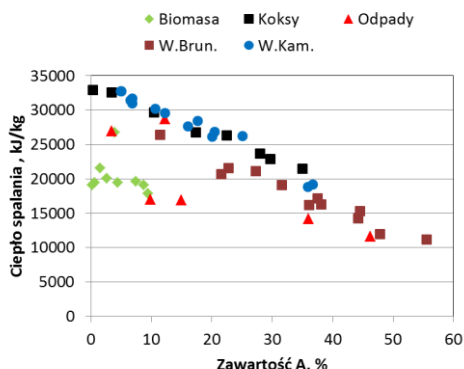


Rys. 2. Zależność ciepła spalania od zawartości pierwiastka H

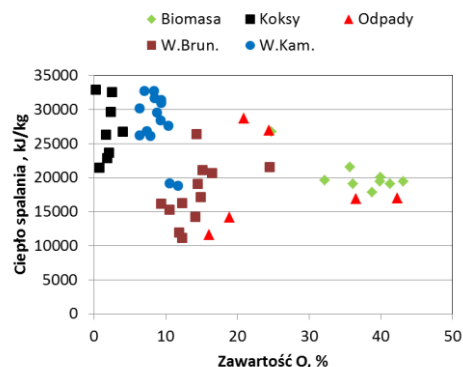
Wpływ zawartości wodoru w paliwie na jego kaloryczność z uwagi na dominujący wpływ pierwiastka węgla jest widoczny w obrębie poszczególnych grup paliw (rys. 2). Pomiędzy paliwami o zbliżonej zawartości wodoru występują znaczne różnice spowodowane głównie różnicą w zawartości pierwiastka węgla.

Popiół jest balastem i jego obecność w paliwie zawsze obniża ciepło spalania. Dla paliw o dużej zawartości popiołu (np. węgle brunatne) ciepło spalania będzie niższe niż dla paliw o niższej zawartości popiołu (rys. 3), gdyż istnieje dodatkowy czynnik obniżający ciepło spalania mimo stosunkowo niedużej zawartości popiołu (np. dla biomas). Tym dodatkowym czynnikiem obniżającym ciepło spalania jest zawartość tlenu w paliwie (rys. 4). Tlen jest balastem a dodatkowo przez to, że występuje w formie związków chemicznych z węglem i wodorem powoduje obniżenie możliwej do uzyskania energii

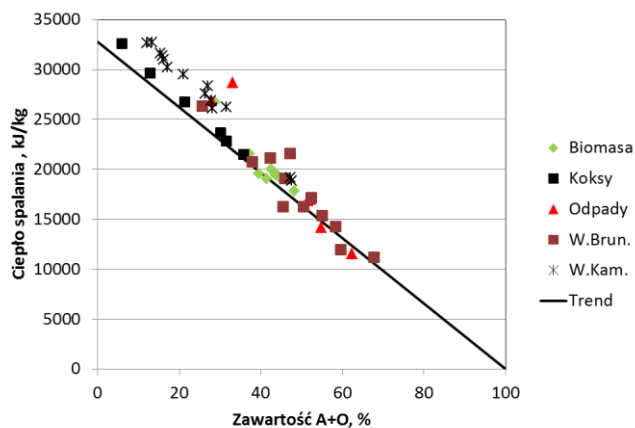
z utlenienia tych pierwiastków. Na rys. 5 pokazano sumaryczny wpływ udziału tlenu i popiołu na kaloryczność. Zamieszczono linię trendu będącą odwróceniem linii z rys.1. Położenie tej linii względem punktów pomiarowych pokazuje, że można wstępnie szacować kaloryczność paliw stosując zawartość węgla lub balastu w paliwie jako wskaźnik kaloryczności.



Rys. 3. Zależność ciepła spalania od zawartości popiołu w paliwie



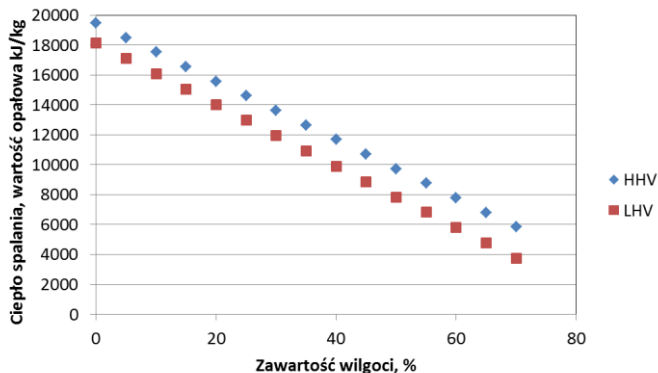
Rys. 4. Zależność ciepła spalania od zawartości pierwiastka O w paliwie



Rys. 5. Zależność ciepła spalania od sumarycznej ilości tlenu i popiołu w paliwie

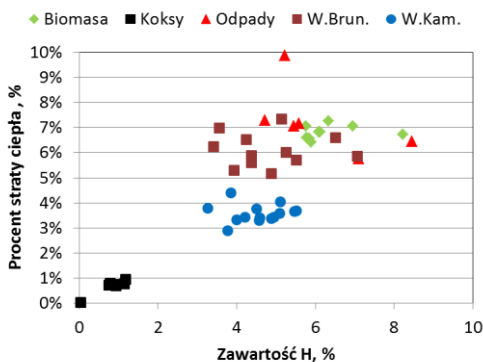
Przedstawione zależności opisują zmiany ciepła spalania spowodowane obecnością poszczególnych pierwiastków i popiołu i dotyczą stanu suchego. W rzeczywistych paliwach istotnym składnikiem paliwa jest wilgoć. Wilgoć w paliwie obniża ciepło spalania proporcjonalnie do swojego udziału. W rzeczywistych układach spalania do analizy sprawności stosuje się zamiast ciepła spalania wartość opałową, która jest niższa od ciepła spalania o ciepło skraplania wilgoci zawartej w spalinach. Na rys. 6 przedstawiono zmianę ciepła spalania i wartości opałowej ze wzrostem zawartości wilgoci w próbce (stan roboczy). Wartość ciepła spalania obniża się ze wzrostem udziału wilgoci proporcjonalnie do

ilości wilgoci w paliwie. Natomiast wartość opałowa zmienia się w większym stopniu z uwagi na wzrastający efekt ciepła skraplania pary wodnej ze wzrostem zawartości wilgoci.

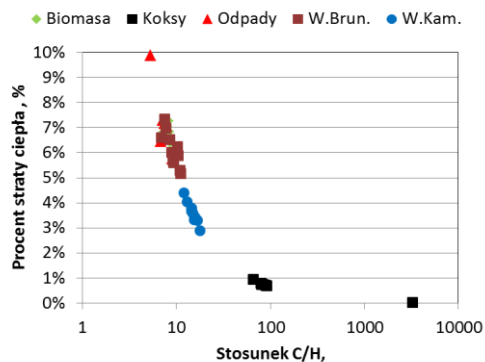


Rys.6. Zależność ciepła spalania i wartości opałowej od zawartości wilgoci w paliwie B6

Analizując różnice pomiędzy wartością opałową i ciepłem spalania (rys. 7.) można zaobserwować, że ta różnica (liczona względem ciepła spalania) jest większa dla paliw o najwyższej zawartości wodoru. Dla poszczególnych grup paliw występuje zbliżona wartość tej różnicy wynikająca głównie z udziału ciepła spalania wodoru w całkowitym cieple. Kluczowym parametrem jest stosunek zawartości pierwiastków węgla i wodoru (tzn. C/H). Dla paliw o największym tym współczynniku, tj. dla paliw w których zdecydowana większość ciepła jest uzyskiwana z węgla, różnica pomiędzy ciepłem spalania i wartością opałową jest najmniejsza (koksy) (rys. 8).



Rys. 7. Względna różnica pomiędzy ciepłem spalania i wartością opałową w zależności od zawartości wodoru w paliwie



Rys. 8. Zależność różnicy ciepła spalania i wartości opałowej od stosunku C/H w paliwie

3. WYZNACZANIE CIEPŁA SPALANIA NA PODSTAWIE SKŁADU PALIWA

W szeregu prac, do oznaczania wartości opałowej lub ciepła spalania stosuje się różne formuły pozwalające przybliżyć te wartości na podstawie składu pierwiastkowego [3], składu technicznego (zawartości części lotnych, stałej części palnej, wilgoci i popiołu) [5]. Formuły te powstają najczęściej na podstawie analizy regresji liniowej kilku zmiennych dla przygotowanego kompletnego zestawu danych wybranych paliw. Tak przygotowane formuły oferują średnio kilkuprocentowe różnice pomiędzy wartościami zmierzonymi a obliczonymi. Pojawiające się nowsze prace pokazują stopniowe poprawianie jakości przybliżeń. Jednak stosowanie ich dla innych paliw niż te, które zostały użyte przy przygotowaniu formuły oznacza większe błędy. Powszechnie stosowana jest formuła Dulonga (1) pochodząca jeszcze z XIX wieku [3] wyprowadzona dla węgla i paliw pochodzenia węglowego (HHV wyrażone w kJ/kg , C , H , S , O - zawartość pierwiastka węgla, wodoru, siarki i tlenu w paliwie wyrażone w %):

$$HHV = 338,3C + 1442,8H + 94,2S - 180,4O \quad (1)$$

Dla paliw węglowych od torfu po atracyty formułę bazującą na składzie pierwiastkowym ale uwzględniającą zawartość popiołu (A %) zaproponowali Neavel i inni [13]:

$$HHV = 339,4C + 1324,9H + 100,2S - 125,3O - 14,65A \quad (2)$$

W pracy Channiwala i Parikh [10] zaproponowali formułę dla wszystkich typów paliw stałych (i dodatkowo dla gazowych i ciekłych) w postaci, uwzględniającą zawartość azotu (N %):

$$HHV = 349,1C + 1178,3H + 100,5S - 103,4O - 21,1A - 15,1N \quad (3)$$

Między innymi w pracach [4-5] stwierdzono, że na dokładność formuł opisujących nie rośnie wraz ze wzrostem ilości zmiennych w nich użytych. Stosowane są formuły obejmujące mniejszą ilość zmiennych. Przykładem takiej formuły jest zaproponowana przez Shenga i Azevedo [12] i wyprowadzona dla biomas:

$$HHV = 313,7C + 700,9H + 31,8O - 1367,5 \quad (4)$$

Yin [9] zaproponował inną formułę dla biomas obejmującą wyłącznie zawartość węgla i wodoru:

$$HHV = 294,9C + 825H \quad (5)$$

Inną formułą uzyskaną ostatnio dla biomas jest zależność określona przez Garcia i innych [4] ze zredukowaną ilością zmiennych:

$$HHV = 303,81C + 81,62O - 4590,68S + 159,92 \quad (6)$$

Dla osadów ściekowych proponowana jest formuła np. Thipkhumthod i inni [6]:

$$HHV = 419,2C - 911,1H + 117,7 \quad (7)$$

Podobnie jak w pracy [7] cechą charakterystyczną tej formuły jest ujemny znak przy

członie zawierającym wodór. Mimo proponowania wielu formuł dotyczących odpadów ich dokładność jest najmniejsza z uwagi na różne pochodzenie i własności odpadów czy nawet tylko w osadach ściekowych.

Innym podejściem do wyznaczania kaloryczności na podstawie formuł jest użycie zawartości części lotnych (V), popiołu (A) i stałej części palnej (FC) wyrażone w procentach masy paliwa. Przykładem takiej formuły jest zależność określona przez Parikh i inni dla wszystkich paliw stałych [8]:

$$HHV = 353,9FC + 155,9V - 7,8A \quad (8)$$

Garcia i inni [5] zaproponowali formułę dla biomas (uwzględniając zawartość wilgoci M w %):

$$HHV = 165,551FC - 117,51A - 232,69M + 17300 \quad (9)$$

W tabeli 2 zestawiono średnie różnice pomiędzy wartością zmierzoną a obliczoną dla poszczególnych grup paliw. Podkreślono wartości uzyskane dla grup paliw dla których dana formuła była wyprowadzana. Wartość średnią różnicy (WSR w %) określono z zależności dla każdej z grup paliw liczącej n prób:

$$WSR = \frac{\sum \frac{|ZmierzoneHHV - wyliczoneHHV|}{ZmierzoneHHV}}{n} * 100 \quad (10)$$

Tabela 2. Średnia różnica określenia ciepła spalania dla wybranych formuł i grup paliw

Autor	Biomasa	Koksy	Odpady	Węgle brunatne	Węgle kamienne
	%	%	%	%	%
Dulong (1)	4,6	<u>1,4</u>	9,2	12,8	<u>2,3</u>
Neavel i in. (2)	2,6	<u>1,2</u>	<u>6,3</u>	<u>10,8</u>	<u>2,0</u>
Channiwała i i Parikh (3)	<u>4,1</u>	<u>2,3</u>	<u>5,4</u>	<u>9,6</u>	<u>2,1</u>
Sheng i Azevedo (4)	<u>3,6</u>	12,8	5,9	7,4	15,7
Yin (5)	<u>3,1</u>	12,8	5,9	5,3	14,3
Garcia i in (6)	<u>8,9</u>	12,1	17,1	19,8	23,9
Thipkhunthod i in.(7)	7,0	18,3	<u>15,0</u>	11,1	8,5
Parikh i in (8)	<u>8,2</u>	<u>6,3</u>	<u>21,1</u>	<u>13,9</u>	<u>15,2</u>
Garcia i in (9)	<u>7,3</u>	6,5	17,2	9,1	12,6

Na podstawie wyników z tabeli 2 można stwierdzić, że nie istnieje jedna formuła przybliżająca wartości mierzone najmniejszą różnicą we wszystkich grupach paliwowych. Z analizowanych formuł najlepsze przybliżenie uzyskuje się stosując formułę Neavel i inni (2) lub Channiwała i Parikh (3). Największe różnice występują w czasie określania ciepła spalania odpadów i węgla brunatnych. Stosowanie formuł opierających się na wynikach analizy technicznej (8 i 9) powoduje powiększenie średniej różnicy.

4. PODSUMOWANIE

W pracy analizowano wpływ poszczególnych własności paliw na wyznaczone ciepło spalania dla różnych typów paliw stałych. Stwierdzono, że główny wpływ na ciepło spalania ma zawartość pierwiastka węgla oraz zawartość balastu w paliwie. Różnica pomiędzy ciepłem spalania i wartością opałową odniesiona do ciepła spalania jest charakterystyczna dla danej grupy paliw i może być przybliżana przy pomocy stosunku C/H dla danego paliwa. Użycie formuł dostępnych w literaturze nie zapewnia właściwego oszacowania ciepła spalania na podstawie zawartości poszczególnych pierwiastków, szczególnie dla węgla brunatnych oraz odpadów dla których różnica pomiędzy wartością zmierzoną i obliczaną przekracza 5%. Dla innych grup paliw możliwe jest stosowanie dedykowanych formuł np. formuły (2) i (3).

LITERATURA

- [1] **PN-ISO 1928:2002** *Paliwa stałe - Oznaczanie ciepła spalania metodą spalania w bombie kalorymetrycznej i obliczanie wartości opałowej.*
- [2] **Program FACTSAGE 6.4** - www.factsage.com, 2014.
- [3] **Mathews J.P., Krishnamoorthy V., Louw E., Tchapda A.H.N., Castro-Marcano F., Vamsi Karri V., Alexis D.A., Mitchell G.D.**, *A review of the correlations of coal properties with elemental composition, Fuel Processing Technology*, Vol. 121, 104-113, 2014, doi:10.1016/j.fuproc.2014.01.015.
- [4] **García R., Pizarro C., Lavín A.G., Bueno J.L.**: *Spanish biofuels heating value estimation. Part I: Ultimate analysis data, Fuel*, Vol. 117, 1130-1138, 2014 doi:10.1016/j.fuel.2013.08.048.
- [5] **García R., Consuelo Pizarro C., Lavín A.G., Bueno J.L.**: *Spanish biofuels heating value estimation. Part II: Proximate analysis data, Fuel*, Vol. 117, 1139-1147, 2014, doi: 10.1016/j.fuel.2013.08.049.
- [6] **Thiphkhunthod P., Meeyoo V., Rangsunvigit P., Kitiyanan B., Siemanond K., Rirksomboon T.**: *Predicting the heating value of sewage sludges in Thailand from proximate and ultimate analyses, Fuel*, Vol. 84, 849-857, 2005, doi:10.1016/j.fuel.2005.01.003.
- [7] **Kathiravale S., Yunus M.N.M., Sopian K., Samsuddin A.H., Rahman R.A.**: *Modeling the heating value of municipal solid waste, Fuel*, Vol.82, 1119-1125, 2003, doi:10.1016/S0016-2361(03)00009-7.
- [8] **Parikh J., Channiwala S.A., Ghosal G.K.**: *A correlation for calculating HHV from proximate analysis of solid fuels. Fuel*, Vol.84, 487-494, 2005, doi:10.1016/j.fuel.2004.10.010.
- [9] **Yin C-Y.**: *Prediction of higher heating values of biomass from proximate and ultimate analyses, Fuel*, Vol. 90,1128-1132, 2011, doi:10.1016/j.fuel.2010.11.031.
- [10] **Channiwala S.A., Parikh P.P.**: *A unified correlation for estimating HHV of solid, liquid and gaseous fuels. Fuel*, Vol. 81, 1051-1063, 2002, doi:10.1016/S0016-2361(01)00131-4.
- [11] **Vargas-Moreno J.M., Callejón-Ferre A.J., Pérez-Alonso J., Velázquez-Martí B.**: *A review of the mathematical models for predicting the heating value of biomass materials, Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 16, 3065-3083, 2012, doi:10.1016/j.rser.2012.02.054.
- [12] **Sheng C., Azevedo J.L.T.**: *Estimating the higher heating value of biomass fuels from basic analysis data. Biomass and Bioenergy*, Vol. 28, 499-507, 2005, doi:10.1016/j.biombioe.2004.11.008.
- [13] **Neavel R.C, Smith S.E., Hippo E.J., Miller R.J.**, *Interrelationships between coal compositional parameters, Fuel*, Vol. 65, 3, 312-320, 1986 doi: 10.1016/0016-2361(86)90289-9.



Usuwanie toluenu jako modelowego składnika smół w plazmie mikrofalowej – wpływ stężenia reagenta

AUTOR: Mateusz Wnukowski^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Włodzimierz Kordylewski^a

^a Zakład Spalania i Detonacji, Instytut Techniki Ciepłej Mechniki Płynów, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: mateusz.wnukowski@pwr.edu.pl, tel. 71 320 42 69

STRESZCZENIE

Głównym problemem związanym z procesem zgazowania biomasy i jego szerszym zastosowaniem w skali przemysłowej jest obecność smół w wytworzonym gazie generatorowym. W artykule przedstawiono wyniki pracy związane z usuwaniem smół przy pomocy plazmy mikrofalowej. Jako związek modelowy, symulujący smołę, zastosowano toluen. Badania prezentowane w artykule skupione są na analizie wpływu stężenia toluenu na stopień jego konwersji w plazmie. W artykule umożliwiono również wgląd w budowę reaktora plazmy mikrofalowej oraz jego działanie. Podczas prób toluen podawany był przy pomocy azotu. W atmosferze azotu, który jest gazem plazmotwórczym był również przeprowadzany sam proces dekompozycji. Stężenie toluenu było modyfikowane w zakresie od około 10 do 30 g/m³. Wyniki eksperymentu wykazały, że w całym zakresie stężeń stopień konwersji toluenu wyniósł około 90% i nie zależał od stężenia reagenta.

SŁOWA KLUCZOWE: *zgazowanie, usuwanie smół, plazma mikrofalowa*

1. WSTĘP

Wraz ze zwiększającym się zapotrzebowaniem na surowce energetyczne i równoczesnym wyczerpywaniem się ich zasobów kopalnych, coraz większy nacisk kładzie się na alternatywne, odnawialne źródła energii. Biomasa doskonale wpasowuje się w takie założenia i obecnie jest jednym z najważniejszych nowych źródeł energii. Dodatkowo biomasa uważana jest za paliwo niepowodujące wzrostu emisji dwutlenku węgla.

Poza spalaniem i fermentacją, biomasa znalazła powszechne zastosowanie w procesach zgazowania i pirolizy. W wyniku tych ostatnich możliwe jest uzyskanie paliw gazowych i ciekłych, bądź cennych surowców chemicznych używanych do dalszych syntez chemicznych. Procesy te jednak wiążą się powstawaniem dużej ilości smół, które po kondensacji powodują korozję i zatykanie armatury instalacji oraz uszkodz-

nia mechaniczne [1]. Dodatkowo, występowanie smół zmniejsza stopień konwersji w procesach zgazowania. Smoły formują się w wyniku wysokotemperaturowych reakcji depolimeryzacji celuloz, ligniny i hemicelulozy. Smoły charakteryzuje się według kilku zbliżonych klasyfikacji. Jedną z bardziej powszechnych jest klasyfikacja dzieląca smoły na pięć grup [2], w skład których wchodzi węglowodory aromatyczne, zarówno jedno- i wielopierścieniowe, jak i podstawione, oraz związki heterocykliczne. Zawartość smół w produkowanym gazie zależy od typu zgazowarki, w której przebiegał proces zgazowania i waha się w przedziale od 0,5 do 100 g/m³ [2]. Tak duże stężenie smół wyklucza zastosowanie gazu w silnikach spalinowych, gdzie dopuszczalne stężenia smół wynoszą od 50 do 100 mg/m³ dla silników wewnętrznego spalania i poniżej 5 mg/m³ dla turbin gazowych [1].

Zastosowanie procesów zgazowania na skalę techniczną wymaga więc opracowania niezawodnej technologii rozkładu smół.

Wiele rozwiązań znalazło zastosowanie w próbach usuwania smół. Do metod tych zalicza się metody pierwotne, polegające na odpowiedniej konstrukcji gazogeneratora i doborze biomasy według właściwości [2,3] oraz metody wtórne: mechaniczne [4], termiczne [5,6], katalityczne [7,8], jak i plazmowe [9,10]. Z pośród wymienionych metod dwie ostatnie wykazują najwyższą skuteczność ograniczania udziału smół w gazie [11,12].

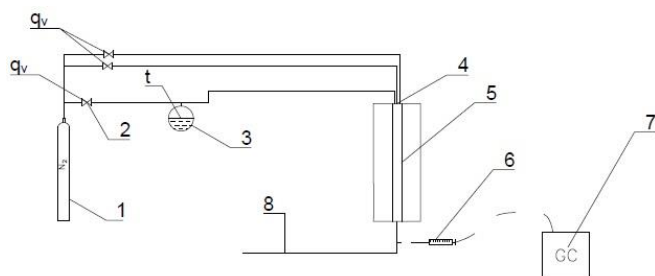
W niniejszym artykule przedstawiono instalację badawczą do plazmowego usuwania smół przy pomocy plazmy mikrofalowej oraz przedstawiono wyniki usuwania toluenu, jako modelowego związku smoły, w zależności od jego stężenia.

2. INSTALACJA BADAWCZA

Na rysunku 1 przedstawiono schemat instalacji do usuwania toluenu. Najważniejszym elementem instalacji jest rurowy reaktor plazmy mikrofalowej (5). Reaktor składa się ze dwóch głównych elementów – kwarcowej rury, w której zachodzi proces dekompozycji smół oraz generatorów mikrofal (oba elementy zostały przedstawione na rysunku 2).

Układ zasilania reaktora plazmą wyposażony był w trzy generatory mikrofalowe, każdy o mocy 2 kW z możliwością regulacji mocy w zakresie 33%, 66% i 100%. Inicjacja plazmy w przepływającym przez reaktor (5) gazie nośnym wymaga mocy, co najmniej 4 kW. Częstotliwość generowanych mikrofal wynosi 2,45 GHz. Generatory umieszczone są z dwóch stron reaktora w jego górnej części, są one również wyposażone w cyrkulatory zapobiegające powrotowi fal oraz falowody (rys. 2). Trzeci generator umieszczony jest w tylnej części reaktora.

Mikrofałe pochłaniane są przez gaz, dostarczając do niego energię i w konsekwencji prowadząc do wzbudzenia i jonizacji cząstek gazu, a wraz z tym do otrzymania plazmy. Plazma otrzymywana jest w górnej części reaktora i wędruje w dół wraz z gazem. Długość kwarcowego reaktora rurowego (5) wynosi 1200 mm, a strumień plazmy, w zależności od warunków procesu, może dochodzić do jednej trzeciej długości rury.



Rys. 1. Schemat stanowiska instalacji do dekompozycji toluenu

W badaniach, których wyniki są prezentowane, jako gazu plazmotwórczego użyto azotu, który był dostarczany z butli stalowej pod ciśnieniem początkowym 20 MPa (1). Gaz rozdzielany był na trzy strumienie – wszystkie regulowane są przy użyciu przepływomierzy masowych (2) (Aalborg GFM XFM 67 i 47). Dwa z tych strumieni służyły jedynie do zasilania reaktora – celem jednego z nich było dostarczanie cząsteczek gazu do wytworzenia plazmy (strumień ten był wprowadzany do reaktora osiowo), zadaniem drugiego było zabezpieczenie rury kwarcowej przed wysoką temperaturą poprzez stworzenie zawirowanego, osłonowego strumienia gazu. Trzeci strumień służył jako gaz nośny dla toluenu przechowywanego w szklanej kolbie (3). Kolba znajdowała się w zbiorniku, w którym możliwe było umieszczenie lodu. Temperatura toluenu mierzona była przy pomocy termopary typu K. Wszystkie gazy wprowadzane były do reaktora od góry przy pomocy odpowiednich króćców (4).



Rys. 2. Zdjęcie reaktora podczas pracy z widocznymi generatorami i rurą kwarcową

Stężenie toluenu w gazie było analizowane przy pomocy uprzednio wyskalowanego chromatografu (7). Zastosowano chromatograf HP 6890 z kolumną HP-5 i detektorem płomieniowo jonizacyjnym (FID). Analiza GC wymagała pobieranie próbek przy pomocy strzykawki (6) na wyjściu z reaktora, które następnie wprowadzane były do chromatografu. próbki pobierane były na wylocie z reaktora za pomocą króćca pobierczego zamontowanego w układzie wylotowym (8) prowadzącym do wyciągu.

3. METODYKA BADAŃ

W wielu badaniach dotyczących rozkładu smoły używano toluenu jako substytutu smoły [13,14]. Taki wybór jest uzasadniony przede wszystkim tym, że stwierdzono występowanie toluenu w znaczącym udziale w smołach ze zgazowania [14]. Użycie toluenu zamiast smoły w badaniach upraszcza analizy pomiarowe, pozwalając na bardziej precyzyjną interpretację wyników i porównywanie ich z wynikami badań z innych źródeł. Z wymienionych powodów, w prezentowanych badaniach wybrano toluen jako związek modelowy.

Pierwszym etapem badań było wyznaczenie stężeń toluenu przy różnych temperaturach i różnych przepływach gazu nośnego. We wszystkich próbach strumienie gazu plazmotwórczego i osłonowego wynosiły 15 l/min. Strumień gazu nośnego (F) wynosił 5 bądź 20 l/min. Zwiększenie strumienia gazu nośnego powodowało rozcieńczenie mieszaniny i zmniejszenie stężenia toluenu. Drugim sposobem zmniejszenia zawartości toluenu była zmiana temperatury ciekłego węglowodoru, a tym samym obniżenie prężności par. Pierwszą serię pomiarów wykonano w temperaturze pokojowej – około 20 °C. Drugą serię wykonano w obniżonej temperaturze. Dokonano tego poprzez wprowadzenie kostek lodu do zbiornika, w którym znajdowała się kolba z toluenem. W ten sposób obniżono temperaturę do około 3 °C. Próbkę pobrano przy pomocy strzykawki na wlocie do reaktora i przepuszczono przez chromatograf. Ilość wykonanych prób, w zależności od powtarzalności wyników, wynosiła od dwóch do trzech. Uśrednione wyniki ze skalowania podajnika przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Stężenia początkowe toluenu w gazie C_0

t °C	F l/min	C_0 ppm	$C_{m,0}$ g/m ³
20	5	7637	28,84
20	20	4527	17,10
3	5	3272	13,26
3	20	2635	10,68

Próby rozkładu toluenu wykonano przy zastosowaniu dwóch generatorów plazmowych, a więc przy ich łącznej mocy 4 kW_e. Po „zapaleniu” plazmy w reaktorze rurowym (5) odczekano pewien czas w celu ustabilizowania warunków w reaktorze – wyznacznikiem tego była temperatura na wylocie z reaktora. Po osiągnięciu 100 °C wprowadzano toluen. Po osiągnięciu 150 °C zaczęto dokonywać poboru próbek. Ilość próbek wynosiła od trzech do sześciu w zależności od powtarzalności wyników. Przy każdej zmianie warunków podawania toluenu reaktor uruchamiano na nowo i procedurę przeprowadzano od początku – zapobiegało to ewentualnemu przegrzaniu reaktora. Próbkę pobraną na wylocie z reaktora wprowadzano do chromatografu. Parametry pracy chromatografu (takie same dla badania stężenia początkowego jak i końcowego) ustawione były na temperaturę kolumny wynoszącą 70 °C (izoterma), a czas analizy wynosił 3 min – czas retencji toluenu wynosił 2,310 minuty. Stopień konwersji wyznaczono na podstawie stosunku stężeń początkowych $C_{m,0}$ i końcowych C_m zgodnie

z równaniem (1):

$$X = \left(1 - \frac{C_m}{C_{m,0}} \right) \cdot 100\% \quad (1)$$

4. WYNIKI I WNIOSKI

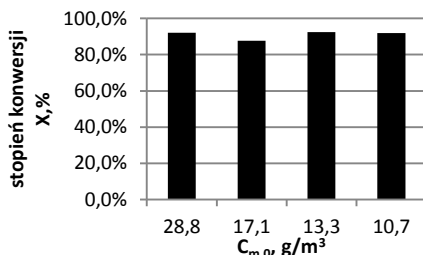
Wyniki pomiarów otrzymane dla procesu rozkładu plazmowego toluenu w reaktorze rurowym przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2. Stężenie toluenu wraz ze stopniem konwersji (X) po przejściu przez reaktor

	C ppm	C_m g/m ³	X %
20 °C, 5 l/min	598	2,26	92,17
20 °C, 20 l/min	557	2,10	87,70
3 °C, 5 l/min	267	1,01	92,40
3 °C, 20 l/min	228	0,86	91,92

Na podstawie otrzymanych wyników widać, że stężenie toluenu po przejściu przez reaktor plazmowy znacząco malało z poziomu kilkunastu do 2-1 g/m³. Świadczy to o dużej skuteczności plazmowego procesu rozkładu toluenu.

Na rysunku 3 przedstawiono zależność stopnia konwersji toluenu X w od jego stężenia początkowego $C_{m,0}$ w kondycjonowanym gazie.



Rys. 3. Wpływ stężenia początkowego toluenu na stopień jego plazmowej konwersji

Widać na nim, że stężenie toluenu nie ma wpływu na stopień dekompozycji – niezależnie od stężenia konwersja wynosi około 90%, nie wykazując tendencji wzrostowych czy spadkowych w żadnym kierunku. Pewne niewielkie odstępstwo widoczne jest przy stężeniu 17 g/m³, gdzie stopień konwersji wynosi ok. 88% - najprawdopodobniej wynika to z błędów pomiarowych i niedoskonałości metody pomiarowej.

Na podstawie otrzymanych wyników można stwierdzić, że reaktor dostarcza odpowiednio dużo energii by rozłożyć toluen nawet przy stężeniu blisko 30 g/m³, co mieści się w stężeniach odnotowanych w badaniach nad zgazowaniem biomasy (0,5-100 g/m³) [1].

Należy również zwrócić uwagę na fakt, iż mimo tego, że efektywność procesu usuwania toluenu jest dość duża, to w celu oczyszczenia gazu w stopniu umożliwiającym

cym zastosowanie go w silnikach czy turbinach (poniżej 100 mg/m^3) wymagana byłaby konwersja na poziomie 99,9% (dla stężenia początkowego 100 g/Nm^3). W dalszych badaniach, w celu sprostania temu wymaganiu, podjęta zostanie próba zwiększenia skuteczności procesu poprzez zwiększenie mocy reaktora, wprowadzenie pary wodnej i zastosowanie złoża katalitycznego w środku reaktora rurowego.

LITERATURA

- [1] **Samsudin Anis, Z.A. Zainala:** *Tar reduction in biomass producer gas via mechanical, catalytic and thermal methods: A review*, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 15, 5, 2355-2377, 2011, DOI: 10.1016/j.rser.2011.02.018.
- [2] **Lopamudra Devi Krzysztof J. Ptasinski, Frans J.J.G. Janssen:** *A review of the primary measures for tar elimination in biomass gasification processes*, *Biomass and Bioenergy*, Vol. 24, 2, 125-140, 2003, DOI: 10.1016/S0961-9534(02)00102-2.
- [3] **X.T. Li J.R. Grace, C.J. Lim, A.P. Watkinson, H.P. Chen, J.R. Kim:** *Biomass gasification in a circulating fluidized bed*, *Biomass and Bioenergy*, Vol. 26, 2, 171-193, 2004, DOI: 10.1016/S0961-9534(03)00084-9.
- [4] **Wiebren de Jong Omer Unal, Jans Andries, Klaus R.G. Hein:** *Biomass and fossil fuel conversion by pressurised fluidised bed gasification using hot gas ceramic filters as gas cleaning*, *Biomass and Bioenergy*, Vol. 25, 1, 59-83, 2003, DOI: 10.1016/S0961-9534(02)00186-1.
- [5] **Bridgwater A. V:** *The technical and economic feasibility of biomass gasification for power generation*, *Fuel*, Vol. 74, 5, 631-653, 1995, DOI: 10.1016/0016-2361(95)00001-L.
- [6] **Peder Brandt, Ulrik Henriksen:** *Decomposition of tar in gas from updraft gasifier by thermal cracking*, 1st World Conference on Biomass for Energy and Industry, Seville, Spain, 5-9.06.2000, 1756-1758.
- [7] **Ruiqin Zhang Robert C. Brown b, Andrew Suby, Keith Cummer:** *Catalytic destruction of tar in biomass derived producer gas*, *Energy Conversion and Management*, Vol. 45, 7-8, 995-1014, 2004, DOI: 10.1016/j.enconman.2003.08.016.
- [8] **Jumluck Srinakruang, Kazuhiro Sato, Tharapong Vitidsant, Kaoru Fujimoto:** *Highly efficient sulfur and coking resistance catalysts for tar gasification with steam*, *Fuel*, Vol. 85, 17-18, 2419-2426, 2006, DOI: 10.1016/j.fuel.2006.04.026.
- [9] **Wacławiak Krzysztof:** *Research area for reactors with electric spark discharge, producing low-temperature plasma for cleaning of gas*, *Archives of Waste Management and Environmental Protection*, Vol. 16, 1, 69-76, 2014.
- [10] **Pikoń K., Czekalska Z., Stelmach S., Ścierański W.:** *Zastosowanie metod plazmowych do oczyszczania gazu procesowego ze zgazowania biomasy*, *Archiwum Gospodarki Odpadami i Ochrony Środowiska*, Vol. 12, 2, 61-72, 2010.
- [11] **Tiejun Wang, Jie Chang, Xiaoqin Cui, Qi Zhang, Yan Fu.** *Reforming of raw fuel gas from biomass gasification to syngas over highly stable nickel–magnesium solid solution catalysts*, *Fuel Processing Technology*, Vol. 87, 5, 421-428, 2006, DOI: 10.1016/j.fuproc.2005.10.006.
- [12] **Tippayawong N., Inthasan P.:** *Investigation of light tar cracking in a gliding arc plasma system*, *International Journal of Chemical Reactor Engineering*, Vol. 8, 1, 1-16, 2010, DOI: 10.2202/1542-6580.2181.
- [13] **Kai Tao Naoko Ohta, Guiqing Liu, Yoshiharu Yoneyama, Tiejun Wang, Noritatsu Tsubaki:** *Plasma enhanced catalytic reforming of biomass tar model compound to syngas*, *Fuel*, Vol. 104, 53-57, 2013, DOI: 10.1016/j.fuel.2010.05.044.
- [14] **Mikhail Granovskii Regan Gerspacher, Todd Pugsley, Francisco Sanchez:** *An effect of tar model compound toluene treatment with high-temperature flames*, *Fuel*, Vol. 92, 1, 369-372, 2012, DOI: 10.1016/j.fuel.2011.08.004.



Spalanie i współspalanie osadów ściekowych z dodatkami mineralnymi w aspekcie wiązania chloru i występowania korozji chlorkowej

AUTORZY: Arkadiusz Szydelko^{a*}, Maciej Pawlak

REKOMENDOWANE PRZEZ: Wiesław Rybak^a

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: arkadiusz.szydelko@pwr.edu.pl, tel. 71 320 21 56

STRESZCZENIE

W pracy przedstawiono osady ściekowe z komór fermentacyjnych pochodzące z oczyszczalni ścieków, a także możliwości wykorzystania ich w energetyce. Omówiono także sposób ich wykorzystania w energetyce skupiając się na spalaniu i współspalaniu osadu z węglem w kotłach fluidalnych i rusztowych. Po omówieniu nowoczesnych instalacji oraz przebiegających w nich procesach, zwrócono uwagę na problemy związane z użytkowaniem oraz możliwością występowania różnych niebezpieczeństw związanych ze spalaniem osadów ściekowych. Opisano zjawiska zużłowania, popielenia oraz korozji wysokotemperaturowej oraz możliwości przeciwdziałania tym zjawiskom. W części badawczej przedstawiono wyniki oznaczania zawartości chloru w osadzie ściekowym, a następnie sprawdzono skuteczność metody ograniczania jego emisji za pomocą współspalania z dodatkami mineralnymi dolomitom i kaolinem. Kaolin okazał się dużo skuteczniejszym dodatkiem mineralnym. Analiza wyników pozwoliła stwierdzić, że niebezpieczeństwa zużłowania, popielenia i korozji w przypadku współspalania osadu ściekowego z węglem są niewielkie i łatwe do ograniczenia za pomocą dodatków.

SŁOWA KLUCZOWE: *osady ściekowe, odpady komunalne, spalanie, współspalanie, korozja, zawartość chloru*

1. WPROWADZENIE

Obecnie, pomimo wielu prób mających na celu ograniczenie zużycia energii, nadal rośnie zapotrzebowanie na energię zarówno elektryczną, jak i ciepłą. W związku z malejącą ilością paliw konwencjonalnych oraz wprowadzaniem nowych dyrektyw UE, w energetyce coraz częściej zaczęto stosować paliwa alternatywne, pozyskiwane z przeróżnych źródeł. Część z nich produkowana jest bezpośrednio dla celów energetycznych. Jednak znaczna większość z nich stanowi różnego rodzaju odpady, które są

współspalane z innym paliwem o wyższej wartości opałowej np. węglem. Obecnie wyróżnia się wiele typów odpadów: komunalne, przemysłowe, pochodzące z produkcji rolnej, z produkcji leśnej oraz osady ściekowe. Cechą wspólną odpadów jest to, że wszystkie one w swoim składzie zawierają znaczny udział biomasy. We współczesnej energetyce odpady znajdują coraz to więcej zastosowań, gdyż wprowadzone dyrektywy zakazują składowania odpadów powyżej 5-6 MJ/kg. W związku z tym składowanie osadów jest wielce niewskazane, a prowadzenie badań nad rozwojem technologii ich przekształcania w procesie suszenia i ponownego wykorzystania jako biopaliwa jest konieczne. Ich współspalanie rozwiązuje bowiem dwa problemy – energetyczny oraz ekologiczny.

Ze współspalaniem paliw konwencjonalnych i alternatywnych może wiązać się także pewne ryzyko, wynikające z dużej zmienności składu paliwa. Nieprawidłowe prowadzenie procesu spalania może spowodować wzrost intensywności żużlowania, popielenia czy korozji, co w konsekwencji skraca żywotność kotła.

1.1. OSADY ŚCIEKOWE

Zgodnie z art. 3 ust. 3 pkt 2 ustawy z dnia 27 kwietnia 2001 r. o odpadach, przez komunalne osady ściekowe rozumie się osad pochodzący z oczyszczalni ścieków z komór fermentacyjnych oraz innych instalacji do oczyszczania ścieków komunalnych oraz innych ścieków o składzie zbliżonym do składu ścieków komunalnych. Tworzą one swoistą mieszaninę żywych i martwych mikroorganizmów oraz składników organicznych, mineralnych, w tym metali ciężkich (niekiedy w znacznej ilości). Taki skład osadów stwarza konieczność ich szczególnego przygotowania oraz higienizacji umożliwiającej ich gospodarcze wykorzystanie [1].

Według Europejskiego Komitetu Normalizacyjnego (CEN): „osadem ściekowym nazywamy mieszaninę wody i ciał stałych oddzielonych z różnych typów wody w rezultacie procesów naturalnych lub sztucznych”. Definicja ta jest jednak zbyt ogólna i niewyczerpująca. Obecnie uważa się, że osad ściekowy jest odpadem uzyskiwanym w procesie sztucznego oczyszczania wody, który dodatkowo został poddany zabiegom kondycjonowania, zagęszczania, stabilizacji, uzdatniania, odwadniania, higienizacji i może zostać wykorzystany do innych celów.

Zakres recyklingu osadu ściekowego jest dosyć duży. Istnieje możliwość wykorzystania go w celach energetycznych, przy rekultywacji nieużytków (w szczególności hałd hutniczych lub z odpadami po-górnictwymi), czy też do nawożenia pól uprawnych. Możliwość wykorzystania go w danym procesie jest jednak ściśle uzależniona od składu chemicznego osadu ściekowego, obecności w nim mikroorganizmów niebezpiecznych dla człowieka, jaj pasożytów, oraz zawartości metali ciężkich, głównie cynku i ołowiu [1].

W tabelach 1 oraz 2 przedstawiono wielkość produkcji oraz wykorzystania osadów ściekowych w Polsce.

Tab. 1. Wykorzystanie komunalnych osadów ściekowych w Polsce [5]

Rok	Składowanie %	Rekultywacja %	Rolnictwo %	Termiczne %
2000	44,6	-	-	3,2
2005	35,5	28,9	8,7	3,3
2009	20,0	18,1	18,3	5,6
2010	18,5	16,8	15,3	7,4
2011	17,5	16,6	15,9	9,3

Raport z wykorzystania komunalnych osadów ściekowych w Polsce sporządzony przez Główny Urząd Statystyczny (nt. Ochrony Środowiska, dla roku 2012) wyraźnie pokazuje, że ilość osadu przekazywana na składowiska odpadów z roku na rok jest coraz mniejsza (tabela 1). Osad jest wykorzystywany w rolnictwie, natomiast jego termiczna utylizacja zyskuje coraz większą popularność.

Tab. 2. Masa wytwarzanych komunalnych os. ściek, w Polsce (w tys. ton suchej masy) [5]

Rok	2000	2005	2009	2010	2011
Osady wytworzone w ciągu roku ogółem	1063,1	1124,4	908,1	895,1	916,8
Stosowane w rolnictwie	-	98,2	166,1	136,9	145,4
Stosowane do rekultywacji terenów	-	324,9	164,7	150,4	152,2
Stosowane do uprawy roślin	28,1	29,6	24,0	31,3	31,4
Przekształcone termicznie	34,1	37,4	50,4	66,4	85,2
Składowane	474,5	399,1	181,4	165,9	160,1
Osady nagromadzone na terenie oczyszczalni – stan w końcu roku	-	9342,8	6772,6	6450,5	6479,6

Na podstawie danych pokazanych w tabelach 1 i 2 można zauważyć, że osady ściekowe są coraz powszechniej wykorzystywane do różnych zastosowań. Jest to efekt coraz prężniej rozwijającej się technologii ich przekształcania do konkretnych celów. W ostatnich latach ilość wytwarzanego osadu zmniejszyła się, a następnie niemal się ustabilizowała. Niestety, w dalszym ciągu większa część odpau jest składowana na terenie oczyszczalni, co oznacza, że jego ilość praktycznie nie zmniejsza się, a tym samym oddziałuje niekorzystnie na środowisko.

1.2. SPALANIE OSADÓW NA RUSZCIE

Termiczne przekształcanie odpadów można przeprowadzać w instalacjach z paleniskiem rusztowym, w piecach obrotowych, w instalacjach fluidalnych o różnej konstrukcji, w układach wykorzystujących proces quasi-pirolizy i w instalacjach umożliwiających zeszkliwienie [6]. Z punktu widzenia osadów ściekowych nie zaleca się palenisk rusztowych, za to najbardziej opłacalne są paleniska fluidalne.

Przekształcanie osadów ściekowych w podobnych instalacjach jest możliwe w przypadku współspalania z odpadami komunalnymi lub paliwami konwencjonalnymi. Część strumienia ciepła z procesu spalania można wykorzystać do osuszania osadów. Warunkiem jest odpowiednio duża wartość opałowa spalanego paliwa. Infrastruktura spalarni odpadów jest w dużym stopniu wykorzystywana dla realizacji spalania osadów (wspólny węzeł oczyszczania spalin, odzūżlacz, składowanie i przerób

żuźła oraz popiołów). Może się to jednak wiązać z problemami wynikającymi z odmiennej charakterystyki, a w konsekwencji z innych wymagań, jakie musi spełniać instalacja.

Współspalanie odbywać się może w kotłach rusztowych oraz pyłowych. Kotły pyłowe mają większą pewność ruchową i są bardziej niezawodne, spełniają też wymagania prawne odnośnie dopuszczalnych emisji, temperatury procesu i czasu przebywania spalin, co oznacza, że metoda spalania w kotła z palnikami pyłowymi jest bardziej opłacalna. Umożliwia ona spalanie osuszonego oraz uwodnionego osadu, jeśli zachowane są odpowiednie proporcje wilgotności zawartej w węglu i osadach [2].

1.3. TECHNOLOGIE SPALANIA W WARSTWIE FLUIDALNEJ

Technologie spalania w warstwie fluidalnej są zdecydowanie najbardziej rozwiniętymi technologiami zarówno konstrukcyjnie, jak i technicznie, przez co mają coraz więcej zastosowań przy spalaniu paliw. W przypadku spalarni osadów ściekowych kocioł fluidalny ma kształt cylindra z wewnętrzną wykładziną izolacyjną, a w dolnej jego części znajduje się perforowane dno, na którym zalega piaskowe złożo fluidalne. Osady, wraz z paliwem wspomagającym i podgrzanym w wymienniku powietrzem, wprowadza się do złoża, w którym następuje odparowanie składników ciekłych, a składniki organiczne ulegają spalaniu i jako drobne cząstki są unoszone przez mieszaninę pyłu i spalin ze złoża fluidalnego aż do komory dopalania. Popiół uniesiony ze spalinami ma cząstki o średnicy mniejszej niż 0,15 mm [2]. Na skutek mechanicznego działania poruszających się ziaren, grudek popiołu są rozdrabniane, co jest efektem dodatkowego intensywnego mieszania w strumieniu piasku. Po wysuszeniu osad wprowadza się do pieca przewodem rurowym za pomocą pomp i rozprowadza się go na całej powierzchni złoża fluidalnego, gdzie panują dobre warunki do właściwego odparowania i spalanie, dzięki czemu eliminuje się powstawanie sadzy i tlenku węgla. Niespalona mineralna część osadu zostaje uniesiona z pieca przez gazy spalinowe.

Technologie fluidalne dają możliwość przekształcenia termicznego odwodnionego mechanicznie lub częściowo wysuszonego osadu. W przypadku takiego spalania błędem jest suszenie osadów do 90% suchej masy przed rozpoczęciem procesu, gdyż prowadzi to do strat ciepła. W instalacjach fluidalnych można spalać wilgotne odpady [2].

1.4. ŻUŻLOWANIE, POPIELENIE I KOROZJA

Zjawiska żużłowania oraz popielenia są zjawiskami normalnymi przy spalaniu różnych paliw w kotłach, jednak w zależności od dobranej paliwa, mogą zachodzić z różną intensywnością. Żużłowanie jest to tworzenie się osadów w palenisku lub innych powierzchniach, które są wystawione na promieniowanie cieplne, takich jak obmurze w palenisku. Popielenie natomiast oznacza wytwarzanie się osadów popiołowych w temperaturach poniżej temperatury topnienia popiołu na konwekcyjnych powierzchniach wymiany ciepła. Oba te zjawiska powodują korozję oraz znaczne zmniejszenie szybkości wymiany ciepła. Stopień żużłowania i popielenia różni się w zależności od miejsca w kotle i zależy od lokalnej temperatury gazu, powierzchni

rur, jak i lokalnej atmosfery gazowej, prędkości spalin, kierunku, rozmieszczenia rur oraz składu paliwa. To, w jaki sposób zachowują się popioły, których źródłem jest węgiel współpalany z odpadami komunalnymi, ma wpływ na pracę wielu elementów siłowni, w których odbywa się ten proces.

Ilość popiołu zawarta w odpadach stałych jest znacząco mniejsza od tej w węglu, a ich pochodzenie mineralogiczne jak i natura chemiczna są zupełnie różne. Temperatury, w jakich topi się mieszanina popiołów przy współspalaniu są dużo niższe niż dla spalania samego węgla, co zwiększa ryzyko żużlowania i popielenia powierzchni ogrzewalnych. Ryzyko to zależy od chemicznej natury popiołów, ich temperatury topliwości oraz od udziału odpadów w spalanej mieszaninie.

Część paliw zawiera również duże ilości chloru, co prowadzi do korozji wysokotemperaturowej rur kotłowych, takich jak przegrzewacze pary pierwotnej i wtórnej. Korozja wysokotemperaturowa przegrzewaczy pary oraz rur parownika jest zależna od warunków, w jakich pracuje kocioł i jakości spalanej w nim biomasy, a także jej typu. Mechanizm tego procesu jest złożony, niejasny i nie do końca poznany. Korozja związana jest z własnościami paliwa i składem substancji mineralnej. Powstaje pod rozległymi warstwami osadu popiołów i żużla, zawierających złożone siarczany, najczęściej $\text{Na}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3$ i $\text{KAl}(\text{SO}_4)_2$. Szybkość korozji jest zależna od temperatury rur oraz otoczenia gazowego, a także od zawartości chlor, siarki, sodu, potasu, glinu w paliwie [3].

1.5. DODATKI MINERALNE

W celu ograniczenia szkodliwych dla kotła zjawisk, poza zabiegami czysto projektowymi, można również dodać do mieszanki paliwowej dodatki mineralne. Dzięki nim temperatura topliwości odpadów w czasie spalania podwyższa się. Przykładowymi dodatkami mogą być kaolin czy dolomit. Wzbogacają one popiół o substancje pozbawione sodu, potasu lub chloru, które występują w osadach ściekowych w dużych ilościach [3]. Kaolin jest ilastą skałą osadową składającą się głównie z kaolinitu oraz innych materiałów ilowych, jak np. kwarc i mika [4]. Dolomit jest minerałem - węglanem wapnia i magnezu. Może zawierać domieszki manganu, kobaltu, ołowiu i cynku. Jest głównym składnikiem skały osadowej o tej samej nazwie [9].

2. MATERIAŁY I METODY

2.1. MATERIAŁ BADAWCZY

Do badań użyto granulowany ustabilizowany osad ściekowy pochodzący z oczyszczalni ścieków w Świdnicy oraz materiał skalny w postaci zmielonych minerałów kaolinu oraz dolomitu. Na początku materiały zostały wysuszone do stanu analitycznego, a następnie rozdrobnione za pomocą młyna krzyżakowo-bijakowego Retsch SK 100 uzyskując frakcję do dalszych analiz laboratoryjnych, której średnicy ziaren były poniżej 200 mikrometrów. Osad ściekowy przyjął postać proszku o jasnobrązowej barwie, a obydwa minerały barwy białej. W dalszej kolejności przygotowano próby paliwowe czystego paliwa oraz mieszanin paliwa z dodatkiem mineralnym. Zmieszano osad ściekowy z dolomitem bądź kaolinem w udziałach 10 % i 20 % każdy.

2.2. OPIS PROCEDURY BADAWCZEJ

Z racji tego, iż osad ściekowy jest paliwem stosowanym w energetyce od niedawna brak jest norm i procedur badawczych poświęconych przygotowaniu paliwa i wykonaniu podstawowych oznaczeń fizykochemicznych paliwa. Zastosowano więc odpowiednie normy i procedury badawcze przeznaczone dla paliw węglowych oraz stałych paliw wtórnych. W ramach badań właściwości fizykochemicznych i energetycznych osadu ściekowego wykonano: analizę techniczną, analizę pierwiastkową oraz wyznaczono kaloryczność paliwa. Wykonane analizy posłużyły scharakteryzowaniu paliwa i odniesieniu do paliw węglowych.

Analizę techniczną osadu ściekowego będącego w stanie powietrznosuchym (analitycznym) została wykonana w piecu muflowym firmy Carbolite zgodnie z normami jak dla paliw węglowych: PN-G-04511:1980, PN-G-04512:1980, PN-G-04516:1998. Zawartość stałych części palnych FC i wskaźnik paliwowy FR wyznaczono ze wzorów:

$$FC = 100 - W - A - V \quad (1)$$

$$FR = \frac{FC}{V} \quad (2)$$

gdzie:

W - zawartość wilgoci, A - zawartość popiołu, V - zawartość części lotnych.

Analizę pierwiastkową wykonano analizatorem automatycznym TruSpec CHN z modułem S firmy LECO zgodnie z normami: PN-G-04571, PN-ISO 351.

Zawartość tlenu pierwiastkowego w próbce wyznaczono pośrednio ze wzoru:

$$O = 100 - C - H - N - S - A - W \quad (3)$$

gdzie: C, H, N, S, O to odpowiednio zawartość w paliwie pierwiastkowego węgla, wodoru, azotu, siarki i tlenu.

Zawartość rtęci całkowitej w próbce paliwa wyznaczono analizatorem automatycznym AMA 252 firmy LECO zgodnie z normami: PN-ISO 15237:2007, PN-G-04562:1994.

Kaloryczność paliwa (to jest ciepło spalania) wykonano za pomocą kalorymetru IKA C2000 Basic, według norm: PN-G-04513:1981, PN-ISO 1928:2002.

Wartość opałową wyznaczono z wartości ciepła spalania według zależności:

$$Q_i = Q - 24,42 \cdot (W_i^r + 8,94H) \quad (4)$$

gdzie:

Q_i - wartość opałowa,

Q - ciepło spalania,

W_i^r - zawartość wilgoci w paliwie w stanie roboczym.

Zawartość chloru całkowitego w próbce paliwa oznaczono za pomocą multimetru Thermo SCIENTIFIC Orion Versastar wyposażonego w elektrodę jonoselektywną 9417BN do pomiaru zawartości jonów chlorkowych. Do dekompozycji paliwa wykorzystano kalorymetr IKA C2000 Basic. Procedurę badawczą przeprowadzono zgodnie z normą PN-EN 15408:2011.

Procentową zawartość chloru w suchej masie paliwa wyznaczono według zależności:

$$w = \frac{(C - C_0) \cdot V}{m} \cdot 100 \quad (5)$$

gdzie:

- C – stężenie chloru odpowiednio w mg/dm^3 w roztworze,
- C_0 – stężenie chloru odpowiednio w mg/dm^3 w próbce ślepej,
- V – objętość roztworu w dm^3 ,
- m – masa suchej próbki użytej do badań w mg ,
- w – całkowita zawartość chloru wyrażona w % suchej masy.

3. CEL BADAŃ

Celem badań było określenie różnic właściwości fizykochemicznych osadu ściekowego i węgla zgodnie z najważniejszymi kryteriami klasyfikowania paliw stałych. Cel obejmował także poznanie mechanizmu oddziaływania dodatków mineralnych: kaolinu i dolomitu na proces wiązania chloru wydzielającego się podczas spalania paliwa. W przeprowadzonych badaniach określono procentową zawartość chloru w przygotowanym paliwie i w mieszaninie tego paliwa z dodatkami mineralnymi.

4. WYNIKI BADAŃ I Dyskusja

4.1. CHARAKTERYSTYKA OSADU ŚCIEKOWEGO

W ramach oceny właściwości fizykochemicznych osadu ściekowego wykonano analizę techniczną (wyznaczono zawartość wilgoci, popiołu oraz części lotnych), analizę pierwiastkową (oznaczono zawartość węgla, wodoru, azotu, siarki, chloru, rtęci w substancji organicznej paliw), a także oznaczono ciepła spalania oraz wartości opałowe.

Tab. 3. Analiza techniczna osadu ściekowego (stan analityczny)

W	A	V	FC	Q	Q _i	FR
%	%	%	%	MJ/kg	MJ/kg	-
2,82	34,94	51,38	10,85	13,77	12,72	0,21

Tab. 4. Analiza pierwiastkowa osadu ściekowego (stan analityczny)

C	H	N	S	O	Cl	Hg
%	%	%	%	%	% s. m.	ppm
55,19	4,49	0,65	1,24	0,66	0,06	0,74

Przeprowadzone badania pozwoliły scharakteryzować osad ściekowy na tle innych paliw. Ustabilizowany osad ściekowy zawiera około 50 % części lotnych, co jest wartością porównywalną do wartości otrzymywanych dla węgla brunatnego [7] i aż ponad 30 % popiołu, co jest wartością wysoką w porównaniu do paliw wyprodukowanych z biomasy, stałych paliw wtórnych, w których ta wartość jest bardzo niska [7]. Wartość opałowa osadu ściekowego wyniosła 12,72 MJ/kg, co jest wielkością porównywalną z niektórymi wartościami dla biomas [7,8]. Należy nadmienić, że bardzo niska zawartość wilgoci analitycznej osadu ściekowego nie jest wynikiem błędnym, ponieważ dostarczony ustabilizowany osad ściekowy był uprzednio poddany procesom higienizacji, suszenia i granulacji. Tak niska zawartość wilgoci w osadzie ściekowym w praktyce jest niespotykana. Zawartość wilgoci w osadach ściekowych jest na znacznie większym poziomie dopiero zastosowanie procesów filtracji i suszenia pozwala znacznie obniżyć zawartość wilgoci. Dostarczony osad ściekowy charakteryzuje się też znaczną zawartością siarki (> 1%) i azotu (0.65 %). Zawartości pierwiastków C, H, N, S, Hg, Cl poza zawartością O są bardzo porównywalne jak dla węgla brunatnego [7].

4.2. WIĄZANIE CHLORU PRZEZ DODATKI MINERALNE

Celem badania było sprawdzenie efektywności wiązania chloru podczas współspalania przez wprowadzony dodatek mineralny do osadu ściekowego w postaci dolomitu lub kaolinu. Użyte w doświadczeniach minerały były uprzednio wysuszone i zmielone do cząstek o średnicy mniejszej niż 0,2 mm. Do badań użyto osad ściekowy o charakterystyce przedstawionej w tabelach 3–4. Badaniu na zawartość chloru poddano osad ściekowy (OS) bez dodatku mineralnego oraz z dodatkiem mineralnym kaolin (K) lub dolomit (D) w udziałach 10 % oraz 20 %. Zawartość wilgoci kaolinu i dolomitu oznaczono w piecu mufowym uzyskując wartość wilgoci w stanie analitycznym wynoszącą odpowiednio 0,54 % i 0,05 %.

Idea badania polegała na spalaniu około 1g homogenicznego rozdrobnionego paliwa o średnicy cząstek mniejszej niż 1 mm w obecności tlenu w szczelnie zamkniętej bombie kalorymetrycznej (ciśnienie 20 bar). W wyniku dekompozycji paliwa powstałe gazy ulegały rozpuszczeniu w 10 ml roztworu absorbującego, wcześniej wlanego do bomby kalorymetrycznej. Następnie otrzymany roztwór z zaabsorbowanymi gazami po spalaniu próbki paliwa poddawano oznaczeniu na zawartość jonów chloru. Otrzymane wyniki zawartości chloru rozpuszczonego w roztworze absorpcyjnym przeliczono na procentową zawartość chloru w suchej masie paliwa uwzględniając w obliczeniach zawartość wilgoci próbek paliwa oraz procentowy udział dodatków mineralnych.

W tabeli 5 przedstawiono wyniki badań wpływu różnych dodatków mineralnych na efekt wiązania chloru przez składniki mineralne zawarte w minerałach.

Tab. 5. Wpływ dodatków mineralnych (kaolinu i dolomitu) na wiązanie chloru

nr	nazwa próbki	udział masowy %	zawartość Cl w przeliczeniu na suchą masę paliwa %	ubytek zawartości Cl %
1	OS	100	0,055	0
2	OS+K	90/10	0,037	19
3	OS+K	80/20	0,022	51
4	OS+D	90/10	0,046	1
5	OS+D	80/20	0,038	6

W wyniku przeprowadzonych badań i obliczeń oznaczono zawartość chloru w suchej masie osadu ściekowego na poziomie 0,055%. W przygotowanych mieszaninach osadu ściekowego z kaolinem dla prób, w których udział masowy osad/kaolin wynosił: 90/10 oraz 80/20, zawartość chloru w suchej masie paliwa wynosiła odpowiednio: 0,037% oraz 0,022%. Z kolei dla prób osadu ściekowego i dolomitu, w których udział masowy osad ściekowy/dolomit również wynosił 90/10 oraz 80/20 zawartość chloru w suchej masie wynosiła odpowiednio 0,046% oraz 0,038%. Na podstawie otrzymanych wyników badań można zauważyć, że dodatki mineralne w postaci kaolinu i dolomitu przyczynia się do redukcji zawartość chloru w spalinach powstałych po dekompozycji paliwa. Chlor zostaje związany przez składniki minerału w powstałym po spalaniu żużlu. W przypadku 10% dodatku mineralnego obserwuje się ubytek chloru w stosunku do próbki referencyjnej (bez dodatku mineralnego) dla kaolinu na poziomie 19% a dla dolomitu 1%. Natomiast dla 20% udziału dodatku mineralnego otrzymujemy ubytek chloru na poziomie 51% dla kaolinu oraz 6% dla dolomitu.

5. WNIOSKI

Przeprowadzone badania dowodzą, że stosowanie wybranych dodatków mineralnego podczas współspalania mieszaniny osadu ściekowego z kaolinem lub dolomitem powoduje zmniejszenie ilości chloru w emitowanych spalinach. Zmniejszenie stężenia chloru w spalinach było spowodowane związaniem powstałych cząsteczek chloru przez składniki mineralne kaolinu/dolomitu, najprawdopodobniej przez związki wapnia. Jest to rezultat bardzo korzystny z punktu widzenia realizacji procesu spalania osadu ściekowego lub współspalania go z węglem kamiennym czy też brunatnym z dodatkami mineralnymi w kotłach energetycznych. Rezultatem stosowania tego rozwiązania jest możliwość zmniejszenia emisji chloru do środowiska oraz zmniejszenie negatywnego efektu oddziaływania chloru na ściany urządzeń kotłowych. Stosowanie dodatków mineralnych może wpływać na uniknięcie konieczności i częstotliwości napraw oraz odstawieniem instalacji spowodowanymi koniecznymi remontami wywołanymi korozją chlorkową. Dalsze badania różnorodnych dodatków mineralnych i form skalnych pozwolą na wyselekcjonowanie tych, które przy minimalnym użyciu pozwolą na wiązanie dużych zawartości chloru, a w konsekwencji na współspalanie z węglem osadów ściekowych i innych paliw alternatywnych np. produkowanych z odpadów stałych o znacznych zawartościach chloru.

6. PODSUMOWANIE

Jedną z metod zagospodarowania osadu ściekowego jest jego utylizacja termiczna. Najbardziej zaawansowane i przyszłościowe wydają się być spalanie i współspalanie w piecach ze złożem fluidalnym. Technologia ta gwarantuje odzyskanie energii z osadów i nie wymaga poniesienia dużych nakładów inwestycyjnych na przygotowanie instalacji na jego współspalanie a także obróbki tego materiału.

Procesy przekształcania osadów ściekowych nie stanowią zagrożenia dla środowiska, a obecne metody oczyszczania spalin wykluczają wydostanie się szkodliwych związków do atmosfery. Utylizacja osadów może więc być bezpieczna.

Osady ściekowe mogą zawierać znaczne zawartości metali alkalicznych, które mogą powodować ryzyko wystąpienia zjawisk żużlowania i popielenia czy też na skutek znacznych zawartości chloru, może występować korozja elementów kotła. Są to zjawiska bardzo niebezpieczne dla poprawnego działania instalacji, bowiem mogą doprowadzić do jej uszkodzenia lub znacznego obniżenia sprawności. Na skutek tego że w osadzie ściekowym jest dużo popiołu może pojawić się problem z nadmiernym powstawaniu żużla, i jego usuwaniem z paleniska. Popiół natomiast, osiadający na powierzchniach ogrzewanych, może skutecznie zmniejszyć strumień przekazywanego ciepła co w konsekwencji może skutkować potrzebą jego oczyszczenia.

Osad ściekowy współspalany z węglem w niewielkiej ilości, wydaje się być nieszkodliwy i bezpieczny. Przebadany osad ściekowy wykazał małą zawartość chloru w suchej masie. Aby całkowicie zminimalizować ryzyko niechcianych zjawisk, można uzupełnić mieszankę paliwową o dodatek mineralny wiążący chlor. Przeprowadzone badania dowodzą, że z dwóch dodatków mineralnych (kaolin i dolomit), znacznie lepszy okazał się kaolin, który znacząco obniżył zawartość chloru w spalinach wiążąc go w popiele.

LITERATURA

- [1] Rozporządzenie Ministra Środowiska z dnia 27 września 2001 r. w sprawie katalogu odpadów (Dz. U. z 2001 r., Nr 112, poz. 1206).
- [2] **Bień J.B., Wystalska K.:** *Przekształcanie osadów ściekowych w procesach termicznych*, Wydawnictwo Seidel-Przywecki, Warszawa 2009.
- [3] **Rybak W.:** *Spalanie i współspalanie biopaliw stałych*, Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2006.
- [4] **Schroeder P. A.** *Kaolin*. New Georgia Encyclopedia. 05.06.2014. Web. 13.07.2014.
- [5] Główny Urząd Statystyczny, Ochrona Środowiska, 2012.
- [6] **Hrycaj G., Król K., Moroń W., Ferens W.:** *Spalanie osadów ściekowych*, Archiwum Spalania. Vol. 6, 1-4, 143-151, 2006.
- [7] **Moroń W., Szydelko A., Król K., Czajka K., Razum K., Babul K., Rybak W., Andryjowicz Cz., Przegaliński K.:** *Właściwości fizykochemiczne i przydatność do spalania makulatury, osadów ściekowych i odpadów komunalnych*, Archiwum Spalania. Vol. 12, 4, 185-194, 2012.
- [8] **Moroń W., Ferens W., Rybak W., Król K.:** *Wpływ dodatku biomasy na zapłon i spalanie mieszanin*, Archiwum Spalania. Vol. 8, 1/2, 19-27, 2008.
- [9] **Niesyt M., Szydlak T., Wyszomirski P., Wodnicka K.:** *Charakterystyka strukturalno-teksturalna wybranych dolomitów krajowych w aspekcie procesu ich dekarbonatyzacji*, Zeszyty Naukowe Instytutu Gospodarki Surowcami Mineralnymi i Energią Polskiej Akademii Nauk, 83, 121-129, 2012.



Techniki pomiaru zawartości rtęci, chloru i siarki w paliwach stałych

AUTORZY: Maciej Cholewiński^{a*}, Arkadiusz Szydełko^a

REKOMENDOWANE PRZEZ: Wiesław Rybak^a

^a Zakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: maciej.cholewinski@pwr.edu.pl, tel. 71 320 41 52

STRESZCZENIE

Praca zawiera opis metodologii badań nad zawartością rtęci, chloru oraz siarki w węglach energetycznych (kamiennych i brunatnych). W artykule przedstawiono techniki laboratoryjne stosowane na potrzeby analizy pierwiastkowej, obejmujące zarówno metody instrumentalne (absorpcyjna spektrometria atomowa, elektrody jonoselektywne – wraz z opisem wykorzystywanych zjawisk), jak i nieinstrumentalne (metoda Mohra do oznaczania zawartości chloru). Zaakcentowano zasadność prowadzenia badań nad występowaniem rtęci, chloru oraz siarki w spalanych węglach oraz związane z obecnością ich związków w spalinach konsekwencje w eksploatacji kotła i urządzeń ochrony atmosfery. Artykuł wzbogacono o opis przemian rtęci (oraz jej specjacji) podczas spalania stałych paliw kopalnych oraz ich wpływ na procesy późniejszego wychwytu.

SŁOWA KLUCZOWE: *węgiel energetyczny, emisja rtęci, chlor, specjacja rtęci, siarka*

1. WPROWADZENIE

Rtęć jest pierwiastkiem z grupy metali ciężkich, negatywnie oddziałującym na egzystujące w środowisku organizmy żywe. Jako zanieczyszczenie cechuje się znaczną transgranicznością oraz wysokim współczynnikiem kumulacji w ekosystemach. Po dostaniu się do środowisk wodnych (wymywanie rtęci z gleb, absorpcja jej gazowej postaci przez opad atmosferyczny), za pośrednictwem bakterii i grzybów, ulega procesom metylacji do postaci metylortęci i dimetylortęci. Wysoka rozpuszczalność tej grupy związków organicznych w tłuszczach przyczynia się następnie do ich wnikania do łańcuchów troficznych. Ze względu na brak procesów usuwania rtęci z organizmu, raz spożyta ulega trwałej akumulacji w kolejnych jego ogniwach, przez co człowiek, gatunek znajdujący się na najwyższym poziomie łańcucha pokarmowego, narażony jest na przyjmowanie znacznych dawek tego metalu ciężkiego. Obecność rtęci w ludzkim organizmie, nawet w znikomych ilościach, wpływa destrukcyjnie na układ

nerwowy i hormonalny, przyczyniając się do m.in. zaburzeń wzroku i słuchu, zmian skórnych, alergii, chorób psychicznych, nowotworów, utraty koordynacji ruchowej oraz, po przekroczeniu dawki krytycznej, śmierci. Układ pokarmowy nie stanowi jedynej drogi jej wnikania – metal ciężki do ludzkiego organizmu dostaje się także poprzez inhalację zawierającego go powietrza oraz kontakt skórny.

Poznanie mechanizmów migracji pierwiastka oraz potwierdzenie jego bezpośredniej inwazyjności rozpoczęło procesy legislacyjne, zmierzające do eliminacji proceduru antropogenicznego wprowadzania do środowiska jego związków. Analizy źródeł emisji oraz reemisji przemysłowej jasno wskazują, iż głównym, zorganizowanym emitentem metalu ciężkiego w skali świata jest energetyczny sektor wytwórczy, w dużej mierze bazujący na stałych paliwach kopalnych (naturalnie zawierających w swojej strukturze związki rtęci). Ciągły wzrost zużycia energii elektrycznej i ciepłej przez człowieka, nawet przy jednoczesnym podnoszeniu efektywności produkcji, przesyłu i wykorzystania poszczególnych jej form, wymaga implementacji skutecznych i tanich technik wychwytu związków rtęci bądź też prowadzenia procesu produkcyjnego w oparciu o nośniki i technologie cechujące się niskim unosem tego pierwiastka (przede wszystkim poprzez stosowanie paliw o niskich zawartościach metalu ciężkiego).

Współczesne metody ograniczania ilości wprowadzanych do atmosfery ładunków rtęci z bloków węglowych bazują głównie na iniekcji węgla aktywnych (wprowadzanych do ciągu spalinowego celem adsorpcji bądź utlenienia metalu na ich powierzchni) oraz wykorzystaniu istniejących instalacji ochrony atmosfery. Ze względu na znaczne koszty inwestycyjne i eksploatacyjne (węgle aktywne) oraz zmienny, niejednorodny wpływ na finalny wychwyty rtęci (SCR, odpyłacze elektrostatyczne bądź tkaninowe, mokre IOS) poszukuje się metod obejmujących prowadzenie procesu technologicznego w oparciu o naturalne, korzystne i stabilne pod względem jej późniejszego wychwyty przemiany rtęci w spalinach. Ich przebieg w znacznym stopniu zależy od obecności w gazach odlotowych związków chloru oraz siarki.

2. PROBLEMY EKSPLOATACYJNE

Stosowaniu paliw na cele energetyczne towarzyszy szereg problemów natury eksploatacyjnej oraz środowiskowej. Uwalniane podczas termicznej dekompozycji stałego nośnika energii w komorze paleniskowej zanieczyszczenia (NO_x , SO_x , popioły, CO, WWA, HCl, metale ciężkie, sadza) przyczyniają się do degradacji instalacji (korozja, zużłowanie i popielenie) oraz, w razie emisji do atmosfery, środowiska naturalnego (kwaśne deszcze, toksyczność względem organizmów żywych, zaburzenie procesów wegetacyjnych roślin). Projektowanie oraz prowadzenie procesów spalania paliw stałych wymaga kompleksowej wiedzy z zakresu własności i udziałów poszczególnych składników spalin, będących wypadkową składu samego paliwa oraz wykorzystywanej technologii.

W pracy ograniczono się do opisu niekorzystnych zjawisk związanych z obecnością w spalinach tlenków siarki, rtęci oraz chloru. Szczególną uwagę zwróco-

no na wzajemny wpływ w/w pierwiastków oraz ich związków na eksploatację kotła oraz niezbędne do wdrożenia technologie ochrony atmosfery.

2.1. WPŁYW OBECNOŚCI ZWIĄZKÓW CHLORU

Znajdujący się w spalinach kotłowych chlor przyczynia się przede wszystkim do intensyfikacji zjawiska korozji wysokotemperaturowej, nabierając dużego znaczenia w przypadku paliw o zawartości fluorowca powyżej 0,2% [1]. Korozyjny charakter Cl_2 względem stali objawia się poprzez degradację wierzchniej, pasywacyjnej warstwy tlenków, prowadzącą do utleniania metalu. Źródłem cząsteczki fluorowca może być znajdujący się w spalinach chlorowódor oraz występujące w osadach chlorki potasu i sodu.

Utlenianie żelaza i stali ulega intensyfikacji w przypadku obecności HCl w spalinach. Pojawienie się molekularnego chloru następować może przykładowo na drodze utleniania HCl (reakcja Deacona):



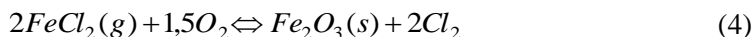
Co prawda w wysokiej temperaturze równowaga reakcji leży po stronie substratów, jednakże na skutek działania tlenków, obecnych w osadzających się na ściankach komory spalania popiołach (proces Weltona), ulega ona przesunięciu ku produktom. Źródłem Cl_2 mogą być także reakcje kondensujących chlorków K i Na z tlenkami żelaza w osadach zalegających na parownikach i przegrzewaczach:



Powstający w reakcjach (1) i (2) chlor cząsteczkowy dyfunduje następnie do metalu, reagując z nim zgodnie z równaniem:



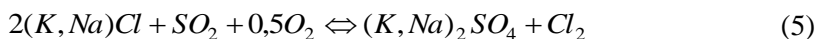
Chlorki żelaza, z racji dużego ciśnienia par w warunkach kotłowych, szybko wracają do fazy gazowej, jednak przenikając przez warstwę magnetytu - uszkodzają ją. Napotykać na tlen ulegają wprawdzie powrotnemu utlenieniu:



jednak ze względu na znaczną porowatość regenerowanej warstwy dochodzi do utraty właściwości ochronnych metalu. Uwalniany chlor cząsteczkowy dyfunduje ponownie do metalu, a proces powtarza się.

Bezpośredni atak na żelazo HCl jest mniej groźny od bezpośredniego działania chloru cząsteczkowego. Co istotnie, korozja chlorkowa ulega silnemu wzmoczeniu w przypadku obecności (w szlacie) znajdujących się w fazie ciekłej KCl i NaCl. Ich eutektyki z chlorkami metali (w tym metali ciężkich) obniżają temperaturę topnienia soli, dodatkowo intensyfikując procesy niszczenia stali. Zjawisko to występuje także w warunkach redukujących ($[O_2] < 0,2\%$) [4].

W przypadku obecności w spalinach SO_2 , chlorki ulegają przemianom do siarczaków:



W temperaturze 500 °C związki te są wciąż stabilne (mniej korozyjne od chlorków), natomiast chlor cząsteczkowy w większości tracony jest do spalin, w niewielkim stopniu wnikając do osadów. Proces ten jest o rząd szybszy z udziałem SO₃ (powstającym m.in. poprzez katalizowane przez Fe utlenianie SO₂).

Przyjmuje się, iż przy stosunku molowym S/Cl > 2,2 korozja chlorkowa przestaje być groźna (z pewnymi wyjątkami) [1]. Uznaje się także, że w przypadku korozji chlorkowej obszar jej wzmożonego działania odpowiada obszarowi tworzenia się stopionego osadu oraz jest intensyfikowany przez obniżanie temperatury topliwości popiołów w warunkach redukcyjnych [4]. Poza chlorem i siarką, na korozję wysokotemperaturową wpływ mają także takie pierwiastki jak sód, potas oraz glin.

Pomijalnie niski, w stosunku do spalarni odpadów i procesów hutnictwa, jest proceder generacji polichlorowanych dibenzodioksyn (PCDDs) oraz dibenzofuranów (PCDFs). Długi czas przebywania spalin w temperaturze powyżej 600 °C oraz obecność tlenu sprawiają, iż emisja potocznych dioksyn i furanów jest w przypadku węglowego sektora energetycznego stosunkowo niewielka: 4,58% krajowej emisji w 2011 roku [2].

2.2 WPŁYW OBECNOŚCI ZWIĄZKÓW SIARKI

Obecność w spalinach tlenków siarki, poza bezpośrednim wpływem na technologię spalania (emisja SO_x, korozyjny charakter wodnego roztworu powstającego po przekroczeniu punktu rosy) przyczynia się do intensywności zjawiska korozji wysokotemperaturowej oraz procesów utleniania rtęci obecnej w spalinach.

Zawartość siarki w węglach kamiennych i brunatnych jest zróżnicowana – w bardziej uwęglonych nośnikach pierwiastek ten może stanowić od 0,6 do blisko 1,5% masy (w stanie roboczym), w przypadku węgla brunatnych – od 0,2 do 1,7% paliwa roboczego. Dzieli się ona na siarkę nieorganiczną (siarczki – piryty, siarczany, siarka elementarna) oraz organiczną (tiole, siarczki, związki tiofenowe).

Zawarta w paliwach siarka podczas spalania ulega w ponad 95% utlenieniu do tlenku siarki(IV) [1]. Każdy ze związków siarki zawartej w paliwie inaczej reaguje na wysoką temperaturę – siarka organiczna łatwo ulega spalaniu, piryty ulegają przemianom (żelazo utlenia się do znajdującego się w żużlu hematytu):



Podstawowym produktem rozkładu (pirolizy) jest H₂S (w warunkach redukcyjnych – także CS₂ i COS), który następnie ulega utlenieniu do SO₂ (udział ponad 95%) oraz SO₃. W koksie znajduje się jedynie kilka procent siarki.

Po przekształceniu do postaci SO₃ reaguje z parą wodną tworząc kwas siarkowy, przyczyniający się do korozji niskotemperaturowej. Może on także ulec kondensacji na cząstkach popiołu lotnego (wiązany przez składniki alkaliczne) oraz przekształceń do siarczanów.

Obecność tlenków siarki w unoszonych spalinach skutkuje potrzebą implementacji odpowiednio skutecznych instalacji jej wychwytu (suche, półsuche i mokre techniki desulfuryzacji). Co więcej, bezpośrednio wpływa na przemiany poszczególnych związków w spalinach. Poza jej oddziaływaniem na intensywność korozji chlorkowej (opisanym w rozdziale 3.1.), wpływa hamująco na część procesów utleniania rtęci z udziałem fluorowca. Powstałe cząsteczki Cl_2 , napotykać na tlenki siarki, podlegają reakcji Griffina:



Reakcja ta nabiera szczególnego znaczenia poniżej temperatury $680\text{ }^\circ\text{C}$, zużywając coraz więcej Cl_2 (stanowiącego główny substrat w procesach utleniania rtęci).

Jak widać, efektywność utleniania rtęci za pomocą chloru jest ograniczona przez obecność SO_2 (dodatkowy efekt procesów uszlachetniania węgla).

3. PRZEMIANY RTĘCI PODCZAS SPALANIA PALIW WĘGLOWYCH

Po dostaniu się węgla do strefy spalania (temp. powyżej $800\text{ }^\circ\text{C}$), obecny w jego strukturze metal ciężki odparowuje do postaci gazowej rtęci metalicznej Hg^0 . Obecność innych składników spalin takich jak H_2O , NO_x , SO_x , HCl , HBr oraz ochładzanie unoszonej mieszaniny gazowej (przegrzewacze pary, podgrzewacze wody oraz powietrza) sprawiają, iż pierwiastek ten ulega częściowemu utlenieniu do postaci Hg^{2+} . Intensywność procesu jest różna dla poszczególnych paliw i technologii i silnie zależy od takich czynników jak skład pierwiastkowy paliwa (Hg , Cl , S , Fe , Ca , substancja mineralna), warunki spalania (profil temperatury, dostępność utleniacza, atmosfera, czas przebywania) czy też skład spalin (w poszczególnych fragmentach ciągu). Poza przemianami w obrębie jednej fazy, rtęć ulega także przemianom heterogenicznym – utlenianiu lub też adsorpcji na cząstkach popiołu lotnego, którego właściwości (obecność związków węgla i wapnia o charakterze sorpcyjnym oraz o charakterze katalitycznym żelaza, porowatość powierzchni, wielkość drobin) bezpośrednio rzutują na stopień wiązania metalu ciężkiego w obrębie fazy stałej unoszonej ze spalinami.

Występująca w spalinach kotłowych specjacja rtęci (Hg^0 , Hg^{2+} , TPM – całkowita rtęć związana na cząstkach stałych) determinuje technologie jej późniejszego wychwytu oraz finalny poziom emisji z bloku. Rtęć metaliczna, praktycznie nierozpuszczalna w wodzie, w przypadku braku warunków sprzyjających jej utlenianiu przepływa przez cały ciąg spalinowy i jest wprowadzana do atmosfery. Z kolei postać utleniona metalu, dobrze rozpuszczalna w wodzie, może zostać wychwycona w mokrej instalacji odsiarczania (osiągana skuteczność wychwytu nawet na poziomie nawet do 90% formy Hg^{2+}) bądź też zaadsorbowana na bogatym w związki o charakterze sorpcyjnym popiele lotnym i wychwycona w instalacji odpylania (wyjątek – pyły submikronowe).

Pierwiastkiem, który w głównej mierze przyczynia się do naturalnych procesów utleniania rtęci w spalinach, jest chlor [6]. Poza stężeniem samego fluorowca w gazach odlotowych, na chlorowanie metalu ciężkiego wpływ ma także czas kontaktu obu

składników oraz temperatura procesowa, bezpośrednio stanowiące o rzeczywistej kinetyce przemian. Wskazuje się, iż w spalinach ochłodzonych poniżej temperatury 450 °C, poza dominującą formą HgCl_2 , utleniona rtęć występuje w takich związkach jak HgO , HgSO_4 oraz $\text{Hg}(\text{NO}_3)_2 \cdot \text{H}_2\text{O}$. Należy także nadmienić, iż w przypadku utleniania Hg z udziałem Cl, występującego początkowo w spalinach jako HCl, na efekt końcowy procesu wpływ mają liczne przemiany towarzyszące reakcjom pośrednim (najczęściej konkurencyjne – inhibitory utleniania), związane z obecnością w mieszaninie gazowej związków siarki, wody, tlenków azotu, związków zasadowych [6].

4. IDEA PROWADZENIA BADAŃ

Przemiany w europejskim sektorze wytwórczym oraz zaostrażające się normy dotyczące ochrony środowiska sprawiają, iż elektrownie i elektrociepłownie zobowiązane są do prowadzenia procesu technologicznego w oparciu o niską emisję szeregu związków uznanych za inwazyjne dla otoczenia.

Fakt, iż obecne w spalinach składniki (chlor, różne postacie rtęci, tlenki siarki) wzajemnie na siebie oddziałują (utlenianie rtęci przez Cl_2 , wiązanie cząsteczek chloru przez siarkę, ograniczanie korozji chlorkowej przez obecność związków siarki), niezbędne do kompleksowego modelowania oraz przewidywania warunków eksploatacyjnych staje się dokładne poznanie składu spalanego paliwa wraz z doбором takiego, które zagwarantuje kompromis pomiędzy wysoką dyspozycyjnością instalacji oraz niskim unosem zanieczyszczeń (skutkującym małymi nakładami finansowymi na pracę instalacji ochrony atmosfery). Nabiera to szczególnego znaczenia w przypadku rtęci, której wychwyty powinien być zapewniony dzięki wysokiej naturalnej utlenialności

w obrębie kotła. Pozwoli to na zaniechanie implementacji drogich metod adsorpcyjnych z wykorzystaniem impregnowanego bromem węgla aktywnego.

Opisane badania są przeprowadzane w Laboratorium Zakładu Inżynierii i Technologii Energetycznych Politechniki Wrocławskiej. Na potrzeby oznaczenia rtęci całkowitej w paliwie wykorzystuje się automatyczny analizator AMA 254 firmy LECO (bazujący na absorpcyjnej spektrometrii atomowej połączonej z amalgamacją par rtęci na złocie, rys. 1.). Zawartość siarki całkowitej ustala przy użyciu automatycznego analizatora pierwiastkowego TruSpec CHN firmy LECO z dołączonym piecem do detekcji ilości siarki w próbce (bazującym na zjawisku absorpcji fal podczerwieni przez obecny w spalinach dwutlenek siarki, powstający na drodze spalania próbki paliwa w czystym tlenie, rys. 3.). W przypadku chloru łączy się technikę spalania paliwa w tlenie i absorpcji spalin w rozpuszczalniku i oznaczenia zawartości fluorowca jedną z dwóch metod: Mohra lub za pomocą elektrod jonoselektywnych. W przyszłości autorzy planują włączyć do grona stosowanych do oznaczania chloru w paliwach technik także chromatografię jonową.

4.1. POMIAR ZAWARTOŚCI RTĘCI W WĘGLU

Zastosowany analizator wykorzystuje zjawisko absorpcji przez wolne atomy rtęci (znajdujące się w stanie podstawowym) monochromatycznego promieniowania elek-

tromagnetycznego o długości równej długości fali rezonansowej tego pierwiastka (253,7 nm). Aparatura mierzy osłabienie wiązki promieniowania spowodowane absorpcją części jego energii przez atomy rtęci. Co prawda wzbudzone atomy niemal natychmiast emitują zaabsorbowany kwant energii, jednakże czynią to we wszystkich kierunkach, osłabiając ostatecznie wiązkę pochodzącą ze źródła i zmierzającą w kierunku detektora. Wielkość absorpcji jest funkcją stężenia wolnych atomów w przestrzeni (prawo Beera-Waltera), stąd też umożliwiona jest ilościowa analiza zawartości pierwiastka

w badanym paliwie (pośrednio) zgodnie z modelem:

$$I = I_0 e^{-kcl} \quad (8)$$

gdzie: I i I_0 odpowiadają natężeniu promieniowania, kolejno, po przejściu przez ośrodek oraz na niego padającego, k to współczynnik absorpcji, c – stężenie absorbanta, l – długość strefy absorpcji.

Technika pomiaru uwzględnić w tym przypadku musi takie zjawiska jak emisja promieniowania charakterystycznego (spadek pozornej absorbancji) oraz absorpcja niespecyficzna (związana z obecnością innych atomów w badanym gazie). To ostatnie jest eliminowane przez korekcję tła – dokonuje się naprzemiennego pomiaru promieniowania pochodzącego ze źródeł: wzorcowego oraz ciągłego (emitowanego z drugiego nadajnika, przykładowo lampy deuterowej). Po przejściu obu wiązek przez obszar absorpcji oraz monochromator dokonuje się odczytu zarówno wiązki osłabionej przez absorpcję całkowitą (obejmującą pochłanianie promieniowania przez pozostałe składniki analizowanych gazów) jak i wiązki narażonej jedynie na absorpcję niespecyficzną (jej szerokość spektralna jest relatywnie duża, przez co osłabiana jest głównie przez czynniki tła – gazu nośnego). Odjęcie absorpcji niespecyficznego od całkowitej pozwala na określenie absorpcji specyficznej

Spośród źródeł promieniowania najczęstszym rozwiązaniem są lampy z katodą wnikową. To rury szklane z okienkiem, wypełnione gazem szlachetnym pod niskim ciśnieniem. Umieszczone w nich: anoda oraz katoda (wyłożona warstwą pierwiastka oznaczanego), po doprowadzeniu odpowiedniej różnicy potencjałów, generują wyładowanie elektryczne. Powstające w gazie szlachetnym jony bombardują katodę, wybijając atomy danego pierwiastka, które z kolei ulegają wzbudzeniu na drodze zderzeń z jonami. Szybki powrót na poziom podstawowy generuje promieniowanie charakterystyczne – najsilniejszą linią w widnie jest linia rezonansowa, łatwo wyodrębniana za pomocą prostych monochromatorów i kierowana do kuwet pomiarowych urządzenia.

Technika AAS nadaje się do określania pierwiastków śladowych – w takich przypadkach urządzenie nie jest podatne na wpływ efektów pobocznych, towarzyszących obecności zbyt dużej liczby badanych atomów (przykładowo samoabsorpcji). Sama w sobie jest techniką porównawczą – wymaga znajomości własności substancji (stała k) oraz wzorcowania (krzywych rzeczywistych absorpcji). Dzięki małej szerokości spektralnej wiązki cechuje się wysoką specyficznością oraz niską czułością względną.

Eliminacja szumów odbywa się poprzez zagwarantowanie stabilności promieniowania oraz jego odpowiednio wysokie natężenie.

W przypadku rtęci zawartej w paliwach stałych, technika ASA wykorzystuje zjawisko naturalnej atomizacji pierwiastka na drodze termicznej dekompozycji nośnika. W temperaturze spalania próbki w czystym tlenie rtęć ulega, w sposób naturalny, całkowitemu przekształceniu do postaci Hg^0 , która, odseparowana od pozostałych składników spalin za pomocą techniki amalgamacji na złocie (dodatkowo chronionej poprzez uprzednie katalityczne unieszkodliwienie składników unoszonego gazu) kierowana jest do szeregowo skonfigurowanych 2 kuwet pomiarowych (proces rozcięcia gazu w drugiej znacząco zwiększa zakres pomiarowy urządzenia).



Rys. 1. Analizator AMA 254

Producent zapewnia zgodność z normami EPA Method 7473 oraz ASTM Method D6722. Względny błąd graniczny pojedynczego wskazania, wg producenta, nie przekracza 5%.

4.2 POMIAR ZAWARTOŚCI CHLORU W WĘGLU

Badania nad zawartością chloru w paliwie przeprowadza się niezależnie przy pomocy jednej z dwóch metod – nieinstrumentalnej metody Mohra lub elektrod jonoselektywnych. Obie zawierają tożsamy etap wstępny – termiczną dekompozycję próbki o znanej wilgotności (oznaczonej zgodnie z PN-G-04511:1980) w zautomatyzowanej bombie kalorymetrycznej (przykładowo IKA C2000 Classic). Realizowany w niej proces pomiarowy umożliwia wychwyt gazowych składników spalin (w tym chloru) w rozpuszczalniku (wodzie zdemineralizowanej) oraz jego wyodrębnienie z układu na cele dalszej analizy.

4.2.1. POMIAR Z WYKORZYSTANIEM METODY MOHRA

Analiza powstałego roztworu obejmuje miareczkowanie powstałej mieszaniny azotanem srebra (metoda Mohra). Reakcja oznaczanych chlorków z jonami srebra prowadzi do wytrącenia nierozpuszczalnego chlorku, którego pojawienie się w układzie stanowi o osiągnięciu stanu nasycenia roztworu. Dodatek wskaźnika (chromian potasu) przyczynia się do powstawania czerwono-brązowego chromianu srebra, umożliwia-

jąc jednoznacznie określenie końca miareczkowania. Proces wymaga uwzględnienia tła analizy (obecność chloru w odczynnikach), którego korektę stanowi wykonanie tzw. próbki ślepej (zawierającej jedynie wodę zdemineralizowaną).

Na podstawie zawartych w normie zależności ustala się zawartość chlorków w próbkach ciekłych, a dopiero na ich podstawie zawartość chloru w badanej próbce stałej (wraz z przeliczeniem na odpowiednie stany funkcjonalne paliwa) – zgodnie z równaniami:

$$\rho_p = \frac{V_s - V_b}{V_a} \cdot c \cdot f \quad (9)$$

$$\rho_s = \frac{V_b}{V_a} \cdot c \cdot f \quad (10)$$

$$Cl^a = \frac{\rho_p - \rho_s}{m^a} \cdot V_a \quad (11)$$

gdzie: ρ_p , ρ_s – zawartość chlorków, kolejno, w próbce porównawczej i ślepej, V_a – objętość badanej próbki, V_b – objętość azotanu srebra użyta do miareczkowania próby ślepej, V_s – objętość azotanu srebra użyta do miareczkowania próbki porównawczej, c – rzeczywiste stężenie roztworu azotanu srebra, f – współczynnik przeliczeniowy (35453 mg/mol), m^a – masa próbki paliwa poddawanej procesowi dekompozycji termicznej, V_a – objętość badanej próbki.

Wymagana dokładność metody jest osiągnięta dzięki spełnieniu zaleceń zawartych w normach: PN-EN 15408:2011E *Stale paliwa wtórne - Metody oznaczania zawartości siarki (S), chloru (Cl), fluoru (F) i bromu (Br)* oraz PN-ISO 9297:1994P *Jakość wody – Oznaczenie chlorków – Metoda miareczkowania azotanem srebra w obecności chromianu jako wskaźnika (Metoda Mohra)*.

4.2.2. POMIAR Z WYKORZYSTANIEM ELEKTROD JONOSELEKTYWNYCH

Elektrody jonoselektywne stanowią przykład elektrochemicznych ogniw, w których występująca na granicy elektrody i elektrolitu różnica potencjałów umożliwia oznaczanie obecnych w roztworze substancji (od prostych jonów aż po złożone związki organiczne - tak bezpośrednio, jak i pośrednio, np. dzięki reakcjom kompleksowania lub strącania). Elektrody te umożliwiają selektywną detekcję kilku jonów równolegle, nawet w obrębie tego samego pierwiastka (na różnych stopniach utleniania) – w przypadku chloru oznacza się przykładowo jony ClO_4^- jak i Cl^- (oba z dodatkiem wymiennacza jonowego).

Zasada ich działania opiera się na typowych zjawiskach elektrochemicznych. Wewnątrz fazy homogenicznej (roztwór, elektroda) siły wzajemnego oddziaływania cząstek pozostają w równowadze, jednakże w pobliżu granicy faz pojawia się zaburzenie – siła wypadkowa, różna od zera, przejawiająca się przykładowo poprzez napięcie powierzchniowe. Dążenie układu do uzyskania możliwie najniższego stanu

energetycznego prowadzi do zorientowania cząstek obdarzonych ładunkiem elektrycznym – na granicy faz powstaje tzw. elektryczna warstwa podwójna, między którą, naprzemiennie w obie strony (poprzez selektywną, najczęściej szklaną błonę elektrody), przemieszczają się jony. Towarzyszy im przejście ładunku elektrycznego (naładowanie jednej z faz), które, po ustaleniu się stanu równowagi (strumienie jonów w obu kierunkach są jednakowe), daje mierzalną gęstość tzw. prądu wymiany. Powstający potencjał zależy od jonów przemieszczających się między fazami (głównie od tych przenoszących największy ładunek), a jego analiza musi uwzględniać ograniczoną selektywność zjawiska (wpływ innych jonów na pomiar), opisywaną przez współczynnik selektywności (im jest on niższy, tym mniejszy wpływ jonów zakłócających na wskazywany potencjał). Do anionów zakłócających pomiar jonów chlorkowych zalicza się S^{2-} , Br^- , J^- oraz CN^- .

Proces zachodzący na elektrodach jonoselektywnych jest opisywany wzorem Niskiego, będącym rozwinięciem równania Nernsta przez uwzględnienie ograniczonej selektywności elektrod:

$$E = E^0 + \frac{RT}{z_m F} \ln \left(a_m + \sum_s a_s K_{m-s}^{z_m/z_s} \right) \quad (12)$$

gdzie: E – potencjał elektrody, E^0 – potencjał standardowy, R – stała gazowa, T – temperatura, z_m – ładunek jonu oznaczanego, z_s – ładunek jonów zakłócających, F – stała Faradaya, a – aktywność, K_{m-s} – współczynnik selektywności elektrody czulej na jon m względem jonu s .

Układ pomiarowy elektrod jonoselektywnych składa się z czterech zasadniczych elementów - elektrod: 1) wskaźnikowej (zasadnicza elektroda jonoselektywna, której potencjał zależy od stężenia danego jonu) i 2) odniesienia (o stałym, niezależnym od obecności badanego jonu potencjale), 3) miernika napięcia (różnica potencjałów elektrod wyznaczana metodą zerową, najczęściej przy użyciu tzw. jonometru) oraz 4) badanego roztworu.

Elektroda odniesienia musi być niespolaryzowana i niepodatna na zmiany temperatury (stałość potencjału) oraz umożliwiać swobodny ruch elektrolitu (minimalizacja wpływu potencjału dyfuzyjnego). Elektroda ta jest połączona z membraną bezpośrednio lub też za pośrednictwem roztworu wewnętrznego (zawierającego jony oznaczane, lecz pozostające z nią w równowadze). W przypadku pomiaru jonów chloru jako elektrodę odniesienia stosuje się stałą, homo- lub heterogeniczną membranową elektrodę chlorosrebrną (srebrny drut pokryty warstwą $AgCl$, zanurzony w roztworze KCl o stałym stężeniu) [5]. Ewentualny wpływ jonów elektrolitu na wskaz (np. chlorków) eliminuje się poprzez zastosowanie podwójnego płaszcza (dodatkowy klucz z innym elektrolitem, np. KNO_3).

Elektrody jonoselektywne wymagają niejednokrotnie dodatkowych czynności zwiększających selektywność ich pracy (sygnał analityczny nie może reagować na obecność innych substancji). Przede wszystkim należy uwzględniać przewidywany skład analizowanego roztworu, na podstawie którego szacuje się lub usuwa (np. przez

wymianę jonową) zakłócenia związane z obecnością innych jonów. Co więcej, potencjał elektrody jonoselektywnej jest zależny bezpośrednio od aktywności, a nie od stężenia, oznaczanego jonu. Z tego względu metoda ta jest techniką porównawczą i wymaga, aby współczynnik aktywności danego jonu był w próbce i roztworze wzorcowym na tym samym poziomie. Ponieważ zależy on głównie od siły jonowej roztworu, w razie potrzeby (niski poziom w roztworze) można go podnieść za pomocą bardzo stężonego elektrolitu (azotan sodu) – dodatek tzw. bufora siły zwiększa wartość w takim stopniu, iż występujące między elektrolitami różnice stają się nieistotne. W razie potrzeby (zależnie od matrycy) stosuje się także zabiegi kompleksowania, strącania lub wyrównania siły jonowej roztworów.

Metoda elektrod jonoselektywnych stanowi przykład pomiaru względnego – miarę stężenia jonów stanowi napięcie między elektrodami. Co istotne, nachylenie charakterystyki liniowej $E(\log C_f)$ elektrody wskaźnikowej niemal zawsze różni się od wartości teoretycznej (ze względu na starzenie się aparatury, niedoskonałości produkcyjne, procesy samoczynne zachodzące w roztworach), stąd też jej wartość należy wyznaczać eksperymentalnie. Najczęściej stosowaną metodą wzorcowania jest metoda krzywej wzorcowej [5]. Stężenie w tym przypadku oznacza się na podstawie napięcia między elektrodą zanurzoną w próbce a elektrodą znajdującą się w roztworze wzorcowym. Krzywą kalibracji (funkcja liniowa) ustala się w takim przypadku za pomocą co najmniej dwóch wzorców (dolny i górny zakres stężeń – metoda roztworów ograniczających). Metoda jest powtarzalna i szybka, wymaga jednak stałości temperatury próbka-wzorzec. Cechuje się także pewną niestabilnością wartości potencjału (co skutkuje potrzebą częstej kontroli krzywych kalibracyjnych). W praktyce jej pomiar odbywa się za pomocą jonometru, który w swoich bibliotekach przechowuje wyznaczone krzywe kalibracyjne.



Rys. 2. Multimetr Orion VERSA STAR firmy Thermo Scientific

Drugą grupę metod kalibracyjnych stanowią metody dodatków. Polegają one na pomiarze napięcia między dwoma roztworami, z których jeden cechuje się znaną zawartością oznaczanego jonu (lub przyrostu/ubytku jego stężenia - z wykorzystaniem

wzoru Nernsta). W ich przypadku zmniejszeniu ulegają etapy wzorcowania (w stosunku do metod krzywej wzorcowej, wymagających przygotowywania odpowiednich roztworów wzorcowych), nie ma potrzeby stosowania buforów siły jonowej, dodatkowo można analizować znacznie większą liczbę roztworów (nawet o nieznannej macierzy) w dowolnej temperaturze. Wymagają jednak znajomości rzędu wielkości stężenia oznaczanego jonu (celem odpowiedniego doboru wielkości dodatku) oraz dokładnej objętości wzorca i próbki.

W przypadku elektrod jonoselektywnych zwiększenie precyzji oznaczeń, przy dużych poziomach zawartości danego jonu, uzyskuje się dzięki miareczkowaniu potencjometrycznemu. W przypadku chlorków stosuje się miareczkowanie typu S (elektroda wskaźnikowa jest czuła na oznaczany jon, titrant ma za zadanie usunąć z roztworu formę jonową na drodze strącania bądź kompleksowania) z użyciem azotanu srebra.

Metoda potencjometryczna z wykorzystaniem elektrod jonoselektywnych umożliwia szybki, selektywny, automatyczny pomiar stężenia jonów. Wykorzystywana aparatura jest małych rozmiarów i, w celu zapewnienia dużej dokładności, wymaga uwzględnienia wielu czynników zakłócających oraz ścisłego reżimu eksploatacyjnego.

a)



b)



c)



Rys. 3. Pomiar zawartości chloru: (a) zmontowana bomba kalorymetryczna, (b) stała pozostałość po spaleniu paliwa w bombie kalorymetrycznej, (c) elektroda jonoselektywna chlorkowa (na ramieniu multimetru od lewej – termometr, mieszadło oraz elektroda podwójna, z podwójnym płaszczem)

W prowadzonych badaniach do kalibracji wykorzystuje się roztwory wzorcowe o znanych stężeniach Cl^- . W trakcie badań jonów chlorkowych (Cl^-) stosuje się elektrodę podwójną Orion 9617BNWP firmy Thermo – dzięki dwóm, odseparowanym od siebie koncentrycznym walcem uzyskuje się efekt elektrody wskaźnikowej i odniesienia w jednym tylko elemencie układu. Pozostałe dwa (rys. 3c) stanowią termometr oraz mieszadło. Dolny zakres wskazań wynosi 1,8 ppm (górny – 35500 ppm), z racji czego stężenia chlorków w jego okolicach mogą być obciążone znacznym błędem.

4.3. POMIAR ZAWARTOŚCI SIARKI CAŁKOWITEJ W WĘGLU

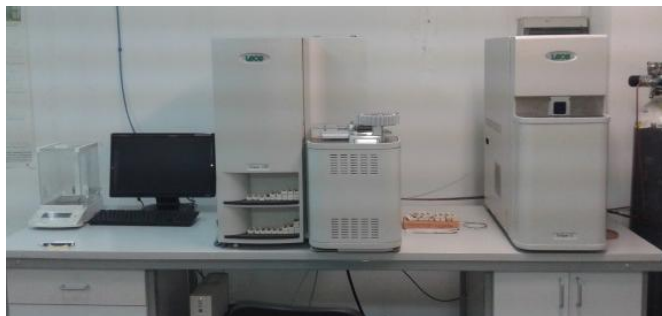
Oznaczenie zawartości siarki zostało przeprowadzone przy użyciu absorpcyjnej spektrofotometrii analitycznej z wykorzystaniem fal podczerwieni. Znajomość widm absorpcyjnych SO_2 (głównego składnika spalin pochodzącego z utleniania siarki obecnej w strukturze analizowanej próbki) pozwala na ustalenie związku pomiędzy stężeniem a absorbancją danego związku. Spektroskopia IR bazuje na paśmie, którego natężenie zależy wyłącznie od stężenia danego związku, bądź też wpływ innych składników mieszaniny gazowej (matrycy) jest minimalny. Nie powinno być ono uwikłane w oddziaływania międzycząsteczkowe. Za długość fali analitycznej przyjmuje się długość fali maksimum wybranego pasma (największy współczynnik absorpcji oraz stałość przy drobnych wahaniach emitowanej fali).

Podstawą działania miernika jest zależność (prawo LambertaBeera):

$$A = \epsilon bc \quad (13)$$

gdzie: A – absorbancja, b – grubość warstwy absorbującej (droga promieniowania przechodzącego przez analizowany ośrodek), ϵ – molowy współczynnik absorpcji.

Ponieważ parametr ϵ zależny jest od stężenia badanej substancji, niezbędne staje się określenie rzeczywistego przebiegu zależności $A(c)$ (kalibracja za pomocą kilku punktów o znanym, wzorcowym stężeniu) oraz określenie zakresu stężeń o prostoliniowym przebiegu. Ze względu na znaczne rozbieżności w udziale siarki w różnych paliwach stałych (biomasa, węgle, paliwa alternatywne), każdorazowa zmiana analizowanego materiału wymaga wzorcowania (materiały o znanej zawartości pierwiastka) oraz ustalania przebiegu krzywej rzeczywistej ściśle pod spodziewany zakres stężeń (niezalecana jest ekstrapolacja w razie odstępstwa od prostoliniowości [5]). Duża precyzja wskazów jest osiągnięta przez dodatkowe wzorcowania kontrolne, neutralizujące wpływ zmiany warunków pracy urządzenia (temperatura, gaz nośny od innego producenta).



Rys. 4. Moduł CHN wraz z piecem do oznaczania udziału siarki

Sam pomiar polega na umieszczeniu analizowanego materiału w ceramicznym naczyniu i spalaniu w piecu, w atmosferze tlenowej, w temperaturze $1350\text{ }^{\circ}\text{C}$. Po pełnym utlenieniu indywidualnych związków chemicznych powstałe gazy są tłoczone do układu detek-

torów IR, gdzie następuje rozpoznanie stężenia SO_2 oraz, na jego podstawie, udziału siarki w badanej próbce.

Kalibracja analizatora odbywa się w oparciu o certyfikowane materiały wzorcowe dostarczone przez producenta (aparatur umożliwia kalibrację jedno- lub wielopunktową), natomiast realizowana metodologia oparta jest o zalecenia PN-ISO 351 *Oznaczanie zawartości siarki całkowitej. Metoda spalania w wysokiej temperaturze*.

5. KOMENTARZ

Przewiduje się, iż w przypadku wejścia w życie spodziewanych ustaw z zakresu ochrony środowiska i zmian w progach emisji związków rtęci, zmianom ulegną ceny handlowe węgla – wpływ na rynek paliwowy będzie miała zawartość w masie paliwa metalu ciężkiego, zasadniczo decydująca o jego unosie z kotła węglowego. Należy jednak zaznaczyć, iż w tym przypadku parametr ten nie powinien stanowić jedynego wyznacznika – na specjację metalu ciężkiego podczas spalania węgla czy też biomasy wpływ ma m.in. obecność w paliwie chloru, siarki oraz substancji mineralnej (potencjalna adsorpcja na powierzchni popiołów). Dopiero uwzględnienie powyższych wielkości winno decydować o ewentualnych nakładach finansowych związanych z zakupem paliwa.

Można przyjąć, iż zawartość chloru w węglu stanowi miarę przydatności paliwa do występowania naturalnych procesów utleniania rtęci. Potwierdzają to przykładowe badania obejmujące uzyskiwane udziały formy Hg^{2+} w przypadku spalania węgla koksujących (ok. 80% rtęci zawartej pierwotnie w paliwie) oraz energetycznych (znacznie mniejsze wartości, najczęściej na poziomie 30%). Kompromis pomiędzy niską emisją rtęci i siarki oraz wysoką dyspozycyjnością bloku (korozja chlorkowa i utlenianie Hg) powinien stać się obiektem wzmożonych badań. Nie należy traktować siarki jako pierwiastka niekorzystnego w przypadku zagadnienia emisji rtęci – obecna na impregnowanych węglach aktywnych (pod odpowiednią postacią) zwiększa intensywność procesów sorpcyjnych metalu ciężkiego. Obecna w węglu podczas spalania ulega jednak w większości utlenieniu do gazowego SO_2 , który działa inhibitująco na utlenianie rtęci fluorowcami.

LITERATURA

- [1] **Kordylewski W.** (red): *Spalanie i Paliwa*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2008.
- [2] **Krajowy Ośrodek Bilansowania i Zarządzania Emisjami:** *Krajowy bilans SO_2 , NO_x , CO , NH_3 , NMLZO , pyłów, metali ciężkich i TZO za lata 2010-2011 w układzie klasyfikacji SNAP. Raport syntetyczny*, 22-23, 03.2013.
- [3] **Hławiczka S.:** *Rtęć w środowisku atmosferycznym*, Instytut Podstaw Inżynierii Środowiska PAN, Zabrze, 2008.
- [4] **Rybak W.:** *Spalanie i współspalanie biopaliw stałych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2006.
- [5] **Namieśnik J., Jamrógielczak Z.** (red.): *Fizykochemiczne metody kontroli zanieczyszczeń środowiska*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1998.
- [6] **Spörl R., Belo L., Shah K., Stanger R., Giniyatullin R., Maier J., Wall T., Scheffknecht G.:** *Mercury Emissions and Removal by Ash in Coal-Fired Oxy-fuel Combustion*, *Energy&Fuels*, Vol. 28, 123-135, 2014, DOI: 10.1021/ef4014604.



Proces wrzenia ziębnika w niskociśnieniowym adsorpcyjnym systemie trigeneracyjnym

AUTOR: Tomasz Halon^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Zbigniew Królicki^a

^a Zakład Chłodnictwa i Pomp Ciepła, Instytut I-20, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: tomasz.halon@pwr.edu.pl, tel. 71 320 27 92

STRESZCZENIE

Proces wymiany ciepła podczas wrzenia ziębnika pod niskim ciśnieniem nie jest całkowicie poznany. Do jego opisu stosuje się korelacje empiryczne. Dają one poprawne wyniki w warunkach, dla jakich je wyprowadzono. Konieczność zastosowania wody jako ziębnika w adsorpcyjnych systemach tri-generacji wymusza utrzymywanie w parowniku ciśnienia rzędu 1-1,5 kPa. Dla takich warunków wrzenia istnieje mała baza danych empirycznych opisujących proces wymiany ciepła. W artykule przedstawiono mechanizm zarodkowania pęcherzy gazowych w trakcie wrzenia, oraz wpływ niskiego ciśnienia. Pokazano obliczenia wymaganego przegrzania ścianki w zależności od ciśnienia oraz chropowatości powierzchni, następnie obliczenia te porównano z wartościami uzyskanymi w eksperymencie.

SŁOWA KLUCZOWE: wrzenie, podciśnienie, chłodnictwo adsorpcyjne

1. WPROWADZENIE

Tri-generacja oznacza zastosowanie energii cieplnej będącej rezultatem generacji energii elektrycznej (np. ciepło odpadowe) do realizacji obiegu chłodniczego. Oznacza bezpośrednio wykorzystanie źródeł ciepła odpadowego do produkcji „chłodu”. Technologią dominującą wykorzystywaną do realizacji tego zadania jest sorpcja (absorpcja lub adsorpcja).

Powszechnie stosowana w Polsce kogeneracja jest technologią przystosowaną do ogrzewnictwa, jednak w naszym klimacie zapotrzebowanie na energię cieplną zachodzi głównie w czasie sezonu grzewczego. Pozostała część roku charakteryzuje się wzrostem zapotrzebowania na energię elektryczną napędzającą instalacje klimatyzacyjne [1]. W większości stref klimatycznych, pobór energii pierwotnej (paliwa) na potrzeby klimatyzacji w lecie jest większy niż na potrzeby ogrzewania w zimie. Stąd wynikają wprost dwie

istotne zalety instalacji tri-generacyjnych: odciążenie sieci elektrycznej w okresie szczytowego zapotrzebowania na prąd, oraz zmniejszenie emisji CO₂.

Elementem instalacji adsorpcyjnej systemu trigeneracyjnego, w którym uzyskuje się efekt chłodniczy jest parowacz. Do jego zaprojektowania potrzebna jest znajomość współczynników wnikania ciepła, a generalnie całego mechanizmu wrzenia w niskim ciśnieniu, która umożliwi sterowanie procesem i poprawę efektywności wymiany ciepła. Tą drogą można podnieść wartość współczynnika efektywności chłodniczej oraz mocy chłodniczej układu adsorpcyjnego [2, 3].

Mechanizm wrzenia czynnika chłodniczego w niskim ciśnieniu – w przypadku systemu adsorpcyjnego: wody - nie jest do końca poznany. Dla ciśnień poniżej 10 kPa istnieje stosunkowo niewiele danych eksperymentalnych [4, 5], a proponowane korelacje empiryczne mają wąski obszar zastosowań [6, 7]. Nie uwzględniają też wielu szczególnych przypadków np.: jaki dokładnie wpływ na wrzenie w podciśnieniu ma chropowatość powierzchni czy jej rodzaj; w jakim stopniu użycie dysz rozpryskowych polepsza parametry procesu. Brakuje też dokładnych korelacji pozwalających przewidzieć współczynnik przenoszenia ciepła przy różnych gęstościach strumienia ciepła.

Stąd potrzeba przeprowadzenia takich badań dla warunków odpowiadających wrzeniu w parowaczu systemu adsorpcyjnego pracującego w parametrach układu tri-generacyjnego.

2. PROCES WRZENIA ORAZ WPŁYW NISKIEGO CIŚNIENIA

Proces wrzenia zależy nie tylko od właściwości pary oraz cieczy czynnika, ale również od prędkości przepływu, stanu powierzchni wymiany ciepła i jej geometrii. Reprezentatywnym przykładem wrzenia jest wrzenie w dużej objętości, dzielące się na 3 główne ustroje – ustrój o dominującej konwekcji naturalnej, ustrój wrzenia pęcherzykowego oraz ustrój wrzenia błonowego. Najbardziej efektywna wymiana ciepła zachodzi przy wrzeniu pęcherzykowym [8].

Za pierwszy etap wrzenia pęcherzowego można uznać zarodkowanie – powstawanie bąbla parowego w miejscu nukleacji, takim jak mikroszczeliny powierzchni, rysa czy zabrudzenie. Następnie zachodzi wzrost pęcherza gazowego oraz po czasie jego oderwanie, powodujące mieszanie i napływ cieczy w miejsce wcześniej zajmowane przez bąbel. Po przegrzaniu cieczy przy powierzchni cykl się powtarza [8].

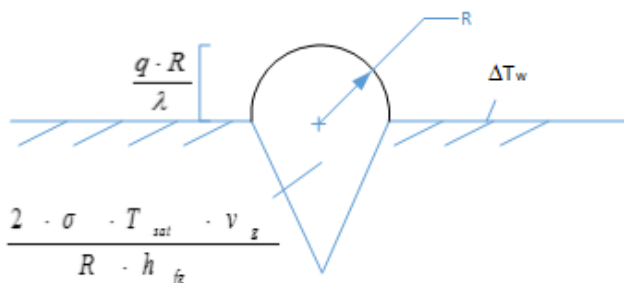
Z powodu napięcia powierzchniowego σ trzymającego pęcherz gazowy w całości oraz jego zaokrąglonej powierzchni R , ciśnienie pary p_g w pęcherzu jest wyższe niż ciśnienie otaczającej go cieczy p_l . Oznacza to, że temperatura wymagana do odparowania na granicy z pęcherzem jest wyższa niż wynikałoby to z ciśnienia cieczy. Równanie (1) opisuje różnicę ciśnień między pęcherzem, a cieczą [8]:

$$p_g - p_l = \sigma \cdot \frac{dA}{dV_g} = \frac{2 \cdot \sigma}{R} \quad (1)$$

Pomiar temperatury przy ścianie obarczony jest dużym błędem spowodowanym ciągłym mieszaniem cieczy przez odrywające się pęcherze gazowe, z tego powodu dokonuje

się pomiaru temperatury powierzchni. Jeśli najwyższa temperatura wymagana do zapoczątkowania nukleacji to taka, dla której średnica pęcherza R równa się średnicy zarodka oraz jeśli ciecz otaczająca pęcherz musi posiadać wymaganą temperaturę przegrzania przy całej objętości pęcherza (jest to rejon rzędu mikrometrów, w którym głównym mechanizmem przenoszenia ciepła jest kondukcja) [8]. Przy takich założeniach można otrzymać równanie (2), w którym pierwszy człon opisuje temperaturę nasycenia w pęcherzu, a drugi opisuje przenoszenie ciepła poprzez ciecz na wysokość równą promieniowi pęcherza (rys. 1). Gdzie, v_g to objętość właściwa pary, T_{sat} – temperatura nasycenia, h_{fg} – ciepło parowania, q – gęstość strumienia ciepła, λ – współczynnik przewodzenia ciepła cieczy.

$$\Delta T_w = \frac{2 \cdot \sigma \cdot T_{sat} \cdot v_g}{R \cdot h_{fg}} + \frac{q \cdot R}{\lambda} \quad (2)$$

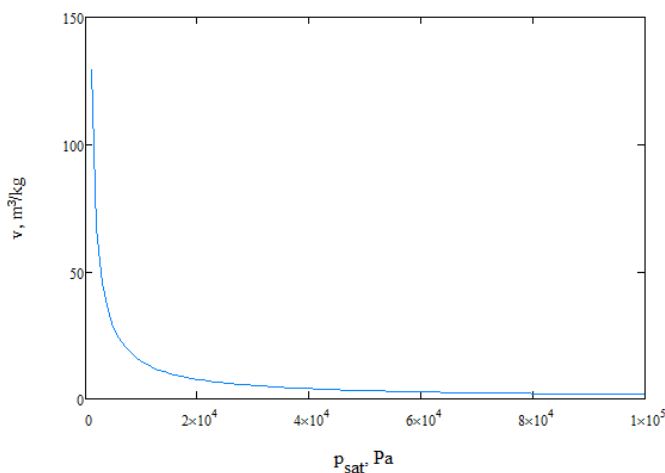


Rys. 1. Schemat zarodkowania pęcherzy parowych

Większość badań nad wrzeniem w dużej objętości przeprowadzone zostało dla ciśnień atmosferycznych lub ciśnień zredukowanych nie niższych niż 0,01 (podczas, gdy dla wody przy ciśnieniu 1 kPa, ciśnienie zredukowane wynosi $4,5e-5$) [1]. Pierwsze badania wrzenia przy tak obniżonych ciśnieniach przeprowadzili Raben i inni [9], Mitrovic [4], McGillis i inni [10] oraz na początku XXI wieku Pioro i inni [11].

Raben i inni [9] przeprowadzili badania nad wrzeniem wody w cylindrycznym naczyniu o średnicy 3,81 cm pod ciśnieniami od 1,3 kPa do 101 kPa. Uznali oni, że najważniejszymi mechanizmami przenoszenia energii w trakcie wrzenia w dużej objętości jest konwekcja naturalna, ciepło parowania oraz lokalnie wymuszona konwekcja związana z ruchem pęcherzy gazowych. Przy niskich ciśnieniach wpływ ciepła parowania zmniejsza się na rzecz konwekcji wymuszonej.

McGillis i inni [10] zauważyli znaczne przesunięcie krzywej wrzenia w kierunku wyższych temperatur przegrzania oraz obniżenie się krytycznego punktu wrzenia. Jak zaobserwowali oraz obliczyli, spośród właściwości fizykochemicznych cieczy, największy wpływ na przenoszenie ciepła ma napięcie powierzchniowe, wyższe w tych warunkach o 20% niż przy ciśnieniu atmosferycznym, oraz 100 krotnie wyższa objętość właściwa pary (rys. 2).



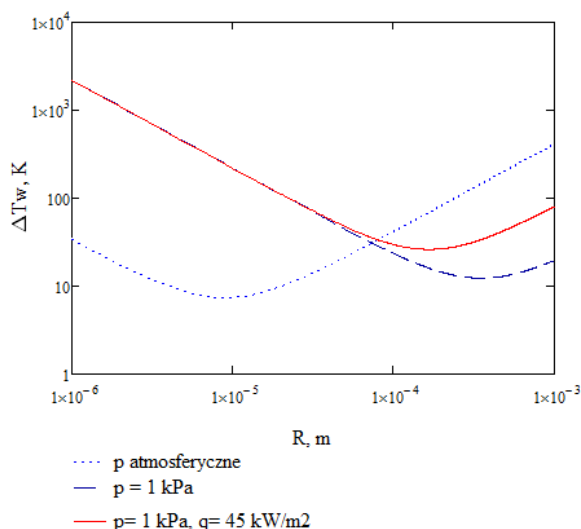
Rys. 2. Wpływ ciśnienia na objętość właściwą pary, na podstawie [12]

Schnabel i inni [4] badali rodzaje wymiany ciepła w parowaczach systemów adsorpcyjnych. Zauważyli, że obróbka powierzchni grzejnej ma istotne znaczenie na zmianę rodzaju wrzenia. Zwiększenie chropowatości powierzchni poprzez piaskowanie powoduje obniżenie przegrzania wymaganego do rozpoczęcia wrzenia rozwiniętego o 5 K. Ponadto niskie ciśnienia charakteryzują się zwiększeniem wpływu napełnienia zbiornika na wymianę ciepła (większa zmiana temperatury nasycenia). Wpływ ten jest pomijany przy ciśnieniu atmosferycznym.

Wyniki obliczeń równania (2) dla ciśnienia atmosferycznego oraz 1 kPa w funkcji średnicy szczelin przedstawiono na wykresie poniżej (rys. 3). W zależności od panującego ciśnienia oraz strumienia ciepła inne wielkości szczelin na powierzchni prowadzą do różnych przegrzań. Konieczność przegrzania warstwy cieczy o grubości równej promieniowi szczeliny (rys. 1) prowadzi do istnienia takiej średnicy, dla której przegrzanie ścianki będzie najniższe (wzrost strumienia ciepła wymaganego do podgrzania tej warstwy cieczy będzie większy niż spadek strumienia ciepła spowodowany zwiększeniem średnicy).

Wraz ze zwiększeniem gęstości strumienia ciepła wzrasta przegrzanie ścianki oraz maleją minimalne średnice. Najniższe możliwe przegrzanie ścianki jest większe dla obniżonych ciśnień.

Wielkość minimalnych szczelin możliwych do aktywacji przy ciśnieniu 1 kPa jest większa (ok. 0,02 mm dla 1 kPa, oraz ok. 0,0001 mm przy ciśnieniu atmosferycznym), oznacza to, że ilość dostępnych zarodków jest mniejsza, co prowadzi do nierównomiernego rozkładu temperatury ścianki, oraz obniżenia gęstości strumienia ciepła poprzez zmniejszenie znaczenia utajonego ciepła parowania i zmniejszenie mieszania cieczy dzięki odrywającym się pęcherzom gazowym. Zbyt mała liczba miejsc powstawania pęcherzy gazowych prowadzi do powstawania obszarów, przy których znajduje się ciecz przegrzana, ale niezminiająca fazy.

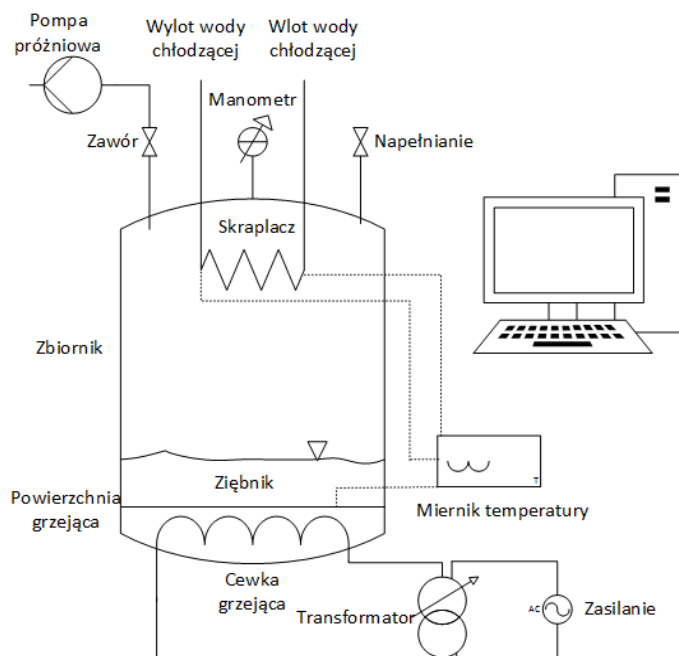


Rys. 3. Przegrzanie ścianki w zależności od średnicy porów i ciśnienia. Obliczenia dla $q = 10 \text{ kW/m}^2$ (linie granatowe), oraz dla $q = 45 \text{ kW/m}^2$ (czerwona linia)

3. STANOWISKO BADAWCZE

W celu eksperymentalnego sprawdzenia wpływu podciśnienia na proces wrzenia przeprowadzono wstępne badania dla wody destylowanej wrzącej nad płaską powierzchnią grzejną w ciśnieniach od 1,8 kPa do 10 kPa.

Stanowisko badawcze widoczne na rys. 4 składa się ze szklanego cylindra o średnicy 77 mm. Powierzchnia grzejąca zrobiona z miedzi o przyjętej chropowatości $Ra = 0,02$ mm posiada grzałkę elektryczną o mocy nastawianej transformatorem (mierzony zakres od 11 kW/m^2 do 43 kW/m^2). Skraplacz ma za zadanie utrzymanie ciśnienia oraz wysokości cieczy wrzącej na stałym poziomie. W pokrywie zbiornika znajdują się porty na pompę próżniową, manometr, wejście i wyjście cieczy chłodzącej skraplacz oraz port do napełniania zbiornika czynnikiem. Temperatura ścianki mierzona jest przez miernik oporowy, temperaturę nasycenia przeliczono z ciśnienia. W trakcie pomiarów zbiornik był zaizolowany matą piankową.

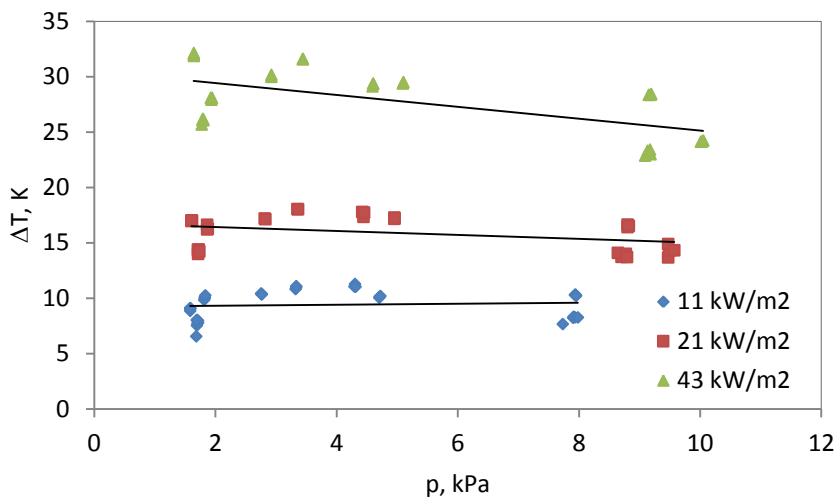


Rys. 4. Schemat wykorzystanego stanowiska badawczego

4. WYNIKI

Poniższy wykres (rys. 5) przedstawia zbadane wartości przegrzania ścianki w zależności od ciśnienia nasycenia, oraz od gęstości strumienia ciepła. Zaobserwowano wzrost przegrzania ścianki wraz ze wzrostem gęstości strumienia ciepła. Wartości te są zbliżone do wyników obliczeń na podstawie wzoru (2). Najniższe średnie przegrzanie (9,8 K, stałe) uzyskano dla najniższej gęstości strumienia ciepła (11 kW/m^2). Dla wyższych gęstości strumienia ciepła zanotowano bardziej widoczny spadek przegrzania w zależności od ciśnienia. Dla 21 kW/m^2 spadek ten wynosił 1 K (z 16 K przy 1,8 kPa na 15 K przy 9,5 kPa), natomiast dla 43 kW/m^2 5 K (z 30 K dla 1,8 kPa do 25 K dla 10 kPa).

Obserwowane średnie przegrzanie ścianki jest niższe od wyliczonego. Najprawdopodobniej spowodowane jest to niejednorodnością szczelin znajdujących się na powierzchni oraz stratami ciepła z otoczenia. Duży rozrzut pomiędzy poszczególnymi wynikami eksperymentu pochodzi z błędów pomiarowych – temperatura ścianki podczas oderwania pęcherza jest wyższa niż w trakcie jego wzrostu.



Rys. 5. Wyniki eksperymentu – przegrzanie ścianki jako funkcja ciśnienia, w zależności od gęstości strumienia ciepła

Przegrzanie ścianki ΔT nawet dla najniższej zbadanej gęstości strumienia ciepła q mieści się w przedziale 8-11 K. Jest to wartość zbyt duża dla urządzenia chłodniczego, w którym przegrzanie maksymalne nie powinno być większe niż 5 K. Oznacza to konieczność stosowania metod intensyfikacji wrzenia skupiających się na obniżeniu temperatury ścianki.

5. PODSUMOWANIE

Niskie ciśnienie powoduje zmianę udziału poszczególnych mechanizmów wymiany ciepła podczas wrzenia. Poprzez zmniejszenie ilości zarodków nukleacji dochodzi do spadku znaczenia ciepła parowania. Prowadzi to do obniżenia gęstości strumienia przewodzonego ciepła oraz niedostatecznego chłodzenia przegrody wymiany ciepła (wzrost przegrzania ścianki).

Zmniejszenie ilości zarodków nukleacji powoduje rzadsze odrywanie się pęcherzy parowych, prowadząc do zmniejszenia ciepła przekazywanego drogą konwekcji wymuszonej. Jej udział procentowy rośnie kosztem udziału ciepła parowania ponieważ obniża się całkowity strumień ciepła.

Dla każdej kombinacji gęstości strumienia ciepła i ciśnienia istnieje chropowatość powierzchni dająca najmniejszą temperaturę przegrzania powierzchni.

Przegrzanie ścianki przy podciśnieniach charakteryzuje się większą czułością na wykończenie powierzchni. Minimalne promienie aktywnych zarodków nukleacji są większe o dwa rzędy wielkości.

LITERATURA

- [1] **Halon T., Zajączkowski B., Królicki, Z.:** *Modelowanie współczynnika efektywności ziębniczej w adsorpcyjnym systemie trigeneracyjnym*, *Chłodnictwo*, Wydanie 48, numer 11, 12–17, 2013.
- [2] **Ponter A. B., Haigh C.P.** *Sound emission and heat transfer in low pressure pool boiling*, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Volume 12, 4, 413–418, 1969, DOI: 10.1016/0017-9310(69)90137-9.
- [3] **Yanagi, H., Asano, T., Iwase, K., & Komatsu, F.,** *Development of adsorption refrigerator using a direct contact condensation and evaporation on sprayed water*, *International Sorption Heat Pump Conference 1999*, Munich, Germany, 24-25.05.1999, 671–676, 1999.
- [4] **Schnabel, L., Scherr, C., & Weber, C. (2008).** *Water as refrigerant – experimental evaluation of boiling characteristics at low temperatures and pressures*, VII Minsk International Seminar Heat Pipes, Heat Pumps, Refrigerators, Power Sources, Minsk, Belarus, September 8-11 2008, 322-330, 2008
- [5] **Choon, N. K., Chakraborty, A., Aye, S. M., & Xiaolin, W.,** *New pool boiling data for water with copper-foam metal at sub-atmospheric pressures: Experiments and correlation*, *Applied Thermal Engineering*, Volume 26, 11-12, 1286–1290, 2006, DOI:10.1016/j.applthermaleng.2005.10.028
- [6] **Fazel, S., Roumana, S.,** *Pool boiling heat transfer to pure liquids*, WSEAS Conference: Continuum Mechanics, Fluid, Heat, University of Cambridge, UK, 23-25.02.2010, 211–216, 2010.
- [7] **Muruganatham, R., Vignesh G., Vignesh R., Madhan P., Kathiravan R.,** *Pool boiling characteristics of water over a horizontal stainless steel tube heater*, *International Journal of Mechanical and Production Engineering*, Volume 1, 2, 23–29, 2013, DOI: IJMPE-IRAJ-DOI-353.
- [8] **W. Rohsenow, J. Hartnett, Y. Cho,** *Handbook of heat transfer*, McGraw-Hill, 15, 1998.
- [9] **Raben I. A., Beaubouef R. T., Commerford G. E.,** *A study of heat transfer in nucleate pool boiling of water at low pressure*, *Chemical Engineering Progresses Symposium Series Number 61, 57*, 249-257, 1965.
- [10] **McGillis W. R., Carey V. P., Fitch J. S., Hamburgers W. R.,** *Pool boiling enhancement techniques for water at low pressure*, *Proceeding of 7th IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium*, Phoenix, United States, 12-14.02.1991, 64-72, 1991, DOI: 10.1109/STHERM.1991.152914.
- [11] **Pirotto, I. L., Rohsenow W., Doerffer S.S,** *Nucleate pool-boiling heat transfer. I: review of parametric effects of boiling surface*. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 47, 5033–5044, 2004, DOI:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.06.019.
- [12] **Bell, I. H., Wronski, J., Quoilin, S., Lemort, V.,** *Pure and Pseudo-pure Fluid Thermophysical Property Evaluation and the Open-Source Thermophysical Property Library CoolProp, Industrial & Engineering Chemistry Research*, Volume 53, 6, 2498-2508, 2014, DOI: 10.1021/ie4033999.



Analiza zachowania się zbiornika ciśnieniowego po nagłym pęknięciu

AUTOR: Janusz Wach^{a,*}

^aZakład Inżynierii i Technologii Energetycznych, Instytut I-20, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: wach@pwr.edu.pl, tel. 71 320 37 63

STRESZCZENIE

Motywacją analizy jest zagadnienie bezpieczeństwa związane z funkcjonowaniem reaktora termojądrowego ITER, gdzie elementem infrastruktury są zbiorniki ciśnieniowe o objętości 100 m³ i 330 m³, w których składowany jest azot i hel pod ciśnieniem odpowiednio 40 i 25 bar. Analiza związana jest zachowaniem się zbiornika po nagłym otwarciu spowodowanym przyczynami losowymi jak np. trzęsienie ziemi i dotyczy oszacowania energii i siły odrzutu. Jednym z celów tej analizy było określenie warunków do przeprowadzenia eksperymentu w małej skali, do określenia wielkości strefy zagrożonej wysokim ciśnieniem mogącym być przyczyną poważnych uszkodzeń ciała np. słuchu lub rozerwania płuc.

SŁOWA KLUCZOWE: *wybuch fizyczny, analiza bezpieczeństwa*

1. WPROWADZENIE

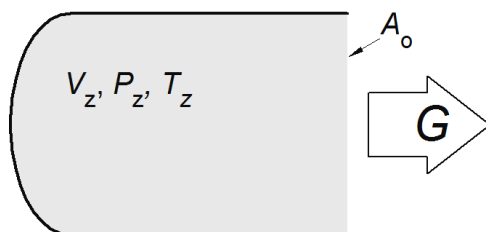
Zbiorniki ciśnieniowe są stosowane w różnych gałęziach przemysłu głównie do składowania gazów. Małe zbiorniki są wystarczająco wytrzymałe a ponadto zgromadzona w nich energia nie jest na tyle duża by stanowiły one poważne zagrożenie dla bezpieczeństwa nawet w przypadku katastrof takich jak na przykład trzęsienie ziemi. Tego nie można powiedzieć o dużych zbiornikach o objętości rzędu setek metrów sześciennych, których rozerwanie może mieć poważne skutki. Przykładem jest eksperymentalny reaktor termojądrowy ITER, budowany w Cadarache we Francji siłami krajów Unii Europejskiej oraz USA, Japonii i innych, w którym duże zbiorniki gazu są elementem infrastruktury. Są to zbiorniki o objętościach 100 m³ i 330 m³, przeznaczone na składowanie dużych ilości azotu i helu pod ciśnieniem odpowiednio 40 i 25 bar. Katastrofa elektrowni jądrowej w Fukushima z roku 2011 spowodowała, że zaostrzono wymagania bezpieczeństwa związane projektowaniem instalacji nuklearnych, do których zalicza się ITER. Dlatego konieczna stała się analiza bezpieczeństwa związana ze zniszczeniem zbiorników ciśnieniowych spowodowanym trzęsieniem ziemi. Wynika to z faktu, że najważniejszy element projektu badawczego, reaktor ITER, jest posadowiony na płycie tektonicznej, która chroni go od

wstrząsów tektonicznych, natomiast ze względu na koszty inne elementy infrastruktury, do których zalicza się zbiorniki na azot i hel, są umieszczone poza nią, co naraża je na skutki trzęsienia ziemi.

Najgorszym scenariuszem, który trzeba wziąć pod uwagę jest całkowite rozerwanie się zbiorników i związany z tym wybuch fizyczny. Analiza taka [1] dotycząca określenia strefy rażenia, czyli obszaru objętego podwyższonym ciśnieniem o wartości powodującej trwale uszkodzenie ciała ($>0,35$ bar – uszkodzenie błony bębenkowej, >2 bar – rozerwanie płuc) była dokona w ITER i bazowała na modelu TNT zaproponowanego przez Paulsena [2]. Podobną analizę [3] przeprowadzono również na Wydziale Mechaniczno-Energetycznym Politechniki Wrocławskiej w oparciu o model termodynamiczny, według którego rozmiar strefy zagrożenia był znacznie niższy. Konieczne więc stało się doświadczalne zweryfikowanie modeli, przez zmierzenie rozkładu ciśnienia w funkcji odległości od rozrywanego zbiornika podczas eksperymentów w małej skali. Do zaprojektowania instalacji doświadczalnej potrzebne są dane o zachowaniu się zbiornika testowego pozwalające na określenie niezbędnych środków bezpieczeństwa w tym przede wszystkim określenie ilości energii odrzutu, która ma być pochłonięta. Niniejsza praca jest elementem tej analizy, a wnioski z niej płynące mogą ponadto mieć zastosowanie do oceny zachowania się zbiorników w skali właściwej dla instalacji ITER.

2. OBLICZENIE SIŁY I ENERGII ODRZUTU ZBIORNIKA PO NAGŁYM OTWARCIU

Szkic do analizy problemu przedstawia rysunek 1. Zbiornik o objętości V_z jest napełniony gazem do ciśnienia P_z i temperatury T_z . W pewnym momencie zostaje usunięte jego dno lub w dnie powstaje otwór o polu przekroju A_o .



Rys. 1. Szkic do obliczeń siły odrzutu zbiornika po nagłym otwarciu

W następstwie tego dochodzi do wyrzucenia gazu przez otwór i zbiornik zaczyna się poruszać pod wpływem siły będącej sumą dwóch składników. Składnik pierwszy to siła wynikająca z odrzutu gazów i może być wyznaczona z bilansu pędu układu zbiornik – gaz. Drugi składnik to efekt niezerównoważenia ciśnienia w przekroju wylotowym o powierzchni A_o objawiający się powstaniem siły na powierzchni ściany znajdującej się naprzeciwko otworu. W obliczeniach nie uwzględnia się siły tarcia, jako że chodzi o określenie maksymalnej siły z jaką musi sobie poradzić konstrukcja nośna zbiornika. Przyjmując założenie, że ciśnienie wewnątrz zbiornika jest takie samo we wszystkich jego punktach, to siłę wypadkową F działającą na zbiornik podczas wyładowania gazów wylicza się ze wzoru:

$$F(t) = G \cdot w + A_0 [p(t) - P_o] \quad (1)$$

gdzie: G jest masowym strumieniem wypływu gazu, w prędkością wylotową gazu, A_0 polem przekroju otworu wylotowego oraz $p(t)$ ciśnieniem panującym wewnątrz zbiornika w funkcji czasu. Człon pierwszy reprezentuje odrzut gazów (zmianę pędu) zaś drugi działanie ciśnienia. Równanie ruchu w postaci różniczkowej ma więc postać:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{G \cdot w}{m_z} + \frac{A_0}{m_z} [p(t) - P_o] \quad (2)$$

gdzie: m_z – masa zbiornika. Zakłada się, że wypływ gazu ze zbiornika jest określony równaniami jak dla kanału (dysza Bendemanna), czyli dla stosunku ciśnień p/P_o większego od wartości krytycznej wypływ zachodzi z prędkością krytyczną zaś dla mniejszych z podkrytyczną. Zatem ostatecznie prędkość wypływu w określają równania:

$$w(p, \rho) = \begin{cases} \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \frac{p}{\rho} \left[1 - \left(\frac{P_o}{p} \right)^{(\kappa-1)/\kappa} \right]} & \text{dla } \beta_{kr} < \frac{P_o}{p} \\ \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa+1} \frac{p}{\rho}} & \text{dla } \beta_{kr} > \frac{P_o}{p} \end{cases} \quad (3)$$

podczas gdy masowy strumień G wypływu ze zbiornika wyniesie odpowiednio:

$$G(p, \rho) = \begin{cases} A_o \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \frac{p}{\rho} \left[\left(\frac{P_o}{p} \right)^{2/\kappa} - \left(\frac{P_o}{p} \right)^{(\kappa-1)/\kappa} \right]} & \text{dla } \beta_{kr} < \frac{P_o}{p} \\ A_o \sqrt{p\rho\kappa \left(\frac{2\kappa}{\kappa+1} \right)^{(\kappa+1)/(\kappa-1)}} & \text{dla } \beta_{kr} > \frac{P_o}{p} \end{cases} \quad (4)$$

gdzie wartość β_{kr} krytycznego stosunek ciśnień P_o/p określa równanie:

$$\beta_{kr} = \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\kappa/(\kappa-1)} \quad (5)$$

W powyższych wzorach κ jest wykładnikiem izentropy a ρ gęstością gazu w zbiorniku. Do przeprowadzenia obliczeń potrzebne są jeszcze równania opisujące zmiany gęstości ρ ciśnienia p i temperatury T w zbiorniku. Do ich wyboru potrzebne są dodatkowe założenia i są nimi: założenie, że gaz zachowuje się jak gaz doskonały, oraz że wyładowanie ma charakter adiabatyczny, co jest uzasadnione faktem, iż zjawisko trwa zaledwie dziesiątki milisekund. Ostatecznie do obliczeń wchodzi: równanie adiabaty (7) raz równanie Clapeyrona (8) i równanie bilansu masy gazu w zbiorniku (6). Postać ostatniego wynika z faktu, że zmiana gęstości jest prostym efektem ubytkiem gazu ze zbiornika z masowa szybkością wypływu G :

$$\frac{d\rho}{dt} = -\frac{G}{V_z} \quad (6)$$

$$T = T_z \left(\frac{\rho}{\rho_z} \right)^{\kappa-1} \quad (7)$$

$$p = \rho RT \quad (8)$$

W powyższych wzorach T_z oraz ρ_z są odpowiednio temperaturą i gęstością początkową w zbiorniku a R indywidualną stałą gazową. Aby obliczyć energię, jaką uzyska zbiornik po nagłym otwarciu należy wyznaczyć przebieg prędkości w czasie $v(t)$ rozwiązując układ równań (2–8).

3. NUMERYCZNE ROZWIĄZANIA UKŁADU RÓWNAŃ

W celu numerycznego rozwiązania układu (2–8) wystarczy zastosować prosty schemat różnicowy oparty na kroku całkowania Δt . Wartości obliczane w następnej chwili są oznaczane symbolem *bis* zaś w chwili bieżącej *prim*. Kompletny układ równań przedstawia się następująco:

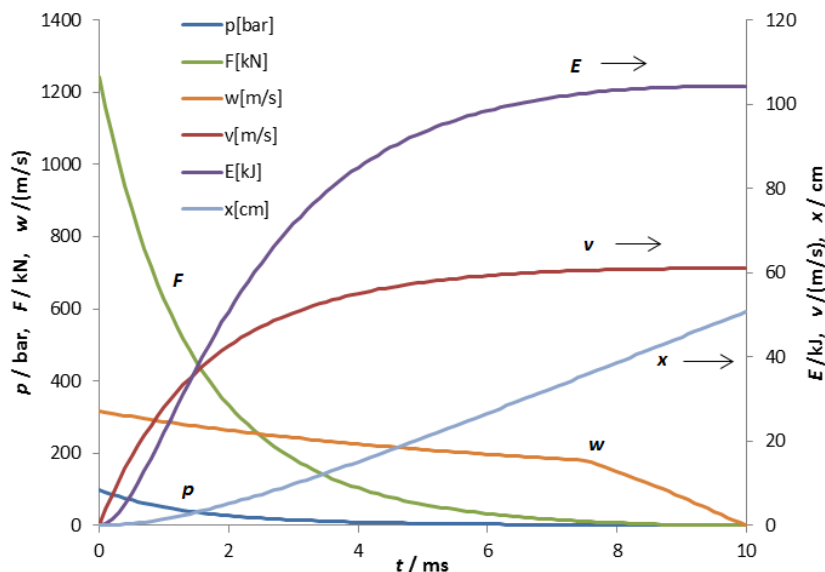
$$\begin{aligned} \rho'' &= \rho' - \frac{\Delta t}{A_o} G(p', \rho') \\ v'' &= v' + \frac{\Delta t}{m_z} [G(p', \rho') \cdot w(p', \rho') + A_o (p' - P)] \\ T'' &= T_z \left(\frac{\rho''}{\rho_z} \right)^{\kappa-1} \\ p' &= \rho'' RT' \\ x'' &= x' + \Delta t \cdot v' \end{aligned} \quad (9)$$

Tu x oznacza położenie zbiornika. Ostatnie równanie jest równaniem ruchu w oczywistej postaci $v = dx/dt$. Konieczne do uzyskania rozwiązania warunki początkowe ($t = 0$) wynoszą: $x' = 0$, $\rho' = \rho_z$, $v' = 0$, $T' = T_z$ oraz $p' = \rho_z RT$. Obliczenia są kończone z chwilą, gdy ciśnienie p w zbiorniku osiągnie wartość ciśnienia otoczenia $P_o = 10^5$ Pa.

4. WYNIKI OBLICZEŃ

Obliczenia przeprowadzono dla różnych gazów, ciśnień początkowych P_z oraz objętości zbiornika V_z . Punktem odniesienia są obliczenia dla powietrza $R = 287$ J/(kg K), $\kappa = 1,4$ oraz masy zbiornika 56 kg, objętości $V_z = 100$ L, ciśnienia $P_z = 100$ bar i temperatury $T_z = 300$ K, co odpowiada parametrom przyjętym dla zbiornika do testów wybuchu w małej skali. Energia zbiornika liczona jest, jako $m_z v^2/2$. Przebiegi zmian siły F , energii kinetycznej zbiornika E , prędkości zbiornika v , prędkości wylotowej

gazu w , zmian ciśnienia p oraz przemieszczenia zbiornika x w funkcji czasu prezentuje rysunek 2.



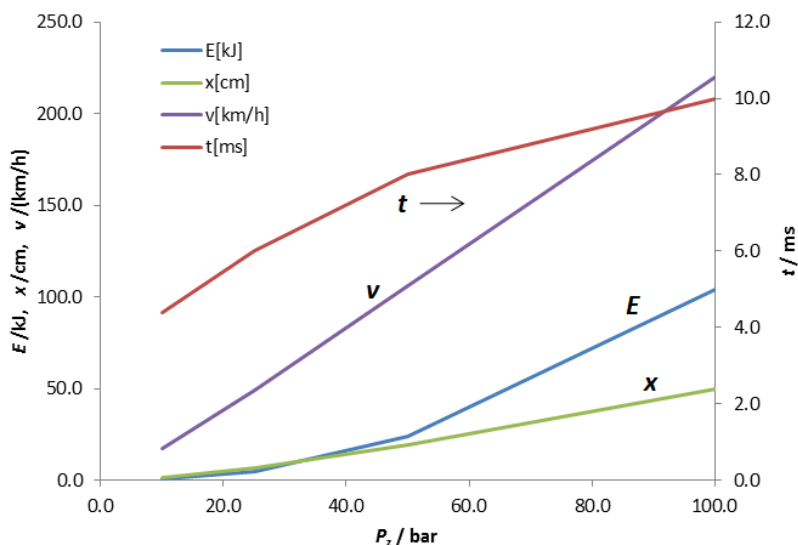
Rys. 2. Przebiegi ciśnienia gazu w zbiorniku p , siły działającej na zbiornik F , prędkości zbiornika v , prędkości wylotowej gazu w , przemieszczenia x zbiornika i jego energii E w czasie wyładowania

Wyniki obliczeń końcowej energii ruchu E , czasu wypływu ze zbiornika t_{max} , końcowej prędkości zbiornika v_k oraz drogi x_k , na której zachodzi wyładowanie dla różnych ciśnień P_z przy pozostałych parametrach bez zmian pokazuje tabela 1.

Tabela 1. Parametry ruchu dla różnych ciśnień P_z

	Ciśnienie początkowe P_z w zbiorniku w bar			
	100 bar	50 bar	25 bar	10 bar
Energia końcowa ruchu E/kJ	104	24	5	0,6
Czas wypływu t_{max}/ms	10	8	6	4,4
Prędkość zbiornika $v_k/(km/h)$	220	106	49	17
Przemieszczenie x/cm	50	19	7	1,5

Te same parametry w formie graficznej pokazuje wykres z rysunku 3. Jak widać prędkość końcowa v_k jaką uzyskuje zbiornik po całkowitym rozładowaniu gazu zależy linowo od ciśnienia początkowego P_z . Z obliczeń wynika też, że energia końcowa ruchu E nie zależy od przekroju wylotowego A_o .



Rys. 3. Przebiegi parametrów ruchu w funkcji początkowego ciśnienia gazu w zbiorniku P_z

Wpływ objętości V_z zbiornika, przy zachowaniu proporcji wymiarów i proporcjonalnym przeskalowaniu jego masy m_z , oraz pozostałych parametrach jak w przypadku referencyjnym pokazuje tabela 2.

Tabela 2. Wpływ objętości V_z zbiornika na parametry ruchu

V_z / L	50	40	25	12,5
D_w / mm	400	300	200	100
m_z / kg	56	46	28	14
E / kJ	104	81	52	26
t_{max} / ms	10	14	19	40
x / cm	50	70	101	204
$v_k / (km/h)$	220	214	220	220

Łatwo zauważyć, że prędkość końcowa v_k nie zależy od objętości zbiornika natomiast końcowa energia ruchu zmienia się liniowo wraz z nią. Zależność energii i prędkości w zależności od rodzaju gazu pokazuje tabela 3.

Tabela 3. Wpływ rodzaju gazu na parametry ruchu

Gaz	E / kJ	$v_{max} / (km/h)$
He	12	72
CO ₂	176	286
H ₂	11	72
N ₂	100	216
Powietrze	104	220

5. WNIOSKI

Prędkość końcowa zbiornika zależy liniowo od ciśnienia początkowego P_z . W celu zmniejszenia energii końcowej lepiej obniżyć ciśnienie początkowe P_z niż objętość V_z (i masę), gdyż E maleje z kwadratem dla P_z oraz liniowo dla V_z . Istotne jest to, że energia końcowa zbiornika nie jest równa energii zgromadzonej w zbiorniku, którą można wyznaczyć [1] ze wzoru:

$$E = P_z V_z \ln\left(\frac{P_z}{P_o}\right) \quad (10)$$

Energia zgromadzona w zbiorniku w postaci sprężonego gazu dla parametrów odniesienia liczona ze wzoru (10) wynosi 4,8 MJ, podczas gdy wyznaczona energia ruchu jest ponad 44 razy mniejsza i wynosi 104 kJ. Oznacza to, że praktycznie cała energia, bo aż 98%, zmagazynowana w zbiorniku jest przekształcona w energię kinetyczną gazów. Średnica wylotowa D_w nie zmienia energii oraz prędkości końcowej wydłuża jedynie czas wypływu. Stąd zmiany proporcji zbiornika ani sposób i wielkość pęknięcia nie mają znaczenia dla sposobu rozdziału energii pomiędzy energię kinetyczną zbiornika i gazów. W praktyce niezależnie od sposobu pochłaniania energii odrzutu skutki rażenia, czyli rozkład ciśnienia wybuchu wokół zbiornika będzie praktycznie taki sam. Przy tych samych parametrach termodynamicznych energia odrzutu zależy od rodzaju gazu i w przypadku helu jest prawie dziesięć razy mniejsza niż dla azotu lub powietrza, co z kolei oznacza, że przechowywanie w helu postaci sprężonej stanowi mniejsze zagrożenie dla konstrukcji nośnej zbiornika, w przypadku zajścia wybuchu fizycznego, niż azotu lub powietrza.

LITERATURA

- [1] **M. Iseli**, *He-storage tank hazard*, ITER Memo, 1.09.2011.
- [2] **SS Paulsen**, *Pressure Systems Stored-Energy Threshold Risk Analysis*, PNNL-18696, Pacific Northwest National Laboratory Richland, Washington 99352, 08.2009.
- [3] **M. Chorowski, M. Grabowski, A. Jędrusyna, J. Wach**, *Analysis of He-storage tank physical blasting pressure hazard. Theoretical modelling and experimental results*. Raport dla ITER w ramach kontraktu ITER/CT/08/516 Task 2.3, 04.2014.



Modelowanie trójzłożowej chłodziarki adsorpcyjnej

AUTORZY: Piotr Pyrka^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Maciej Chorowski^a

^a Zakład Automatyki i Kriogeniki, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: piotr.pyrka@pwr.edu.pl, tel. 71 320 45 28

STRESZCZENIE

Praca omawia możliwość skonstruowania trójzłożowej chłodziarki adsorpcyjnej wykorzystującej parę roboczą woda–silikażel i pozwalającej na konwersję niskotemperaturowego ciepła (o temperaturze około 60 °C) na chłód. Chłodziarka taka mogłaby być zasilana ciepłem sieciowym pochodzącym z kogeneracji. Zastosowanie trzech adsorberów pozwala na zróżnicowanie ciśnienia adsorpcji i podwyższenie efektywności termodynamicznej urządzenia za cenę wytwarzania mocy chłodniczej na dwóch poziomach temperatury. Opisano budowę i zasadę działania takiej chłodziarki. Procesy zachodzące w chłodzarce adsorpcyjnej mogą zostać zamodelowane w oparciu o równania różniczkowe o stałych skupionych. Praca zawiera model matematyczny chłodziarki oraz wyniki symulacji pozwalające na optymalizację cyklu chłodziarki.

SŁOWA KLUCZOWE: *trigeneracja, adsorpcja, silikażel, modelowanie*

1. WPROWADZENIE

Trigeneracja jest systemem pozwalającym na równoczesne wytwarzanie energii elektrycznej, ciepła i chłodu, przy czym chłód jest uzyskiwany przy wykorzystaniu technologii sorpcyjnych i z użyciem ciepła pochodzącego z kogeneracji. Efektywny system trigeneracyjny powinien mieć zdolność konwersji na chłód ciepła o jak najniższej temperaturze, co pozwala na uzyskanie wysokiej efektywności kogeneracji. Dostępne komercyjnie technologie absorpcyjne (chłodziarki z wodnym roztworem BrLi) pozwalają na wykorzystanie ciepła o temperaturze nie niższej niż około 85 °C. Mogą one być zespolone z systemami kogeneracyjnymi w bezpośrednim sąsiedztwie kogeneratorów, ale nie mogą być zasilane pochodzącym z kogeneracji ciepłem rozprowadzanym sieciami ciepłowniczymi i charakteryzującym się w okresie letnim temperaturą wynoszącą około 65 °C.

Prowadzone są obecnie badania nad technologiami umożliwiającymi konwersję ciepła o niższych parametrach. Najbardziej obiecującymi wynikami charakteryzują się chł-

dziarki adsorpcyjne działające na parze adsorbent – adsorbat: silikażel – woda. Niniejsza praca zajmuje się szczególnym przypadkiem takiej chłodziarki: trójzłożową dwuparownikową chłodziarką adsorpcyjną.

1.1. TRÓJZŁOŻOWA CHŁODZIARKA ADSORPCYJNA SILIKAŻEL - WODA

Opisywana chłodziarka posiada trzy adsorbery. Jest to dość nietypowa konfiguracja ponieważ najczęściej spotyka się chłodziarki dwu- lub cztero- złożowe. Nieparzysta liczba złożów jest nowatorskim rozwiązaniem umożliwiającym efektywniejsze wykorzystanie zdolności adsorpcyjnych złoża przy pojedynczym cyklu pracy urządzenia. Równowaga adsorpcyjna złoża jest funkcją temperatury i ciśnienia. Temperatura złoża jest podnoszona w trakcie jego regeneracji, w pozostałych cyklach pracy złożo jest chłodzone wodą chłodzącą i jego temperatura jest bezpośrednio związana z temperaturą tej wody. Chłonność złoża, czyli wielkość określająca jaką masę wody jest w stanie zaadsorbować 1 kg silikażelu, w takim przypadku jest zależna tylko od ciśnienia i wraz z jego wzrostem zwiększa się jej wartość. Proces adsorpcji prowadzony pod wysokim ciśnieniem byłby optymalny ze względu na wykorzystanie chłonności złoża jednak z ciśnieniem sztywno skorelowana jest temperatura wrzenia wody. W parowniku (parowaczu) intensywnie parująca woda pod zmniejszonym ciśnieniem odbiera ciepło od przepływającej przez rurki wody lodowej generując tym samym moc chłodniczą. Temperatura wody lodowej jaką jesteśmy w stanie osiągnąć przez chłodziarkę jest więc związana z ciśnieniem panującym w parowniku i najniższe temperatury wody lodowej są osiągalne przy niskim ciśnieniu prowadzenia procesu adsorpcji. Istnieje więc konieczność wyboru pomiędzy niską temperaturą uzyskiwanego chłodu, a efektywnością urządzenia. W dwuparownikowej chłodziarce zastosowano kompromis pomiędzy efektywnością, a temperaturą uzyskiwanego chłodu. Moc chłodnicza generowana jest w dwóch parownikach na dwóch poziomach temperatury. Takie rozwiązanie umożliwi wytwarzanie mocy chłodniczej na niskim poziomie temperatury, przy niskim ciśnieniu nie pozwalającym na efektywne wykorzystanie chłonności złoża oraz mocy chłodniczej na nieco wyższym poziomie temperatury (4–8 °C różnicy) przy wyższym ciśnieniu zapewniającym dużą efektywność wykorzystania złoża. Jest to obecnie najbardziej efektywny sposób odbierania chłodu z chłodziarek adsorpcyjnych. Można sobie wyobrazić chłodziarki z większą liczbą poziomów generowania mocy chłodniczej. Umożliwiłoby to pracę bliżej warunków równowagi, jednak nakłady inwestycyjne na bardziej skomplikowane urządzenie i kolejne sieci odbioru chłodu byłyby niewspółmiernie wyższe od zysków z poprawy sprawności.

1.2. ADSORBENT – TERMICZNA SPRĘŻARKA CHŁODZIARKI

Chłodziarka posiada trzy adsorbery – są to złoża wypełnione adsorbentem. Złoża zostały zaopatrzone w instalację umożliwiającą zarówno ich ogrzewanie jak i chłodzenie. Adsorbent jest materiałem o bardzo rozwiniętej powierzchni. Powierzchnia jednego grama typowego adsorbentu ma wielkość około 300–800 m². Tak duże rozwinięcie powierzchni umożliwia prowadzenie procesów powierzchniowych, adsorpcja jest przykładem takiego procesu.

Adsorpcja jest wiązaniem się adsorbentu z powierzchnią adsorbentu. Adsorbentem najczęściej są cząsteczki, jednak mogą to być również atomy lub jony. Siły które powodują utrzymywanie adsorbentu na powierzchni mogą mieć charakter fizyczny – mówimy wtedy o adsorpcji fizycznej, lub siły te mogą mieć charakter chemiczny – taki proces nazywamy adsorpcją chemiczną inaczej chemisorpcją. Siły wiązania w adsorpcji chemicznej są znacznie większe niż w przypadku adsorpcji fizycznej w efekcie czego jest niemożliwe lub bardzo ciężkie przeprowadzenie procesu odwrotnego – desorpcji.

W przypadku adsorpcji fizycznej za wiązanie adsorbentu na powierzchni adsorbentu odpowiadają oddziaływania van der Waals'a. Są to najsłabsze oddziaływania międzycząsteczkowe, oddziaływania te powstają pomiędzy dwoma momentami dipolowymi z czego jeden z nich jest indukowany przez drugi trwały moment dipolowy, a w przypadku cząsteczek pozbawionych trwałego momentu dipolowego chwilowy moment dipolowy powstający przez fluktuację chmur elektronowych. Oddziaływania te odpowiadają między innymi za skraplanie gazów szlachetnych. Są one jednak na tyle słabe, że już drgania termiczne przy dość niskiej temperaturze mogą rozrywać te wiązania [1]. Ta własność wykorzystana jest w chłodziarce adsorpcyjnej podczas regeneracji złoża – podniesienie temperatury adsorbentu już o 25-40 °C jest wystarczające do zerwania większości wiązań adsorbent – adsorbent, tym samym przesunięcia równowagi procesu w kierunku desorpcji.

Silikażel zwany również żelazem krzemionkowym jest syntetycznie uzyskiwaną porowatą postacią tlenku krzemu (IV) czyli krzemionki. Substancja ta cechuje się wysoką odpornością chemiczną dlatego silikażel jest nietoksyczny i niepalny [2]. W Unii Europejskiej oraz USA został dopuszczony jako dodatek do żywności [3]. Istnieje pewne ryzyko w przypadku powstania pyłu silikażelu, który jest drażniący dla dróg oddechowych i może wywoływać pylicę. Żel krzemionkowy stosowany jest jako pochłaniacz wilgoci (np. w kapsułkach pojemników zawierających tabletki musujące). Z literatury [4] wynika, że najniższa temperatura potrzebna do regeneracji złoża chłodziarki adsorpcyjnej wymagana jest właśnie dla układu silikażel – woda. Badania pokazują, że już temperatura na poziomie 55 °C jest wystarczająca do regeneracji złoża chłodziarki adsorpcyjnej silikażel – woda.

1.3. KORZYŚCI WYNIKAJĄCE Z ZASILANIA CHŁODZIARKI CIEPŁEM O NISKICH PARAMETRACH

Tak niska temperatura zasilania chłodziarki otwiera szereg możliwych zastosowań tego urządzenia. Chłodziarkę można zasilić ciepłem geotermalnym, energią cieplną z kolektorów słonecznych, energią odpadową niektórych procesów lub ciepłem z miejskich sieci ciepłowniczych. Korzystanie z sieci ciepłowniczej lub wspieranie kolektorów słonecznych ciepłem z sieci ciepłowniczej wydają się najbardziej interesującymi rozwiązaniami. Rozwiązania te nie wymagają tak kosztownych instalacji jak w przypadku geotermii, wykorzystanie energii odpadowej może być natomiast zastosowane w zakładach chemicznych lub w innych rozwiązaniach przemysłowych.

Analizując obecne zainteresowanie systemami klimatyzacji w Polsce na tle krajów rozwiniętych można z dużym prawdopodobieństwem przyjąć, że liczba zainstalowanych systemów klimatyzacji będzie rosła. Stosowanie systemów klimatyzacyjnych opartych na chłodziarkach adsorpcyjnych niesie za sobą wiele korzyści zarówno dla użytkowników tych systemów, firm wytwarzających ciepło w procesach kogeneracyjnych, jak i ekologii. Odbiorcom chłodu zależy na niskiej jego cenie: stosując chłodziarkę, która jako źródło energii wykorzystuje znacznie tańszą od energii elektrycznej energię cieplną można się spodziewać oszczędności. Można również liczyć na korzyści z funduszy proekologicznych ze względu na stosowanie rozwiązania znacznie mniej uciążliwych dla środowiska. Kolejnym istotnym faktem jest możliwość zasilania chłodziarki ciepłem z miejskiej sieci ciepłowniczej bez potrzeby jej przebudowy – Polska posiada rozbudowane sieci ciepłownicze, co pozwala na zasilanie chłodziarek adsorpcyjnych ciepłem sieciowym w większości dużych miast naszego kraju. Firmy energetyczne produkujące energię elektryczną i ciepło w skojarzeniu powinny również być zainteresowane rozwojem chłodnictwa opartego na chłodziarkach adsorpcyjnych. Rozwój tego typu rozwiązań zapewniłby odbiór ciepła w miesiącach letnich, a tym samym poprawiłby roczny bilans wykorzystania energii pierwotnej przez te przedsiębiorstwa.

Zwiększenie udziału chłodnictwa sorpcyjnego zmniejsza (w przypadku zastąpienia chłodziarki sprężarkowej) lub nieznacznie tylko zwiększa (w przypadku nowych instalacji) zapotrzebowania na energię elektryczną. Jest to o tyle ważne, że w krajach rozwiniętych obserwuje się duże zapotrzebowanie na energię elektryczną w miesiącach letnich z czego znaczna część tej energii wykorzystywana jest przez układy klimatyzacyjne. Zwiększa to ryzyko przeciążenia sieci energetycznej w najgorętszych dniach roku.

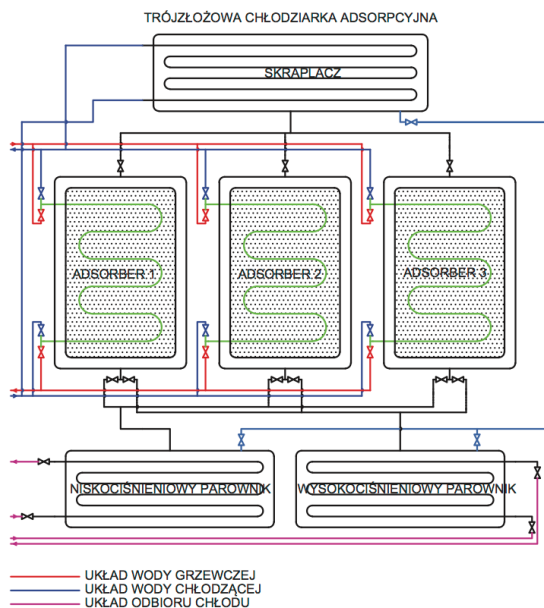
Korzyści ekologiczne z zastosowania chłodziarki adsorpcyjnej są dwojakiej natury. Pierwszą z nich jest brak stosowania niebezpiecznych i uciążliwych dla środowiska czynników roboczych takich jak freony. Druga zaleta tej chłodziarki wynika z zasilania ją energią cieplną. Pozwala to na stosowanie zarówno energii odnawialnych, energii odpadowych lub energii cieplnej z kogeneracji. Wszystkie te rozwiązania niosą ze sobą ograniczenie w emisji CO₂ i zanieczyszczeń powstałych przy konwencjonalnej produkcji energii elektrycznej.

2. ZASADA DZIAŁANIA CHŁODZIARKI ADSORPCYJNEJ

Chłodziarka składa się z 3 głównych elementów: kondensatora (skraplacza), złożów wypełnionych adsorbentem oraz parowaczy (parowników). Schemat urządzenia pokazano na rys. 1. Dzięki procesowi adsorpcji zachodzącemu w złożach z adsorbentem następuje parowanie wody w parownikach. Parowanie odbywa się przy ciśnieniach 500–1200 Pa, czyli zbliżonych do ciśnienia pary nasyconej przy temperaturze około 5 °C (parownik niskociśnieniowy) i około 12 °C (parownik wysokociśnieniowy). Moc chłodniczą uzyskuje się w wyniku parowania wody pod zmniejszonym ciśnieniem. Niskie ciśnienie w parownikach uzyskuje się w wyniku pochłaniania pary wodnej przez adsorbent znajdujący

się w złożach – adsorberach. Złoża te wypełnione są silikazelem, który jest materiałem higroskopijnym (czyli pochłaniającym wodę). Adsorber posiada skończoną chłonność czyli może zaadsorbować określoną ilość adsorbantu (w tym przypadku wody). W podwyższonej temperaturze chłonność adsorbera jest znacznie niższa, co prowadzi do desorpcji części zaadsorbowanego adsorbantu. W efekcie powstaje para wodna, którą skrapla się przy ciśnieniu 3500–5000 Pa w kondensatorze oraz zregenerowane złożo adsorbera.

Wyróżniamy 3 główne etapy cyklu adsorbera. W pierwszym z nich chłodzony adsorber połączony jest z niskociśnieniowym parownikiem. Proces prowadzony jest do momentu, gdy stężenie zaadsorbowanej wody zbliży się do stężenia równowagowego dla tych warunków temperatury i ciśnienia, a tym samym spadnie siła napędowa procesu adsorpcji. W tym momencie przełączany jest parownik z niskociśnieniowego na wysokociśnieniowy. Wzrost ciśnienia powoduje przesunięcia stanu równowagowego w kierunku adsorpcji czyli umożliwia kontynuowanie procesu. Analogicznie do poprzedniego etapu, kończy się on w momencie gdy stężenie adsorbantu zbliży się do stanu równowagi adsorpcyjnej. Następnie adsorber przechodzi w stan regeneracji złoża polegająca na ogrzewaniu adsorbera połączonego ze skraplaczem. Etap ten zamyka sekwencję pracy adsorbera. Podczas pracy chłodziarki każde z trzech złożów jest w innym etapie cyklu (współpraca z parownikiem niskociśnieniowym, parownikiem wysokociśnieniowym lub skraplaczem) zapewniając ciągłą pracę urządzenia.



Rys. 1. Schemat trójzłożowej dwuparownikowej chłodziarki adsorpcyjnej

3. MODEL MATEMATYCZNY

Wewnątrz chłodziarki zachodzi wiele różnych procesów. Znając zależności między nimi oraz właściwości substancji można opisać językiem matematycznym zachowanie danego urządzenia. Ze względu na ograniczony czas oraz koszty obliczeniowe nie jesteśmy w stanie opisać wszystkich procesów i zależności mających miejsce w maszynie. Stosując jednak pewne uproszczenia możemy skonstruować model chłodziarki w oparciu o kilka głównych zależności wpływających na działanie maszyny. Są nimi:

- prawo zachowania masy i energii,
- równowaga adsorpcji w zależności od ciśnienia i temperatury,
- kinetyka procesu adsorpcji.

Model zbudowany na tych równaniach z dobrą dokładności opisuje zachowanie się chłodziarki, może on służyć do symulacji różnych warunków pracy i analizy zachowania urządzenia. Zaletą takiego modelu jest małe zapotrzebowanie na moc obliczeniową. Model ten stanowi również podstawę do stworzenia bardziej zaawansowanych modeli, uwzględniających kolejne czynniki wpływających na pracę urządzenia.

3.1. RÓWNANIA WYKORZYSTANE W MODELU

Do opisu procesu adsorpcji wykorzystano równanie modelu kinetycznego LDF (Linear Driving Force) [10], wzór nr 1:

$$\frac{dq}{dt} = K(T_{sg})(q^* - q) \quad (1)$$

Współczynnik proporcjonalności w równaniu kinetyki procesu adsorpcji obliczony został wg równania 2:

$$K(T_{sg}) = \frac{15D_{s0}}{R_p^2} e^{\frac{-E_a}{RT_{sg}}} \quad (2)$$

Równowaga adsorpcyjna jest funkcją ciśnienia i temperatury. Do jej obliczenia posłużono się równaniem empirycznym nr 3, gdzie $A(T_{sg})$ i $B(T_{sg})$ są wielomianami pokazanymi na równaniach 4 i 5. Współczynniki równania nr 2 zostały wyznaczone doświadczalnie przez Chihara i Suzuki [9], a współczynniki równań 4 i 5 wyznaczone zostały przez japońskiego producenta silikażelu [8]. Współczynniki równania 2, 4 i 5 zostały zebrane w tabeli 1:

$$q^* = A(T_{sg}) \frac{P}{p_{sat}(T_{sg})} e^{B(T_{sg})} \quad (3)$$

gdzie:

$$A(T_{sg}) = A_0 + A_1 T_{sg} + A_2 T_{sg}^2 + A_3 T_{sg}^3 \quad (4)$$

$$B(T_{sg}) = B_0 + B_1 T_{sg} + B_2 T_{sg}^2 + B_3 T_{sg}^3 \quad (5)$$

Tabela 1. Doświadczalnie wyznaczone współczynniki równań

Stała	Wartość	Stała	Wartość	Stała	Wartość
D_{S0}	$2,54E-4 \text{ m}^2/\text{s}$	A_0	$-6,5314$	B_0	$-15,587$
R_p	$1,7E-4 \text{ m}$	A_1	$0,072452 \text{ K}^{-1}$	B_1	$0,015915 \text{ K}^{-1}$
E_a	$4,2E4 \text{ J/mol}$	A_2	$-0,23951E-3 \text{ K}^{-2}$	B_2	$-0,050612E-3 \text{ K}^{-2}$
		A_3	$0,25493E-6 \text{ K}^{-3}$	B_3	$0,53290E-6 \text{ K}^{-3}$

Z bilansu energii można wyznaczyć zależności opisujące dynamikę zmiany temperatury dla elementów składowych chłodziarki. Równanie nr 6 opisuje dynamikę zmiany temperatury adsorbera podczas procesu adsorpcji. Równanie nr 7 ma zastosowanie dla adsorbera podczas procesu desorpcji. Równanie nr 8 wykorzystane jest dla obu parowników. Równanie nr 9 stosuje się do obliczenia dynamiki zmian temperatury skraplacza:

$$\frac{dT_{ads}}{dt} = \frac{M_{sg} \frac{dq}{dt} [H_{ads} + C_p(T_{par} - T_{ads})] + \dot{m}_{chl_ads} C_w (T_{we_chl} - T_{wy_chl_a})}{C_A M_{ads} + M_{sg} (C_{sg} + q C_w)} \quad (6)$$

$$\frac{dT_{des}}{dt} = \frac{M_{sg} \frac{dq}{dt} H_{ads} + \dot{m}_{grz} C_w (T_{we_grz} - T_{wy_grz})}{C_A M_{ads} + M_{sg} (C_{sg} + q C_w)} \quad (7)$$

$$\frac{dT_{par}}{dt} = \frac{M_{sg} \frac{dq}{dt} H_{par} + \dot{m}_{lod} C_w (T_{we_lod} - T_{wy_lod})}{C_{par} M_{par} + M_{wod_par} C_w} \quad (8)$$

$$\frac{dT_{skr}}{dt} = \frac{M_{sg} \frac{dq}{dt} [H_{par} + C_p(T_{ads} - T_{skr})] + \dot{m}_{chl_skr} C_w (T_{we_chl} - T_{wy_chl_s})}{C_{skr} M_{skr} + M_{wod_skr} C_w} \quad (9)$$

Znając współczynniki przenikania ciepła materiału, z którego wykonano wymiennik ciepła, powierzchnię wymiennika, temperaturę wody zasilającej wymiennik, temperaturę panującą w elemencie wyposażonym w ten wymiennik ciepła oraz przepływ masowy wody można obliczyć temperaturę cieczy opuszczającej dany wymiennik, co pokazano we wzorze 10:

$$T_{wy_x} = \frac{T_{we_x} - T_x}{\frac{K_x A_x}{\dot{m}_x C_w}} + T_x \quad (10)$$

Korzystając z zależności nr 10 trzeba mieć na uwadze, że założyliśmy stały rozkład temperatury po drugiej stronie wymiennika ciepła oraz rozkład temperatury cieczy przepływającej wzdłuż wymiennika wynika jedynie z procesu wymiany ciepła. Pierwsze założenie wynika z ogólnie przyjętych założeń do tego modelu.

Drugie założenie nie będzie spełniane w momencie zmiany cykli adsorpcja/desorpcja, kiedy ma miejsce skokowa zmiana temperatury zasilającej wymiennik i trzeba mieć tego świadomość podczas analizy wyników.

Wzór nr 11 przedstawia sposób obliczenia mocy chłodniczej. Współczynnik wydajności chłodniczej został wyliczony wg wzoru nr 12:

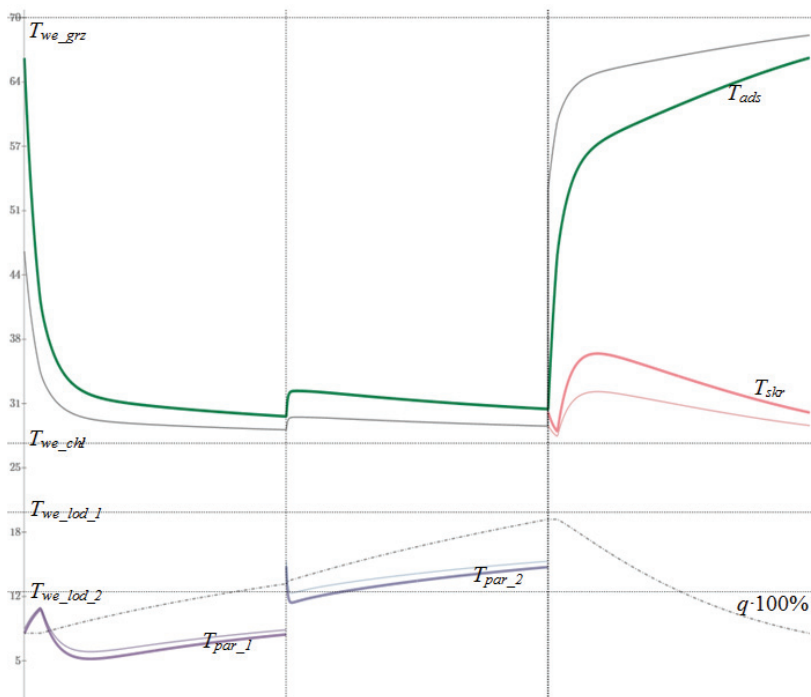
$$P = \int_0^{\tau_{\text{cykl}}} \frac{\dot{m}_{\text{lod}_1} C_w (T_{\text{we_lod}_1} - T_{\text{wy_lod}_1}) + \dot{m}_{\text{lod}_2} C_w (T_{\text{we_lod}_2} - T_{\text{wy_lod}_2})}{\tau_{\text{cykl}}} dt \quad (11)$$

$$COP = \frac{P}{\int_0^{\tau_{\text{cykl}}} \frac{\dot{m}_{\text{grz}} C_w (T_{\text{we_grz}} - T_{\text{wy_grz}})}{\tau_{\text{cykl}}} dt} \quad (12)$$

3.2. PRZYKŁADOWE SYMULACJE

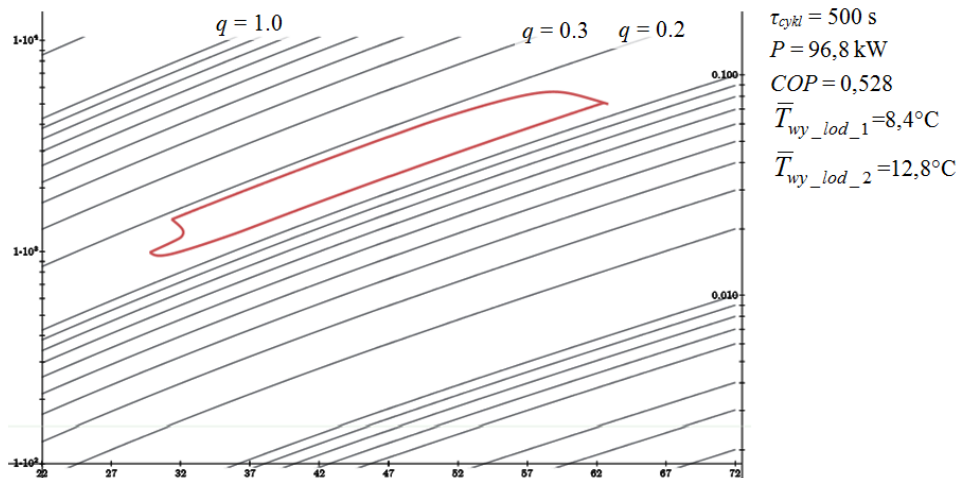
Poniższe symulacje zostały przeprowadzone dla następujących temperatur cieczy zasilających chłodziarkę:

$$T_{\text{we_grz}} = 70 \text{ } ^\circ\text{C} \quad T_{\text{we_chl}} = 27 \text{ } ^\circ\text{C} \quad T_{\text{we_lod}_1} = 12 \text{ } ^\circ\text{C} \quad T_{\text{we_lod}_2} = 20 \text{ } ^\circ\text{C} \quad \tau_{\text{cykl}} = 1000 \text{ s}$$

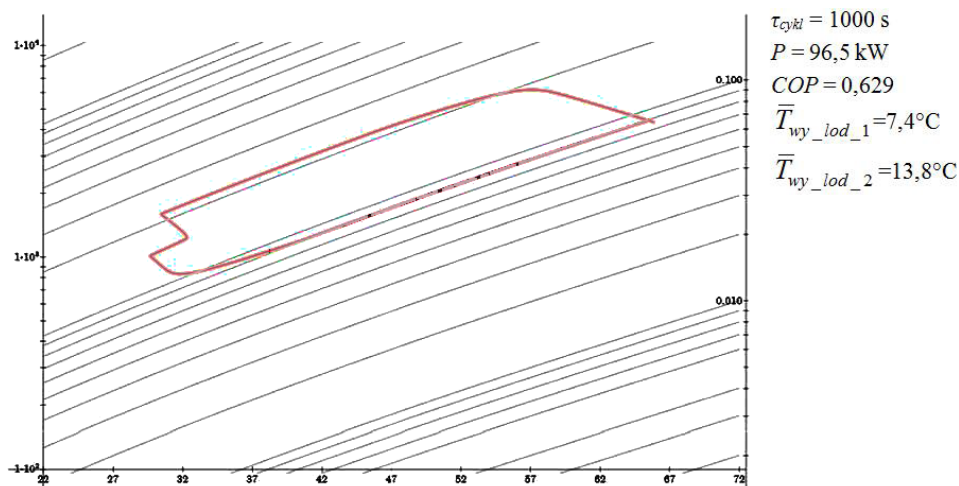


Rys. 2. Temperatury elementów składowych chłodziarki ($^{\circ}\text{C}$), temperatury cieczy opuszczających chłodziarkę ($^{\circ}\text{C}$) oraz stopień zaadsorbowania (%) w zależności od czasu dla $\tau_{\text{cykl}} = 1000 \text{ s}$

Na rys. 2 przedstawiono przebieg temperatur w czasie dla elementów (grubsza linia), oraz cieczy opuszczających element składowy chłodziarki (cieńszą linią tego samego koloru). Na wykresie pokazano również aktualny stopień zaadsorbowania złoża (w % w celu dopasowania skali).



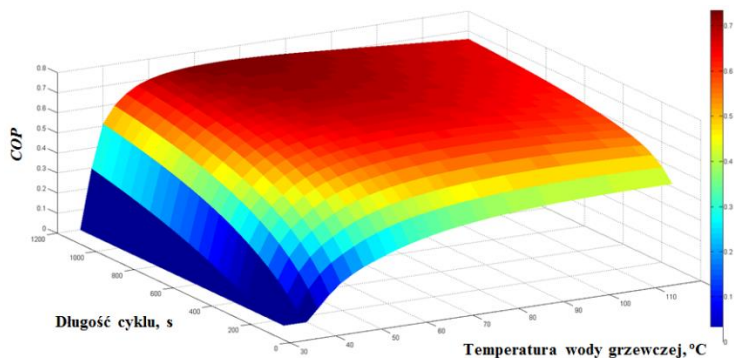
Rys. 3. Obieg termodynamiczny adsorbentu na skali logarymicznej ciśnienia (Pa) od temperatury ($^\circ\text{C}$) z zaznaczonymi izosterami adsorpcji dla $\tau_{cykl} = 500 \text{ s}$



Rys. 4. Obieg termodynamiczny adsorbentu na skali logarymicznej ciśnienia (Pa) od temperatury ($^\circ\text{C}$) z zaznaczonymi izosterami adsorpcji dla $\tau_{cykl} = 1000 \text{ s}$

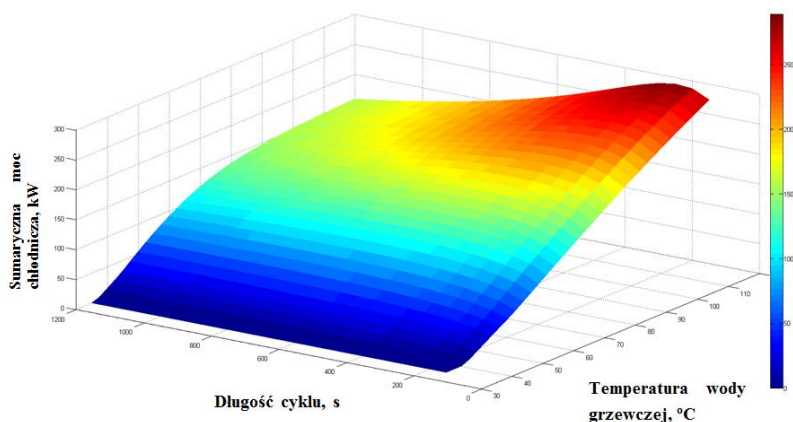
Analiza wykresów przedstawionych na rys. 2–4 ułatwia zrozumienie zasady działania chłodziarki adsorpcyjnej. Na rys. 3–4 przedstawione zostały ciśnienia oraz temperatury jakie panują w złożu podczas pracy chłodziarki. Dodatkowo zaznaczone zostały izostery, czyli linie łączące punkty o stałym stopniu zaadsorbowania. Po prawej

strony tych wykresów przedstawione zostały najważniejsze parametry pracy chłodziarki czyli moc chłodnicza, współczynnik wydajności chłodniczej, oraz średnie temperatury wody lodowej opuszczającej parowniki.



Rys. 5. Zależność COP od temperatury wody grzewczej oraz długości cyklu

Na wykresie przedstawiającym zależność COP od temperatury wody grzewczej (rys. 5) można zaobserwować, że dla małej różnicy temperatur pomiędzy wodą grzewczą a chłodzącą COP gwałtownie maleje. Jest to spowodowane tym, że tak niewielka różnica temperatur nie umożliwia regeneracji złoża. Można też zauważyć, że maksymalne COP dla stałej długości cyklu zmienia się od wody gorętszej przy krótkich cyklach do wody o niższej temperaturze przy dłuższych czasach cyklu. Zjawisko to można wytłumaczyć tym iż przy dłuższych czasach cyklu woda o temperaturze już około 50 °C wystarcza do desorpcji złoża. Podniesienie temperatury wody grzewczej przy długich cyklach spowoduje niewiele lepszą regenerację złoża, podczas gdy spora część ciepła zostanie wykorzystana na podniesienie temperatury silikażelu oraz współpracującego z nim wymiennika ciepła.



Rys. 6. Przykładowa zależność mocy chłodniczej chłodziarki od czasu cyklu i temperatury wody grzewczej

Na rys. 6 przedstawiono wykres zależności sumarycznej mocy chłodniczej od czasu cyklu i temperatury wody grzewczej. Moc chłodziarki rośnie wraz ze zwiększaniem temperatury wody grzewczej. Dzieje się tak, ponieważ wzrost tej temperatury umożliwia zdesorbowanie większej ilości wody w krótszym czasie. Zmniejszanie czasu cyklu do pewnego momentu podnosi moc chłodniczą urządzenia jednak po osiągnięciu maksimum obserwuje się szybki spadek wydajności urządzenia. Spowodowane jest to znacznym udziałem czasu potrzebnego na zmianę temperatury złoża w pojedynczym cyklu pracy.

4. WNIOSKI

Przedstawiona została koncepcja trójzłożowej dwuparownikowej chłodziarki adsorpcyjnej. Taka konstrukcja powinna zapewnić wysoką sprawność urządzenia oraz niską temperaturę wody lodowej. Pokazany został sposób w jaki można zamodelować zachowanie takiego urządzenia. Przedstawiony model matematyczny nie uwzględnia strat i oporów, tym samym może służyć do określenia maksymalnego współczynnika wydajności chłodniczej możliwego do osiągnięcia przez chłodziarki tego typu. Wyniki symulacji pozwalają również prześledzić takie parametry jak ciśnienie i temperaturę złoża w trakcie pracy oraz przebieg temperatury wody lodowej.

OZNACZENIA

q	– stopień zaadsorbowania (kg adsorbentu/ kg adsorbentu),
q^*	– równowagowy stopień zaadsorbowania,
K	– współczynnik równania kinetycznego adsorpcji,
T_{ads}	– temperatura adsorbera podczas procesu adsorpcji,
T_{des}	– temperatura adsorbera podczas procesu desorpcji,
T_{par}	– temperatura parownika,
T_{skr}	– temperatura skraplacza,
T_{we_chl}	– temperatura wody chłodzącej wchodzącej do chłodziarki,
T_{we_grz}	– temperatura wody grzewczej zasilającej chłodziarkę,
T_{we_lod}	– temperatura wody lodowej wchodzącej do chłodziarki,
T_{wy_chl}	– temperatura wody chłodzącej wychodzącej z chłodziarki,
T_{wy_grz}	– temperatura powrotu wody grzewczej,
T_{wy_lod}	– temperatura wody lodowej wychodzącej z chłodziarki,
$\bar{T}_{wy_lod_1,2}$	– średnia temperatura wody lodowej wychodzącej z parownika (1 – niskociśnieniowego, 2 – wysokociśnieniowego),
M_{sg}	– masa silikażelu, założono 350 kg,
M_{ads}	– masa adsorbera, założono 300 kg,
M_{par}	– masa parownika, założono 300 kg,
M_{skr}	– masa skraplacza, założono 350 kg,
M_{wody_par}	– masa wody w parowniku, założono 25 kg,
M_{wody_par}	– masa wody w skraplaczu, założono 15 kg,

- K_x – współczynnik przenikania ciepła wymiennika elementu składowego chłodziarki,
 A_x – powierzchnia wymiennika ciepła elementu składowego chłodziarki, założono iloczyn K_x i A_x równy 20 kW/K dla adsorbera i parowników, oraz 25 kW/K dla skraplacza,
 C_{sg} – ciepło właściwe silikażelu przyjęto 921 J/kgK,
 C_w – ciepło właściwe wody przyjęto,
 C_p – ciepło właściwe pary wodnej,
 C_{ads} – ciepło właściwe materiału adsorbera, założono 500 J/kgK,
 C_{par} – ciepło właściwe materiału parownika, założono 500 J/kgK,
 C_{par} – ciepło właściwe materiału skraplacza, założono 500 J/kgK,
 \dot{m}_{chl_ads} – przepływ masowy wody chłodzącej adsorber,
 \dot{m}_{chl_skr} – przepływ masowy wody chłodzącej skraplacz,
 \dot{m}_{grz} – przepływ masowy wody grzewczej,
 \dot{m}_{lod} – przepływ masowy wody lodowej,
 τ_{cykl} – czas cyklu chłodziarki,
 P – moc chłodnicza,
 COP – współczynnik wydajności chłodniczej.

LITERATURA

- [1] **Atkins Peter William:** *Chemia Fizyczna*, Wydawnictwo naukowe PWN, Warszawa 2007.
- [2] http://www.poch.com.pl/1/wysw/utworz_pdf.php?nr_karty=1367.
- [3] <http://www.accessdata.fda.gov/scripts/fdcc/?set=GRASNotices&id=321>.
- [4] **Demir H, Mobedi M, Ülkü S.:** *A review on adsorption heat pump: problems and solutions*, *Energy Rev.* 12, 2381–2403, 2008.
- [5] **Aep Saepul Uyun, Takahiko Miyazaki, Yuki Ueda, Atsushi Akisawa:** *Experimental investigation of a three-bed adsorption refrigeration chiller employing an advanced mass recovery cycle*, *Energies*, Vol.2, 3, 531–544, 2009.
- [6] **D.C. Wang, Z.Z. Xia, J.Y. Wu, R.Z. Wang, H. Zhai, W.D. Dou:** *Study of a novel silica gel–water adsorption chiller. Part I. Design and performance prediction*, *Int. J. Refrigeration*, 28, 1073–1083, 2005.
- [7] **H.T. Chua, K.C. Ng, A. Malek, T. Kashiwagi, A. Akisawa, B.B. Saha:** *Modeling and performance of two-bed, silica gel–water adsorption chiller*, *Int. J. Refrigeration*, 22, 194–204, 1999.
- [8] NACC. PTX data for the silica-gel/water pair, manufacturer's, proprietary data, Tokyo: Nishiyodo Air Conditioning Co. Ltd., 1992.
- [9] **Chihara K, Suzuki M.:** *Air drying by pressure swing adsorption*, *J Chem Engng Japan*, 16(4), 293–299, 1983.
- [10] **S. Sircar, J.R. Hufton:** *Why Does the Linear Driving Force Model for Adsorption Kinetics Work?*, *Adsorption* 6, 137–147, 2000.
- [11] **Alexander Solodov Valery Ochkov:** *Differential Models An Introduction with Mathcad*, Springer Berlin Heidelberg New York, Berlin, 2005.



Model hybrydowego nadprzewodzącego ekranu magnetycznego

AUTORZY: Łukasz Tomków^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Marian Ciszek^a

^a Zakład Automatyki i Kriogeniki, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wrocławska

* Adres do korespondencji: lukasz.tomkow@pwr.edu.pl, tel. 71 320 46 45

STRESZCZENIE

Rozwój technik pomiarowych pola magnetycznego za pomocą superczułych sensorów wymaga stosowania technik ekranowania magnetycznego by zminimalizować wpływ zewnętrznych pól magnetycznych. Zastosowanie nadprzewodników wysokotemperaturowych pozwala na uzyskanie próżni magnetycznej dla stałego i niskoczęstotliwościowego wnętrznego pola magnetycznego. Obecnie stosowane lite ekrany umożliwiają ekranowanie tylko pól magnetycznych o stosunkowo niskim natężeniu. Niniejsza praca zawiera opis modelu hybrydowego ekranu wykorzystującego dodatkowo pierścienie z powlekaną taśmą nadprzewodzącą dla zwiększenia efektywności ekranowania.

SŁOWA KLUCZOWE: *nadprzewodnictwo wysokotemperaturowe, ekranowanie, elektromagnetyzm*

1. WPROWADZENIE

Wraz ze zwiększaniem się zapotrzebowania na dokładne pomiary magnetyczne efektywne ekranowanie pól magnetycznych staje się coraz ważniejsze. Propagacja silnych pól magnetycznych powstających w niektórych urządzeniach również powinna być zatrzymywana w celu ochrony obsługującego je personelu. Obecnie stosowane ekrany ferromagnetyczne nie umożliwiają pełnego ekranowania oraz są nieefektywne w przypadku pól stałych i o niskiej częstotliwości. Efekt Meissnera występujący w nadprzewodnikach umożliwia skuteczne zatrzymywanie pól magnetycznych do natężenia rzędu 5-20 mT, zależnego od geometrii i rodzaju zastosowanego ekranu. Prądy ekranujące płynące w warstwie przypowierzchniowej nadprzewodnika zatrzymują propagację pola. Denis i inni oraz Kvitkovic i inni [1,2] pokazali, że zastosowanie nadprzewodników wysokotemperaturowych (HTS) jako materiału na ekrany jest możliwe i efektywne.

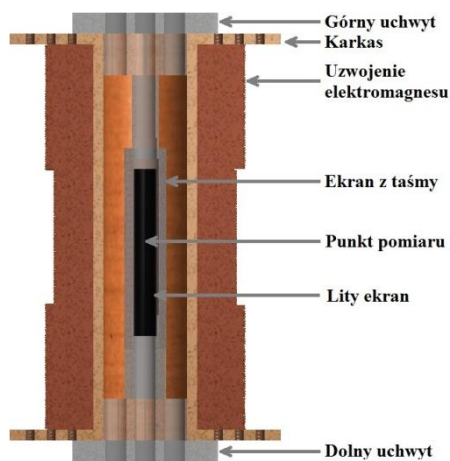
W chwili obecnej właściwości ekranów z HTS są szeroko badane. Gozzelino i inni, Seki i inni oraz Mori i inni [3,4,5] analizują zastosowanie tego typu ekranów dla zwiększenia

szenia efektywności konwencjonalnych rozwiązań wykorzystując element nadprzewodzący i ferromagnetyczny. Badania nad wpływem kształtu ekranu na jego efektywność zostały przeprowadzone przez Kvitkovic i inni oraz Wéřę i inni [6,7]. Arsénio i inni [8] proponowali zastosowanie komercyjnie dostępnych taśm z nadprzewodników wysokotemperaturowych jako materiału dla indukcyjnego ogranicznika prądu zwarcia. Prowadzone były również badania nad wpływem niskich częstotliwości na zachowanie komercyjnych taśm nadprzewodzących. Kvitkovic i inni [2,6] przeprowadzili pomiary współczynnika ekranowania w różnych częstotliwościach. Uglietti i inni [9] analizowali negatywny efekt ekranowania w cewkach z YBCO. Ohta i inni [10] zastosowali nadprzewodzące tarcze magnetyczne dla badań hipokampu za pomocą czujnika SQUID.

W tej pracy opisany został komputerowy model ekranu hybrydowego złożonego z dwóch elementów nadprzewodzących ułożonych współosiowo. Wewnętrznym elementem jest lity cylinder wykonany z Bi-2223 umożliwiający pełne ekranowanie poniżej pierwszego pola krytycznego. Zewnętrzny element składa się z pierścieni utworzonych z taśm nadprzewodzących poprzez zlutowanie ich końców. Tarcza stworzona z takich pierścieni nie jest zdolna do samodzielnego pełnego ekranowania. Umożliwia jednak redukcję pól niskiej częstotliwości, co można wykorzystać do zmniejszenia natężenia pola wpływającego na lity nadprzewodnik. Efekt ten wykorzystywany jest do ulepszenia efektywności całego układu poprzez rozszerzenie obszaru pełnego ekranowania.

2. MODEL

Model opisywanego ekranu stworzony został na bazie rzeczywistego układu eksperymentalnego pokazanego na rysunku 1. Do jego stworzenia wykorzystano program Matlab.

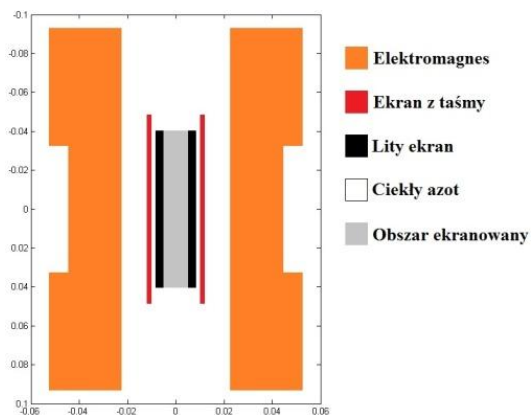


Rys. 1. Rzeczywisty układ eksperymentalny

W pokazanym układzie ekran umieszczony jest w osi elektromagnesu i poddany działaniu pól magnetycznych o różnym natężeniu i częstotliwości, którego linie są równoległe do osi. Elektromagnes zasilany jest prądem o znanych parametrach. Mierzona wartość to

natężenie pola magnetycznego w środku długości ekranu. By uzyskać temperaturę nadprzewodnika niższą niż krytyczną, cały układ zanurzony jest w ciekłym azocie.

Przyjęto założenie, że względna przenikalność magnetyczna wszystkich elementów układu wynosi 1. W związku z tym oddzielnie modelowane są tylko obszary, przez które przepływa prąd elektryczny - elektromagnes i ekrany. Reszta traktowana jest jako ciekły azot. Ze względu na osiową geometrię układu modelowany jest pojedynczy przekrój osiowy, który podzielony jest na określoną liczbę kwadratowych elementów zależną od požądanej dokładności. Układ wykorzystywanej siatki oraz różne regiony modelu zostały pokazane na rysunku 2.



Rys. 2. Siatka wykorzystywana w modelu

Podstawowym równaniem używanym w modelu do wyznaczenia indukcji magnetycznej $d\mathbf{B}$ produkowanej przez pojedynczy przewodzący element $I d\mathbf{l}$ jest równanie Biot-Savarta, przedstawione poniżej:

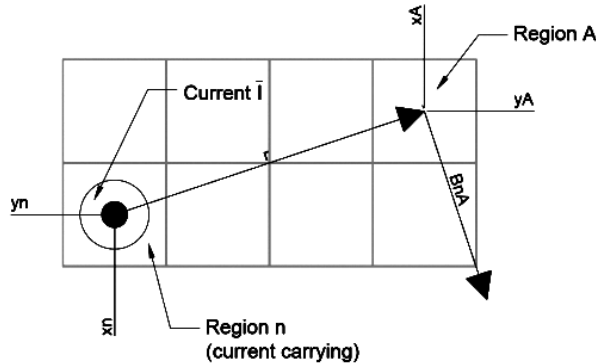
$$d\vec{B} = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \frac{d\vec{l} \times \vec{r}}{|\vec{r}|^3} \quad (1)$$

Gdzie: μ_0 to przenikalność magnetyczna próżni, r zaś jest wektorem łączącym przewodzący element z punktem, w którym obliczana jest indukcja.

Równanie to zostało scałkowane względem przewodzącego półkola, którego środek znajduje się w płaszczyźnie modelu, w wyniku czego uzyskano relację pomiędzy prądem przepływającym w obszarze magnesu n , a regionem A w którym wyznaczana jest indukcja. Wynikiem tych obliczeń jest równanie 2. Rysunek 3 pokazuje relacje geometryczne w nim występujące - współrzędne i wektory. Pojawiająca się w równaniu funkcja $r_x(x_n, x_A)$ określa średnią odległość poziomą punktu o współrzędnej x_A od półkola o promieniu x_n i jest dana równaniem 3.

$$\vec{B} = \int_{-\pi}^{\pi} \vec{I} \frac{\mu_0}{4\pi} dl \times \frac{\hat{r}}{|r|^2} = I_n \frac{\mu_0}{4} \frac{|x_n| \cdot \hat{r} \times \hat{I}}{(y_n - y_A)^2 + r_x(x_n, x_A)^2} \quad (2)$$

$$r_x(x_n, x_A)^2 = x_n^2 - x_n x_A + x_A^2 \quad (3)$$



Rys. 3. Współrzędne używane w równaniu 2

Założono, że rozkład prądu we wszystkich elementach elektromagnesu jest równomierny. Prąd definiowany jest przez natężenie i częstotliwość. Równanie 4 określa całkowitą indukcję magnetyczną w punkcie A poprzez zsumowanie wkładów wszystkich elementów układu przez które przepływa prąd elektryczny:

$$\vec{B}_A = \sum_{x,y=0}^n I_n \frac{\mu_0}{4} \frac{|x_n| \cdot \hat{r} \times \hat{I}}{(y_n - y_A)^2 + r_x(x_n, x_A)^2} \quad (4)$$

Do wyznaczenia prądu ekranującego I_{ind} w ekranie z taśmy nadprzewodzącej użyte zostało równanie 5:

$$I_{ind} = -\frac{B_m \cdot \omega}{R} \cdot \sin(\varphi) \quad (5)$$

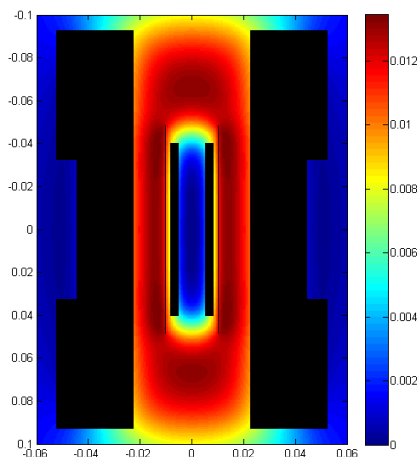
B_m w tym równaniu to wielkość indukcji magnetycznej w kierunku osi ekranu, ω to pulsacja pola, R - opór ekranu, obliczony jako opór luty oraz warstwy Hastelloyu będącego podstawą taśmy. Wielkość fazy φ jest ustalana eksperymentalnie. Natężenie prądu ekranującego w litym ekranie z BSCCO uzyskiwane jest poprzez minimalizację indukcji magnetycznej w obszarze ekranowanym. W obu przypadkach prądy ekranujące porównywane są z prądem krytycznym J_c obliczonym za pomocą równania 6 pokazującego jego zależność od zewnętrznego pola magnetycznego B_l .

$$J_c = -\frac{J_{c0}}{1 + \frac{B_l}{B_1}} \quad (6)$$

B_I i J_{c0} w tym równaniu to wielkości związane z materiałem i wyznaczone eksperymentalnie. W przypadku gdy gęstość prądu ekranującego przekracza gęstość prądu krytycznego w obliczeniach wykorzystywana jest niższa wartość. Ekran z taśmy modelowany jest jako pojedyncza warstwa, natomiast ekran lity jako kilka warstw, ich ilość zależna jest od grubości ekranu i założonej dokładności modelu.

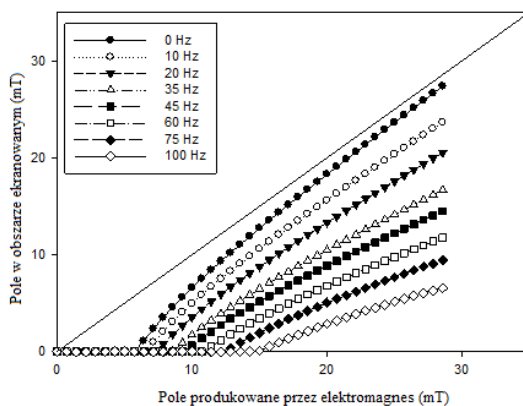
3. WYNIKI

Rysunek 4 przedstawia przykładowy rozkład indukcji magnetycznej uzyskanej dzięki wykorzystaniu opisanego modelu. Symulację przeprowadzono dla zewnętrznego pola magnetycznego o amplitudzie 14,3 mT i częstotliwości 70 Hz. Obszar pełnego ekranowania jest wyraźnie widoczny w środkowej części rysunku. Zauważalny jest również przyrost indukcji na zewnątrz ekranu.



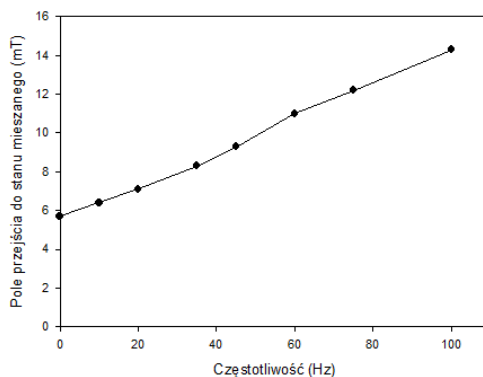
Rys. 4. Rozkład indukcji magnetycznej. Elektromagnes i ekrany magnetyczne zostały oznaczone kolorem czarnym. Indukcja magnetyczna została podana w T, wymiary geometryczne w m

Celem prowadzonych symulacji jest znalezienie zewnętrznego pola magnetycznego w którym występuje przejście ze stanu Meissnera umożliwiającego pełne ekranowanie do stanu mieszanego, w którym część linii pola magnetycznego jest w stanie penetrować objętość nadprzewodnika. Następnie analizowana jest zależność wielkości pola przejścia od częstotliwości. Na rysunku 5 pokazano wyniki symulacji dla różnych amplitud i częstotliwości zewnętrznego pola magnetycznego. Odczytywano wielkość indukcji magnetycznej w centralnej części obszaru ekranowanego.



Rys. 5. Wyniki symulacji - wielkość indukcji magnetycznej wewnątrz obszaru ekranowanego w zależności od zewnętrznej indukcji magnetycznej i jej częstotliwości

Punkt przejścia jest wyraźnie widoczny na każdym z wykresów jako koniec obszaru pełnego ekranowania. Na rysunku 6 przedstawiono wyniki odczytane z rysunku 5 ukazujące zależność punktu przejścia do stanu mieszanego od częstotliwości.



Rys. 6. Zależność punktu przejścia ekranu nadprzewodzącego do stanu mieszanego od częstotliwości zewnętrznego pola magnetycznego

4. DYSKUSJA

Uzyskane wyniki symulacji pokazują, że zastosowanie hybrydowego ekranu magnetycznego jest efektywne oraz umożliwia skuteczną redukcję pola magnetycznego w pożądanym obszarze. Proponowany ekran hybrydowy umożliwia rozwiązanie kilku problemów występujących przy ekranowaniu z wykorzystaniem konwencjonalnych urządzeń ferromagnetycznych.

Dzięki zastosowaniu litego ekranu ekranowanie pól magnetycznych niższych, niż pierwsze pole krytyczne jest całkowite. Pole magnetyczne wewnątrz obszaru ekranowanego pozostaje niezmiennie i identyczne do występującego w momencie przejścia ekranu

do stanu nadprzewodzącego. Eliminowane są wszelkie zewnętrzne szумы mogące zakłócać pomiary magnetyczne prowadzone wewnątrz obszaru ekranowanego. Problemem jest niska wartość pierwszego pola krytycznego, rzędu 5-10 mT, która wymusza znalezienie dodatkowych sposobów redukcji zewnętrznej indukcji magnetycznej.

Ekran wykonany z taśmy umożliwia zwiększenie zdolności ekranowania wraz ze wzrostem częstotliwości zewnętrznego pola magnetycznego. Zgodnie z regułą Lenza płynące w nim prądy produkują pole działające w kierunku przeciwnym niż indukujące. Natężenie prądów ekranujących zależy od częstotliwości. W szczególności, powyżej pewnej częstotliwości granicznej zależnej od kształtu i materiału, pętla prądu nadprzewodzącego zamyka się i pojawia się dodatkowy efekt ekranujący.

Spadek krytycznej gęstości prądu ekranującego wraz z zewnętrznym polem magnetycznym jest wyraźnie zauważalny jako zbliżanie się charakterystyki pola magnetycznego wewnątrz ekranowanego obszaru do linii równego pola. Zmniejszenie krytycznej gęstości prądu skutkuje redukcją zdolności ekranowania zarówno ekranu litego, jak i z taśmy. Gdy maksymalna gęstość krytyczna prądu w ekranie z taśmy zostanie osiągnięta, zwiększanie częstotliwości nie będzie umożliwiać dalszej redukcji pola magnetycznego w obszarze ekranowanym.

Proponowany ekran hybrydowy może znaleźć zastosowanie w urządzeniach elektrycznych produkujących przemienne pole magnetyczne o niskiej i średniej częstotliwości, takich jak silniki i generatory. Umożliwiają one kontrolę środowiska magnetycznego, co może być korzystne w skomplikowanych konstrukcjach. Oferowana przez ekran całkowita redukcja szumów jest ważna w przypadku pomiarów magnetycznych superczułymi sensorami typu SQUID. Badania ludzkiego ciała oraz pomiar słabych prądów powstających w korodujących materiałach mogą zwiększyć swoją dokładność dzięki właściwościom opisanych w tej pracy urządzeń.

Podstawowym problemem związanym ze stosowaniem nadprzewodzących ekranów magnetycznych jest konieczność chłodzenia ich do temperatury poniżej krytycznej nadprzewodnika. Urządzenia muszą w czasie pracy znajdować się w kriostacie, co zwiększa koszty pracy i ogranicza możliwości powszechnego stosowania.

5. PODSUMOWANIE

Nadprzewodzące ekrany magnetyczne oferują możliwości ekranowania niedostępne konwencjonalnym rozwiązaniom - pełne ekranowanie oraz zatrzymywanie pól niskiej częstotliwości. Opisany w tej pracy ekran hybrydowy wykorzystuje właściwości taśm nadprzewodzących do zwiększenia zakresu pełnego ekranowania litego ekranu. Wykonanie ekranu z taśmy jest łatwe i tanie. Stworzony model dobrze symuluje właściwości tego typu ekranów oraz pozwala na wyciągnięcie wniosków potwierdzających powyższe założenia.

LITERATURA

- [1] Denis S., Dusoulier L., Dirickx M., Vanderbemden P., Cloots R., Ausloos M., Vanderheyden B.: *Magnetic shielding properties of high-temperature superconducting tubes subjected to axial fields*, *Superconductor Science and Technology*, 20, 3, 192–201, 2007, doi:10.1088/0953-2048/20/3/014.
- [2] Kvitkovic J., Pamidi S., Voccio J.: *Shielding of AC magnetic fields by coils and sheets of superconducting tapes*, *Superconductor Science and Technology* 22, 12, 2009, doi:10.1088/0953-2048/22/12/125009.
- [3] Gozzelino L., Agostino a Gerbaldo R., Ghigo G., Laviano F.: *Magnetic shielding efficiency of superconducting/ferromagnetic systems*, *Superconductor Science and Technology*, 25, 11, 2012, doi:10.1088/0953-2048/25/11/115013.
- [4] Seki Y., Suzuki D., Ogata K., Tsukada K.: *Open-type hybrid magnetic shield using high-TC superconducting wire and flexible magnetic sheets*, *Applied Physics Letters*, 82, 6, 940, 2003, doi: 10.1063/1.1544064.
- [5] Mori K., Minemoto T.: *Magnetic shielding of the superposition of a hybrid ferromagnetic cylinder over a BPPSCO cylinder*, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 7, 2, 378–381, 1997, doi: 10.1109/77.614508.
- [6] Kvitkovic J., Davis D., Zhang M., Pamidi S.: *Influence of Interlayer Separation on Magnetic Shielding Properties of 2G HTS Sheets Made of 46 mm Wide RABiTS Tape*, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 23, 3, 8200605, 2013, doi: 10.1109/TASC.2012.2234818.
- [7] Wéra L., Fagnard J., Levin G., Vanderheyden B., Vanderbemden P.: *Magnetic Shielding With YBCO Coated Conductors: Influence of the Geometry on Its Performances*, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 23, 3, 8200504, 2013, doi:10.1109/TASC.2012.2235514.
- [8] Arsénio P., Silva T., Vilhena N., Pina J.: *Analysis of Characteristic Hysteresis Loops of Magnetic Shielding Inductive Fault Current Limiters*, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 23, 2, 5601004, 2013, doi: 10.1109/TASC.2012.2235896.
- [9] Uglietti D., Yanagisawa Y., Maeda H., Kiyoshi T.: *Measurements of magnetic field induced by screening currents in YBCO solenoid coils*, *Superconductor Science and Technology* 23, 11, 2010, doi:10.1088/0953-2048/23/11/115002.
- [10] Ohta H., Matsui T., Uchikawa Y.: *Studies on Response of Human Hippocampus to Random Somatosensory Stimuli by a SQUID System in a Superconducting Magnetic Shield*, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* 21, 3, 469-472, 2011, doi:10.1109/TASC.2010.2086411.



Przegląd obecnego stanu wiedzy z zakresu techniki infradźwiękowej i możliwości wykorzystania fal akustycznych do oczyszczania urządzeń energetycznych

AUTORZY: Andrzej Noga^{a,*}

^a Zakład Automatyki i Kriogeniki, Instytut Inżynierii Lotniczej, Procesowej i Maszyn Energetycznych, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: andrzej.noga@pwr.edu.pl, tel. 71 320 45 28

STRESZCZENIE

Potrzeba oczyszczania powierzchni ogrzewalnych kotłów, a także wewnętrznych powierzchni innych urządzeń energetycznych wymogła poszukiwania coraz lepszych i tańszych rozwiązań technicznych pozwalających utrzymać te powierzchnie w czystości. Praktycznym rozwiązaniem okazały się urządzenia zdmuchujące nagromadzone zanieczyszczenia za pomocą fali akustycznej. Liczne rozwiązania komercyjne pracują na falach o niskiej częstotliwości, często na infradźwiękach. Fale te mają wiele zalet, m.in. rozchodzą się równomiernie we wszystkich kierunkach ze stosunkowo niewielkimi stratami, dzięki czemu działają globalnie. Do wzmacniania fali wykorzystuje się zjawisko rezonansu akustycznego. Poziom dźwięku wytwarzanego przez generator zazwyczaj przekracza 110 dB. Artykuł zawiera zwięzły przegląd zagadnień związanych z wytwarzaniem fali subakustycznej i efektywnym oczyszczeniem urządzeń, oparty o studia literaturowe. Ponadto przedstawia wyniki pomiarów laboratoryjnych prostego układu złożonego z generatora fali małej mocy i tuby rezonansowej.

SŁOWA KLUCZOWE: *infradźwięki, oczyszczanie kotła, zdmuchiwanie akustyczne, wibroakustyka*

1. WPROWADZENIE

Rozwój techniki w XX wieku pozwolił na pełniejsze wykorzystanie zjawisk i praw rządzących nie tylko światem pojmowanym przez zmysły człowieka, lecz również dał możliwość zastosowania zjawisk zachodzących w świecie znajdującym się poza granicami tych zmysłów. W dużej mierze dotyczy to wykorzystania fal, zarówno elektromagnetycznych spoza widma fal widzialnych (IR, UV, radio, mikrofałe itd.), jak też akustycznych o częstotliwościach powyżej 20 kHz (echosonda, tomografia ultradźwiękowa) i poniżej 20 Hz, czyli nieodbieranych przez ludzkie ucho. Te ostatnie jednak, w przeciwieństwie do pozostałych, przez dłuższy czas uchodziły za niemające większego zastoso-

wania w technice. Ich wykrywanie było co prawda istotne w badaniach nad ruchami sejsmicznymi, ruchem lawin, czy wreszcie aktywnością wulkaniczną, niemniej brakowało urządzeń wykorzystujących je w swojej pracy.

Sytuację tę zmieniły badania dra Mattsa Olssona dotyczące ruchu drobin pyłu poddawanego działaniu fali akustycznej. Okazało się, że ze względu na odwrotną proporcjonalność pomiędzy częstotliwością dźwięku a energią potrzebną do poruszenia cząstek najlepiej nadają się do tego właśnie infradźwięki [1]. Odkrycie to niosło nadzieję na możliwość zastosowania tych fal do oczyszczania wewnętrznych powierzchni urządzeń narażonych na duże zanieczyszczenia, a więc przede wszystkim urządzeń energetycznych. Nowatorska koncepcja stała się poważną alternatywą dla oczyszczania strumieniowego, w którym czynnikiem roboczym była woda, para lub sprężone powietrze, co m.in. powodowało zniszczenia erozyjne oczyszczanych urządzeń. Wprowadzenie do powszechnego użytku i rozwój urządzenia czyszczącego wymagało jednak opracowania niezawodnej konstrukcji, metody sterowania, a przede wszystkim – zrozumienia natury fal subakustycznych oraz metod ich wytwarzania.

2. PODSTAWY TEORETYCZNE OCZYSZCZANIA AKUSTYCZNEGO

Powierzchnie wewnętrzne urządzeń energetycznych są narażone na osadzanie sadzy i pyłu węglowego, co zmniejsza sprawność urządzeń (np. poprzez pogorszenie wymiany ciepła – szczególnie w przypadku pokrywania wymienników poprzez osady sypkie, tworzące warstewki charakteryzujące się małą przewodnością cieplną [2]). Oczyszczanie powierzchni wewnętrznych podczas normalnej pracy bloku jest kłopotliwe ze względu na duże rozmiary urządzeń energetycznych w stosunku do zasięgu roboczego lanc zdmuchiwaczy strumieniowych oraz obecność trudnodostępnych miejsc. Zaletą oczyszczania akustycznego jest równomierne oddziaływanie fal we wszystkich kierunkach oraz ich mała absorpcyjność przez materiały konstrukcyjne.

Wytwarzanie fali akustycznej odbywa się w głowicy generatora najczęściej wskutek przerywania ciągu sprężonego powietrza [3], podobnie jak ma to miejsce w syrenie alarmowej [4], choć istnieją również inne rozwiązania, np. spalanie w równych odstępach czasowych mieszanki gazowej [5]. Powstające impulsy są źródłem zaburzenia ośrodka za głowicą – naruszenia jego stanu równowagi. Zaburzenie to propaguje w przestrzeni tworząc falę akustyczną biegnącą o częstotliwości równej częstotliwości wytwarzania impulsów sprężonego powietrza. Ponieważ równanie ruchu fali jest równaniem liniowym (ze względów praktycznych ograniczamy je do jednego wymiaru):

$$\nabla^2 \Psi = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial x^2} = \frac{1}{c^2} \cdot \frac{\partial^2 \Psi}{\partial t^2} \quad (1)$$

gdzie: Ψ – zaburzenie stanu równowagi, c – prędkość dźwięku w ośrodku, w którym rozchodzi się zaburzenie, t – czas, x – odległość od punktu powstania zaburzenia.

Podlega ono zasadzie superpozycji, a więc jeśli nastąpi interferencja fal o równych amplitudach oraz częstotliwościach, propagujących w przeciwnych kierunkach:

$$\Psi_1 = A \cdot \cos 2\pi \cdot \left(\frac{x}{\lambda} - ft\right) \quad (2)$$

$$\Psi_2 = A \cdot \cos 2\pi \cdot \left(\frac{x}{\lambda} + ft\right)$$

powstanie fala stojąca, której amplituda będzie sumą amplitud interferujących fal [6]:

$$\Psi = \Psi_1 + \Psi_2 = 2A \cdot \cos \frac{2\pi x}{\lambda} \cdot \cos 2\pi ft \quad (3)$$

Aby takie akustyczne wzmocnienie było możliwe potrzebny jest odpowiedni ustrój, w którym nastąpi odbicie fali. Najprostszym jego przykładem jest otwarty lub jednostronnie zamknięty przewód o przekroju kołowym – falowód. Mając daną długość przewodu L , z równania ruchu fali można wyznaczyć tzw. mody drgań ośrodka gazowego w przewodzie.

2.1. REZONANS AKUSTYCZNY

W przewodzie otwartym na obu jego końcach ciśnienie będzie miało wartość ciśnienia otoczenia (a więc najczęściej atmosferycznego lub zbliżonego do atmosferycznego), co prowadzi do otrzymania warunku:

$$\frac{\partial \xi}{\partial x} = 0 \quad (4)$$

gdzie: ξ – zakłócenie ośrodka.

Z kolei na zamkniętym końcu wystąpi warunek:

$$\xi = 0 \quad (5)$$

jako że nie jest możliwe przeniknięcie cząsteczek gazu przez sztywną ściankę. Zastosowanie powyższych warunków brzegowych prowadzi do uzyskania poniższych równań [6]:

- dla przewodu otwartego:

$$\xi = A \cdot \cos \frac{k\pi x}{L} \cdot \cos\left(\frac{k\pi ct}{L} + \varepsilon\right) \quad (6)$$

gdzie k jest kolejną liczbą naturalną, natomiast ε – przesunięciem fazowym,

- oraz dla przewodu jednostronnie zamkniętego:

$$\xi = A \cdot \sin\left(k + \frac{L}{2}\right) \cdot \frac{\pi x}{L} \cdot \cos\left[\left(k + \frac{1}{2}\right) \cdot \frac{\pi ct}{L} + \varepsilon\right] \quad (7)$$

a więc częstotliwości fal, które w tych przewodach utworzą falę stojącą wynoszą odpowiednio:

$$f = \frac{nc}{2L} \quad (8)$$

$$n = 1, 2, 3, \dots$$

oraz

$$f = \frac{nc}{4L} \quad (9)$$

$$n = 1, 3, 5, \dots$$

Wartość n we wzorach 8 i 9 jest numerem modu. Wynika stąd, że w przewodzie o danej długości nastąpi wzmocnienie (tzw. rezonans akustyczny) jedynie fal o wybranych częstotliwościach. Najniższą z nich nazywa się modem podstawowym, pozostałe – wyższymi harmonicznymi. Łatwo też można wykazać, że długość fali modu podstawowego jest dwukrotnie większa od długości samego przewodu dla przewodu otwartego i czterokrotnie większa od długości przewodu w przypadku przewodu jednostronnie zamkniętego. W urządzeniach służących do oczyszczania dźwiękiem używa się przewodu jednostronnie zamkniętego, na którego otwartym końcu montuje się dyfuzor który z kolei montuje się, stosując wibroizolację, w ścianie oczyszczanego urządzenia [7].

Koniec falowodu umieszczony we wnętrzu urządzenia możemy traktować jako źródło punktowe, z którego rozchodzi się fala akustyczna kulista o częstotliwości równej częstotliwości fali stojącej generowanej w falowodzie. Fala ta propagując w przestrzeni oczyszczanego urządzenia oddziałuje swoją energią na napotkane elementy (a przez to również na zalegające na nich osady); nie bez znaczenia jest też fakt, że rozchodząc się w ośrodku gazowym powoduje naprzemienne miejscowe sprężanie i rozprężanie tego ośrodka (propagacja fali podłużnej). Jeśli więc znajdzie się w nim drobina pyłu lub sadzy, zostanie ona wprawiona w ruch wraz z cząsteczkami gazu, w którym jest zawieszona. To z kolei uniemożliwi jej osadzenie na powierzchni konstrukcji [8]. Z kolei cząstki, które zdążyły już osiąść na powierzchniach są strącane w wyniku dwóch zjawisk powodowanych przez falę akustyczną: fluidyzację warstwy zanieczyszczeń oraz wibrację elementów konstrukcji [8].

3. WYBRANE PROBLEMY ZWIĄZANE Z OCZYSZCZANIEM AKUSTYCZNYM

3.1. ZAKRES CZĘSTOTLIWOŚCI

Badania nad możliwością poruszenia drobin pyłu w wyniku działania fali akustycznej wykazały, że poziom ciśnienia akustycznego, definiowany jako:

$$L = 20 \cdot \log \frac{P}{P_{ref}} \quad (10)$$

$$P_{ref} = 2 \cdot 10^{-5} Pa$$

gdzie p jest wartością skuteczną – średnią kwadratową ciśnienia fali akustycznej, natomiast p_{ref} – wartością skuteczną ciśnienia odniesienia przy którym cząsteczki zaczynają wykazywać zdolność do przemieszczenia, jest tym wyższy, im wyższa jest częstotliwość fali [1]. Z tego względu do oczyszczania akustycznego najlepiej nadają się infradźwięki oraz pewien zakres niskich dźwięków słyszalnych (źródła podają graniczne górne wartości od 200 do 400 Hz). Podstawowym problemem jest więc długość rezonatora – dla urządzenia pracującego w zakresie infradźwięków są to długości powyżej 4 metrów. Do wzmacniania wyższych częstotliwości, w urządzeniach stoso-

wanych jedynie do lokalnego oczyszczania (ze względu na właściwości dźwięków niskoczęstotliwościowych słyszalnych), używa się częściej tub wykładniczych, które lepiej nadają się do wzmacniania tego spektrum fal. Jednak w przypadku niższych częstotliwości w praktyce przemysłowej używa się głównie długich, a przez to mało wygodnych, falowodów cylindrycznych.

Kolejnym zagadnieniem związanym z niskimi częstotliwościami jest kwestia ich oddziaływania na człowieka. Jak podaje [9], fale o niskiej częstotliwości mogą prowadzić do choroby wibroakustycznej (Vibroacoustic Disease – VAD) jeśli poziom ciśnienia akustycznego przekracza 110 dB. Jej konsekwencjami mogą być m.in. zmęczenie, niestrawność i wahania nastrojów, a w przypadku dłuższego oddziaływania na organizm nawet zaburzenia neurologiczne i psychiatryczne. W przypadku elektrowni źródłem hałasu niskoczęstotliwościowego (jak go określa [10]) są nie tylko zduchiwacze akustyczne, ale również np. wiry Karmana powstające w kotłach, jak też pracujące maszyny [9]. Poziom dźwięku emitowany przez zdmuchiwalce wynosi od 120 do nawet ponad 140 dB Lin (dane dla urządzeń oczyszczających kotły wodne o mocach 40-500 GJ/h, [8]). W przeciwieństwie do pozostałych źródeł hałasu, nie jest on emitowany w sposób ciągły ze względu na specyfikę pracy urządzenia czyszczącego – fala akustyczna generowana jest przez kilkadziesiąt sekund, kilka-kilkanaście razy na godzinę. W dodatku, jak podaje [1], fale dźwiękowe są stosunkowo dobrze odbijane przez ścianki kotła i nie ma zagrożenia dla personelu. Podobną opinię, przywołując ekspertyzę wykonaną na urządzeniu krajowej produkcji, przytacza [11].

3.2. STEROWANIE

Kolejnym ważnym problemem jest sterowanie pracą urządzenia. Na sprawność procesu wpływ ma przede wszystkim częstotliwość generowanej fali. Jeśli nie będzie ona równa częstotliwości rezonansowej, wtedy sprawność urządzenia będzie niska [8]. W dodatku już niewielkie różnice, rzędu dziesiątych części herca, powodują widoczny spadek sprawności zdmuchiwalca. Zmiana częstotliwości o 0,5 Hz powoduje spadek sprawności o ponad 50% [1]. Konieczne jest więc zastosowanie odpowiedniego sprzężenia zwrotnego. W tym celu potrzebny jest czujnik, którym może być np. membrana [1], mikrofon lub czujnik ciśnienia gazów, z którego sygnał będzie określał, czy urządzenie pracuje w rezonansie. W przypadku, gdy nie będzie on zachodził, przez odpowiednie połączenie z napędem impulsatora zadana zostanie większa lub mniejsza prędkość obrotowa, co przełoży się na zmianę częstotliwości impulsów (a przez to i generowanej fali) i dostrojenie jej do częstotliwości rezonansowej. Ponieważ częstotliwość rezonansowa jest zależna (wzory 8 i 9) od prędkości dźwięku w ośrodku, w którym fala propaguje, jest oczywiste, że ze względu na możliwe fluktuacje lokalnych temperatur w oczyszczanych wnętrzach stosowanie odpowiedniego sprzężenia zwrotnego jest istotnym zagadnieniem, a sam czujnik sprzężenia zwrotnego – urządzeniem niewyalizowanym dla poprawnej pracy całego układu.

3.3. MIEJSCE MOCOWANIA

Fale niskoczęstotliwościowe są słabo tłumione przez ośrodek, w którym się rozchodzą [8], tak więc zdmuchiwacz akustyczny może zostać zainstalowany w dowolnym miejscu oczyszczanego urządzenia, gdyż fale dotrą do wszystkich jego punktów. W praktyce miejsce zamocowania oraz ilość urządzeń jest jednak skrupulatnie dobierane w oparciu o dotychczasowe doświadczenia eksploatacyjne i badawcze. I tak na przykład, jak podaje [11], w przypadku dużych kotłów instaluje się nawet dwa zdmuchiwacze (i oddzielne na podgrzewaczach powietrza). Co ważne dla oszczędności miejsca w hali zakładu energetycznego, urządzenie można zamocować w układzie pionowym, nawet jeśli wylot z rezonatora umieszczony jest w ścianie bocznej, gdyż istnieje możliwość zainstalowania kolanka [11]. Współcześnie w procesie doboru miejsca instalacji dużą rolę odgrywa jednak modelowanie akustyczne [12]. Dobór ten jest przeprowadzany indywidualnie dla każdego typu oczyszczanego urządzenia.

3.4. WYTWARZANIE INFRADŹWIĘKÓW

Wśród zagadnień związanych z infradźwiękami, jednym z głównych problemów jest konstrukcja łatwo sterowalnego generatora o dużej mocy. Badania J. Parka, M. Garcésa i B. Thigpena pokazały, że urządzeniem, które może tę lukę uzupełnić jest obrotowy subwoofer (rotary subwoofer) [13]. Działa ono na zasadzie przekształcania energii drgań cewki w energię ruchu obrotowego piasty, na której umieszczone są specjalne łopatki, które podczas obrotów powodują przemieszczanie się cząstek ośrodka. Łopatki nie są osadzone na sztywno – mają możliwość zmiany kąta nachylenia, dzięki czemu można w dużym zakresie zmieniać prędkość nadawaną cząstkom ośrodka [13].

3.5. REZONATORY

We wstępie przedstawiono budowę prostego, cylindrycznego falowodu, będącego rezonatorem fali akustycznej. Warto jednak zwrócić uwagę, że nie jest to jedyny stosowany układ. Fale słyszalne o częstotliwościach rzędu setek herców są zazwyczaj wzmacniane, o czym było już wspomniane, w tubach cylindrycznych [14].

W 2003 roku J. K. Domen opatentował też rezonator Helmholtza dla infradźwięków. Rezonator Helmholtza jest prostym ustrojem złożonym z komory wypełnionej ośrodkiem gazowym o objętości V oraz szyjki o długości l i polu przekroju poprzecznego S . Przyrównując ów układ do obwodu elektrycznego otrzymujemy najprostszy układ RLC złożony z opornika o rezystancji R , kondensatora o pojemności C , cewki o indukcyjności L i źródła napięcia połączonych szeregowo [4], przy czym:

$$R = 2\pi\rho \frac{f^2}{c} \quad (11)$$

$$L = \rho \frac{l}{S} \quad (12)$$

$$C = \frac{V}{\rho c^2} \quad (13)$$

gdzie: ρ jest gęstością ośrodka gazowego, f – częstotliwością fali, natomiast c – prędkością dźwięku. Stąd też dostajemy wzór opisujący częstotliwość rezonansową:

$$f = \frac{c}{2\pi} \sqrt{\frac{S}{V \cdot l}} \quad (14)$$

Warto dodać, że częstotliwość ta nie zależy od kształtu komory, zależy jedynie (jak wynika ze wzoru 14) od wymiarów szyjki i objętości komory. Rezonator Helmholtza dla infradźwięków ma natomiast kształt prostopadłościanu, w którym zamocowane są dwie ruchome szyjki o różnych długościach – każda z nich jest dostosowana do wzmacniania innego zakresu fal. Dostrojenie rezonatora do żądanej częstotliwości odbywa się poprzez odpowiednie wysunięcie lub schowanie odpowiedniej z szyjek [15].

Kolejnym rodzajem falowodu, jaki można zastosować do wzmacniania fal akustycznych jest rezonator cylindryczny z długą szyjką [16]. Składa się on z dwóch połączonych ze sobą przewodów – dłuższego o średnicy D i długości L i krótszego (szyjki) o średnicy d i długości l , przy czym $D > d$. Wartości częstotliwości rezonansowych obliczone z modelu opracowanego przez autorów, potwierdzone wynikami pomiarów, pokazują, że w takim układzie wzmocnienie fali akustycznej nastąpi przy niższej częstotliwości (a więc wzmacniane będą dłuższe fale), niż w przypadku wzmacniania jej w klasycznym rezonatorze cylindrycznym o długości równej długości L . Obserwujemy więc korzystne zjawisko pozwalające na zastosowanie nieco krótszych falowodów.

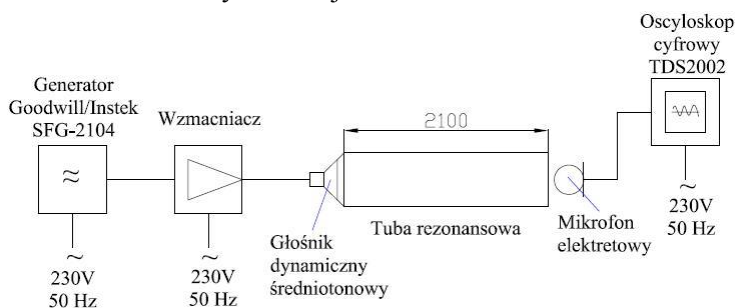
4. KORZYŚCI Z ZASTOSOWANIA ZDMUCHIWACZY AKUSTYCZNYCH

Zdmuchiwalce akustyczne stosuje się do oczyszczania rozmaitych urządzeń energetycznych: kotłów, podgrzewaczy powietrza, elektrofiltrów, reaktorów odsiarczania spalin, cyklonów, czy nawet rurociągów transportowych [11, 14]. Urządzenie podobnej konstrukcji jest używane do fluidyzacji materiału sypkiego [14]. Poza tym technika infradźwiękowa jest też używana np. do chłodzenia radiatorów [17]. Generatory infradźwięków dużej mocy pracują w wielu zakładach energetycznych, a także w przemyśle. Istnieje również możliwość oczyszczania za ich pomocą powierzchni kotłów opalanych innymi paliwami, niż pył węglowy, np. biomasą lub odpadami [18]. Doświadczenia poszczególnych zakładów pokazują, że urządzenie to jest skuteczne i efektywne i w wielu przypadkach z powodzeniem może zastąpić zdmuchiwalce strumieniowe, a w innych – współpracować równolegle z nimi. Na przykład zamontowanie generatora na kotle fluidalnym CFB o mocy 75 MW pracującym w elektrowni Norrköping w Szwecji spowodowało znaczne zmniejszenie częstości załączania parowego zdmuchiwalca sadzy z 3-4 razy dziennie do 1 załączenia na tydzień. W dodatku wzrosła produkcja energii elektrycznej [12]. Z kolei krajowe urządzenia

pracujące na kotłach OP-430 w elektrociepłowni w Krakowie przyczyniły się do spadku temperatury wylotowej spalin o 20 stopni, a także stabilniejszej pracy kotła [11]. Z innych obserwowanych korzyści zastosowania oczyszczania akustycznego wymienić można m.in. wzrost sprawności kotła i znacznie dłuższą eksploatację pomiędzy postojami [8]. To wszystko przekłada się oczywiście na mniejsze koszty wytwarzania energii cieplnej lub/i elektrycznej oraz oszczędności wygenerowane przez mniejszą ilość postojów technicznych bloków.

5. BADANIA LABORATORYJNE

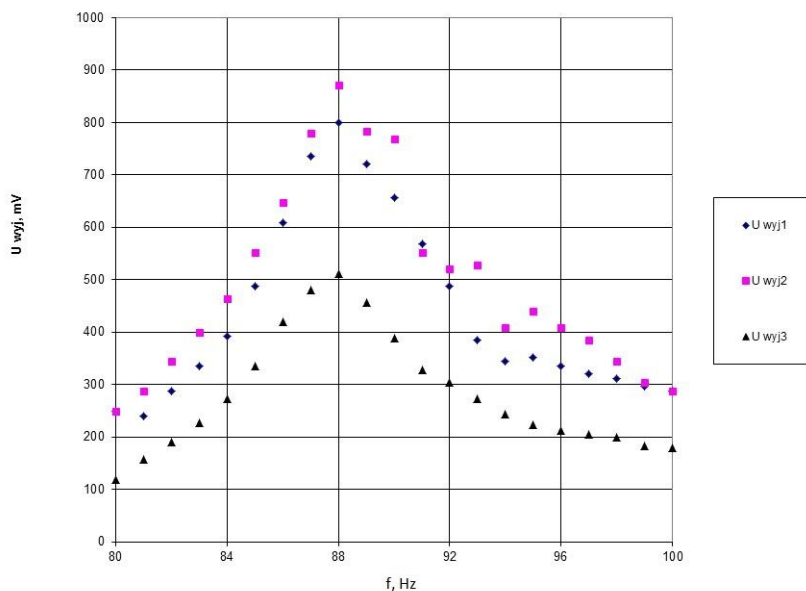
Do przeprowadzenia pomiarów zmian poziomu ciśnienia akustycznego w zależności od odległości pomiędzy otworem wylotowym z rezonatora a płaską ścianą zastosowano prosty układ składający się z generatora sygnału o ustawianej częstotliwości, wzmacniacza i głośnika średniotonowego dynamicznego oraz rury PCV o długości 2100 mm i średnicy 50 mm jako rezonatora.



Rys. 1. Schemat stanowiska pomiarowego

Aby zmierzyć zmiany poziomu ciśnienia fali na wylocie z tuby umieszczono mikrofon elektretowy. Napięcie sygnału wytworzonego przez mikrofon (które jest proporcjonalne do panującego poziomu ciśnienia akustycznego) odczytywane było na oscyloskopie. Wartości te zmierzone zostały dla trzech układów, w których zmieniała się tylko odległość wylotu od ściany laboratorium – w pierwszym pomiarze było to 25 cm (U_{wyj1}), w drugim 60 cm (U_{wyj2}), natomiast w trzecim przypadku (U_{wyj3}) wylot ustawiono w znacznym oddaleniu od ściany (większym, niż długość samego rezonatora). Celem przeprowadzenia pomiarów w trzech różnych konfiguracjach przestrzennych było sprawdzenie wpływu obecności płaskiej ściany na częstotliwość rezonansową fali akustycznej oraz na natężenie sygnału w przestrzeni, co ma związek z problematyką miejsca mocowania urządzenia (rozd. 3.3). Wyniki pomiarów przedstawia rys. 2. Widać na nim, że na częstotliwość rezonansową nie ma wpływu odległość wylotu z tuby od ścianki, co jest zgodne z teorią powstawania fali stojącej w rezonatorze (równ. 4-9), zgodnie z którą jej częstotliwość zależy tylko od wymiarów rezonatora i prędkości dźwięku w danym ośrodku gazowym. Obecność ściany wpływa jedynie na poziom ciśnienia akustycznego dźwięku, panujący na wylocie z rezonatora – sygnał jest mocniejszy, gdy wylot znajduje się w pobliżu powierzchni płaskiej. Zjawisko to można tłumaczyć odbiciem dźwięków o niskich częstotliwościach.

ściach przez ściany. Gdy wylot z tuby znajduje się w znacznej odległości od płaskich powierzchni, natężenie fali znacznie słabnie – widać brak wspomnianego efektu ze względu na tłumienie energii fali akustycznych przez ośrodek, w którym propagują. Wydaje się więc rozsądnym umieszczanie wylotu z rezonatora w odpowiednio bliskiej (odpowiednio do mocy zdmuchiwacza) odległości od ścianki oczyszczanego urządzenia. Równie ważnym zagadnieniem związanym z doбором miejsca montażu tuby rezonansowej jest zamodelowanie rozkładu poziomego ciśnienia akustycznego w przestrzeni roboczej oczyszczanego urządzenia w zależności od ilości i rozmieszczenia pracujących wdmuchiwaczy oraz weryfikacja otrzymanych wyników w drodze dalszych badań laboratoryjnych.



Rys. 2. Wykres zależności poziomu ciśnienia akustycznego od częstotliwości generowanej fali akustycznej

6. WNIOSKI

Wykorzystanie fal akustycznych do oczyszczania powierzchni wewnętrznych urządzeń energetycznych pozwoliło wielu zakładom na zmniejszenie częstotliwości oczyszczania zarówno podczas pracy bloku (zdmuchiwacze strumieniowe), jak też podczas postoju (oczyszczanie przez ekipy remontowe). Pozwoliło to na zmniejszone zużycie czynnika roboczego zdmuchiwacza strumieniowego (wody, pary lub sprężonego powietrza) i mniejsze szkody powodowane przez zniszczenia erozyjne materiału wymienników ciepła i innych. Natomiast wydłużenie czasu pracy bloku pomiędzy postojami przynosi wymierne korzyści ekonomiczne. Warto też zwrócić uwagę, że zwiększając sprawność kotła, uzyskuje się mniejsze zużycie paliwa, a więc też mniejszą ilość spalin emitowanych do atmosfery. Zdmuchiwacz akustyczny można więc

określić jako urządzenie przyczyniające się do zmniejszenia niekorzystnego oddziaływania zakładu energetycznego na środowisko naturalne.

Metoda akustyczna jest, jak podaje [8], bardziej skuteczna w kotłach energetycznych zbudowanych w technologii ścianek szczelnych niż w pozostałych, natomiast, jak już zostało wspomniane, nie jest ograniczona tylko do kotłów opalanych węglem. Zdmuchiwalce infradźwiękowe stosuje się też zarówno do oczyszczania potężnych wytwornic pary, jak i ciepłowniczych kotłów wodnych.

Prace nad generatorami infradźwięków dużej mocy są prowadzone w wielu europejskich i światowych placówkach naukowych i badawczych. Jest to jeden z argumentów świadczących o dużych nadziejach pokładanych w potencjalnych możliwościach wykorzystania tego zakresu fal akustycznych. Sukcesywny rozwój technologii wytwarzania i wzmacniania fal subakustycznych pozwala widzieć w tej metodzie potencjalnego lidera wśród metod oczyszczania wnętrza urządzeń.

LITERATURA

- [1] **Jędrusyna Cz.**: *Wykorzystanie techniki infradźwięków do oczyszczania powierzchni ogrzewalnych kotłów i urządzeń pomocniczych*, *Energetyka*, lipiec 2008, 516–519, 2008.
- [2] **Pronobis M.**: *Modernizacja kotłów energetycznych*, wydanie 1, WNT, 2013.
- [3] **Olsson M.**: *An air-driven low frequency sound generator and a method for regulating the piston in such a generator*, Patent No. EP1542810B1.
- [4] **Hueter T.F., Bolt R.H.**: *Sonics : techniques for the use of sound and ultrasound in engineering and science*, Wiley, 1955 (Repr. 1966).
- [5] Nirafon Oy website, <http://www.nirafon.com/>, 05.03.2014.
- [6] **Coulson C.A.**: *Waves. A mathematical account of the common types of wave motion*, 5th Edition, Edinburgh: Oliver and Boyd, 1949.
- [7] **Olsson M.**: *Infrasound generator*, U.S. Patent No. 4, 624, 220.
- [8] **Felis J., Kasprzyk S.**: *Akustyczna metoda usuwania osadów pyłowych w kotłach energetycznych*, XV Ogólnopolska konferencja naukowo-dydaktyczna teorii maszyn i mechanizmów, Białystok-Białowieża, 17-21 września 1996, 93-100, 1996.
- [9] **Engel Z., Kaczmarska A., Augustyńska D.**: *Badania wpływu nadmiernej ekspozycji na hałas niskoczęstotliwościowy – choroba wibroakustyczna*, *Bezpieczeństwo Pracy*, 11/2005, 4-7, 2005.
- [10] PN-86/N-01338.
- [11] **Felis J., Szydło J.**: *Pyłofon – akustyczna metoda usuwania osadów pyłowych*, *Energetyka*, 9/1994, 313-316, 1994.
- [12] **Torra i Fernández È., Ellebro M.**: *Online soot cleaning using infrasound*, *VGB PowerTech*, 8/2013, 84-87, 2013.
- [13] **Park J., Garcés M., Thigpen B.**: *The rotary subwoofer: A controllable infrasound source*, *J. Acoust. Soc. Am.*, Vol. 125, No. 4, 2006-2012, 2009, DOI: 10.1121/1.3082115.
- [14] Kockum Sonics website, <http://www.kockumsonics.com>, 12.03.2014.
- [15] **Domen J.K.**: *Infrasonic Helmholtz resonator*, U.S. Patent No. 6,665,413.
- [16] **Li D., Zheng L., Ou L.**: *Resonance frequency calculation of long-neck cylindrical acoustic resonators*, *Applied Mechanics and Materials*, Vols. 541-542, 478-481, 2014, DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.541-542.478.
- [17] **Tullstedt C. H., Bergman P., Edgren A.**: *Device for increasing heat transfer*, U.S. Patent No. 6, 252, 769.
- [18] Infracone AB website, <http://www.infracone.se>, 26.03.2014.



Izotop przyszłości - He³

AUTOR: Jakub Niechciał^{a,*}

REKOMENDOWANE PRZEZ: Maciej Chorowski^a

^a Zakład Automatyki i Kriogeniki, Instytut I-22, Politechnika Wroclawska

* Adres do korespondencji: jakub.niechcial@pwr.edu.pl, tel. 71 320 45 28

STRESZCZENIE

Na Ziemi występują dwa stabilne izotopy: hel-3 oraz hel-4. Pozostałymi niestabilnymi izotopami są hel-2, hel-5, hel-6, hel-7, hel-8, hel-9 i hel-10. Izotop helu, którego liczba neutronów w jądrze wynosi trzy jest powszechnie oznaczany jako He-3. Współcześnie izotop ten nie dość, że nie jest postonowany to w wielu dziedzinach fizyki i przemysłu jego występowanie ma wręcz kolosalne znaczenie. Jego implementacja jest obecna zarówno w medycynie, kriogenice, chłodnictwie jak również w fizyce. Może być adaptowany jako paliwo do przyszłościowych reaktorów termojądrowych. Jego właściwości fizyko – chemiczne pozwalają na zastosowanie w wielu dziedzinach przemysłu i nauki. Niniejsza praca jest podsumowaniem dotychczasowej wiedzy na temat wykorzystania helu-3 oraz jego przyszłych aplikacji w świecie technicznym. Wiele instytucji naukowych próbuje dyskutować aktualny kryzys braku helu-3, poszukując nowych jego źródeł. W artykule poruszone zostały problemy z otrzymywaniem dotychczasowych zasobów izotopu jak i możliwych nowych potencjalnych źródeł He-3. W temperaturze pokojowej hel jest lekkim, obojętnym gazem. Jest bezwonny, bezbarwny i bez smaku. Światowy rynek odczuwa obecnie dotkliwie braki zaopatrzenia w ten izotop. 85% aktualnego na rynku He-3 wykorzystywane jest w detektorach neutronów.

SŁOWA KLUCZOWE: *He-3, zasoby He, Księżyc*

1. WSPÓLCZESNE PROBLEMY ENERGETYCZNE

Rosnące ceny ropy naftowej oraz zwiększający się poziom energochłonności gospodarek krajów wysokorozwiniętych powodują, że poszukiwane są inne nośniki energii, które w przyszłości mogą być alternatywą dla ropy i gazu ziemnego. Ropa naftowa wciąż jest jednym z dominujących paliw wykorzystywanych na świecie (tabela 1).

Tabela 1. Bilans energetyczny, dane za 2000r. [1]

Rodzaj paliwa	Udział
Ropa naftowa	36,4%
Węgiel	27,8%
Gaz ziemny	23,5%
Odnawialne - woda	6,3%
Uran	5,9%
Inne	0,1%

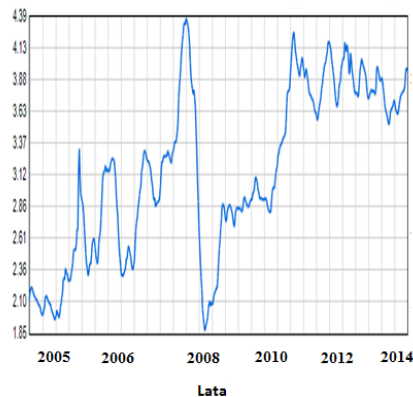
Praktycznie jedna trzecia wyprodukowanej energii pochodzi z ropy naftowej, której udział pozostaje na niezmiennym poziomie od lat 80-tych. Jednymi z największych państw - producentów tego surowca są m.in. Rosja (o udziale w światowej produkcji – 12%), USA (10%), Arabia Saudyjska (9%) oraz Chiny (4%). Stany Zjednoczone są w czołówce krajów o największym PKB, stąd w dalszej części artykułu będą stawiane, jako przykład zmian polityki energetycznej. Problemy energochłonności i pozyskiwania nowych źródeł energii najlepiej widać na przykładzie amerykańskiego rynku paliwowego. W okresie poprzednich trzech lat cena baryłki ropy wzrosła dwukrotnie, zaś w szczytowym roku 2008 jej cena wynosiła ponad 130 \$. Stan ten spowodował zwiększenie kosztów

we wszystkich pozostałych gałęziach przemysłu, w szczególności zaś w przemyśle samochodowym. Aby lepiej zobrazować sytuację ekonomiczną, wystarczy wspomnieć, że w omawianym okresie, cena benzyny w USA wzrosła z około 2 \$ do poziomu 4 \$, co skutkowało wzrostem ceny benzyny na rynkach światowych (rys. 1a i b).

a)



Cena za jeden galon



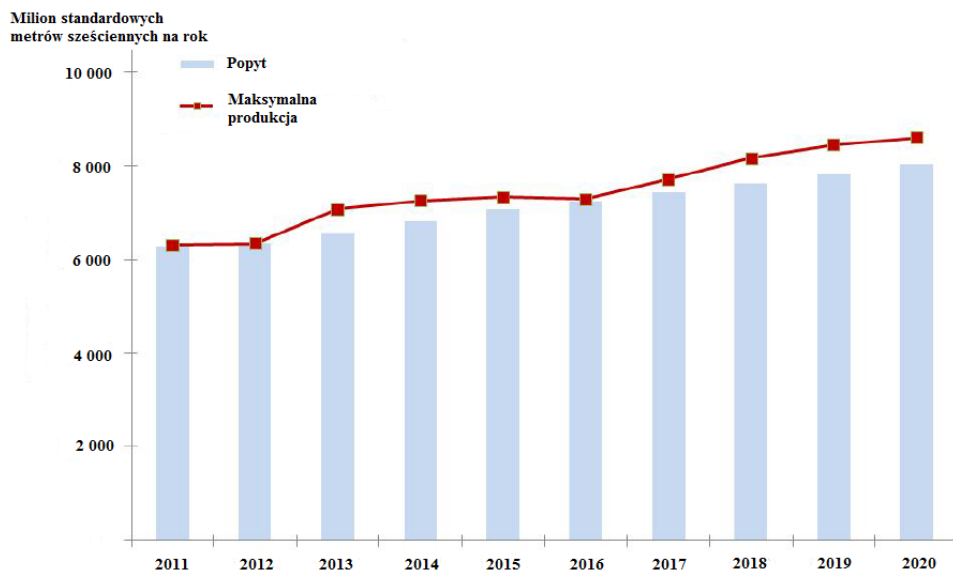
Rys. 1. (a) Cena ropy za baryłkę [2] (b) Cena paliwa w dolarach amerykańskich [3]

Oczywiście wzrost ceny ropy powoduje stopniowe zwiększenie kosztów produkcji energii elektrycznej. Ma to miejsce zwłaszcza w krajach bliskowschodnich, gdzie elektrownie produkują energię elektryczną stosując właśnie ropę, jako paliwo. Problemy energetyczne dzisiejszego świata można, więc podzielić na trzy kategorie: pierwszą jest ogromne zuży-

cie energii w krajach rozwijających się takich jak Chiny, czy Indie, które w przeciągu dekady staną się państwami o największym stopniu zużycia energii. Drugim elementem układanki jest niska sprawność dotychczasowych technologii, dla przykładu - elektrownie jądrowe budowane w Japonii były projektowane jeszcze w latach 70. i budowane w 80. Ich parametry techniczne pozwalają na osiągnięcie sprawności termodynamicznej na poziomie około 30%. Ostatnim elementem jest dostępność źródeł energii. Większe zapotrzebowanie na dane paliwo powoduje zwiększone wydobycie oraz głębszą penetrację skorupy ziemskiej w poszukiwaniu nowych źródeł. Do tego celu trzeba użyć droższych rozwiązań technicznych, które pociągają za sobą wielkie koszty inwestycyjne. Stąd opłacalność ekonomiczna w wielu przypadkach jest niska. Osobnym problemem jest również przyrost ludności w Chinach i Indiach, gdzie gęstość sieci elektroenergetycznej jest wciąż poniżej średniej europejskiej. Trzeba pamiętać, że cały tamtejszy region jest obecnie silnie rozrastającą się gospodarką. Wzrost gospodarczy Indii w 2008 r. wyniósł 9% (Chin - 10,4%). Zapotrzebowanie na energię dla 1,2 miliarda ludzi jest ogromne. Przewiduje się, że przez następne 25 lat cały kontynent azjatycki będzie miał wzrost PKB na poziomie 1,7%. Prognozy dla Chin wynoszą 5%, zaś dla Indii 4,7% rocznie. Ma to oczywiście przełożenie na rosnące zużycie energii elektrycznej w tych krajach.

Wszystkie te argumenty przemawiają za znalezieniem nowego źródła energii, zdolnego zastąpić dotychczasowe. Warto w tym miejscu zaznaczyć, że jedną z rozważanych alternatyw jest uzyskiwanie He-3, który może być w najbliższej przyszłości paliwem do reaktorów fuzyjnych, zastępując gaz oraz ropę. Przykładowymi rozwiązaniami wykorzystującymi He-3 mogą być dwa kluczowe projekty: ITER oraz DEMO, które są pierwszymi konstrukcjami do celów cywilnej produkcji energii elektrycznej z plazmy wysokotemperaturowej. Obecna ilość tego izotopu, jak później zostanie wykazane w artykule jest niewystarczająca na potrzeby tejże energetyki. Jedną z oczywistych przyczyn tego stanu jest fakt, że jego dostępność w przyrodzie jest niewielka. Świadczą o tym dane pomiarowe, które wskazują, że w naturalnej mieszaninie gazowego helu, He-3 stanowi zaledwie 0,000137%. Jest to więc izotop, który jest trudny do uzyskania technicznie, jednakże popyt na ten rodzaj izotopu ciągle rośnie (rys. 2). Na skutek polityki amerykańskiej po atakach terrorystycznych z 11 września 2001 r., głównym odbiorcą pierwiastka są producenci detektorów neutronów.

Obecnie USA starają się wszelkimi sposobami zapewnić odpowiedni poziom konsumpcji energetycznej w kraju, szukając nowych źródeł energii, będących w stanie zaspokoić popyt wewnętrzny na energię elektryczną.

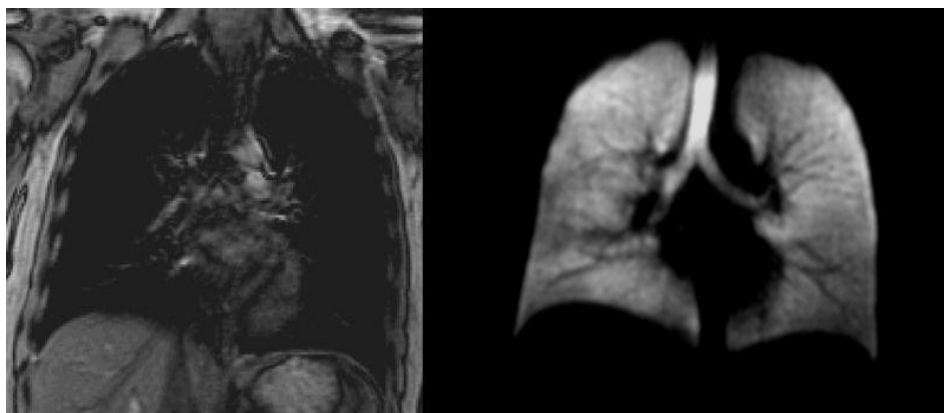


Rys. 2. Przewidywalny popyt helu-3 na najbliższe lata [4]

W dalszej części artykułu przeglądowego omówione zostaną poszczególne zastosowania tego pierwiastka na różnych poziomach ogólności. Tam gdzie będzie to konieczne zostaną zaprezentowane szczegółowe rozwiązania techniczne, zwłaszcza w kontekście najlepiej rokujących, potencjalnych zastosowań w technice i przemyśle.

2. DOTYCHCZASOWE ZASTOSOWANIA HELU-3

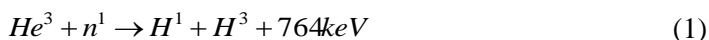
Medycyna jest jedną z najtrudniejszych dziedzin nauki, ze względu na różnorodne problemy tak natury technicznej jak i biologicznej. Wiele pomysłów i rozwiązań z innych gałęzi nauki znalazło zastosowanie również w leczeniu ludzi. Wykorzystuje się w tym celu różne substancje pochodzenia organicznego i nieorganicznego, w tym również gazy szlachetne, znajdując dla nich nowe zastosowania. Jedną z opcji jest wykorzystanie helu-3. Ten stabilny izotop dobrze zbadanego helu-4, ze względu na swoje szczególne właściwości fizyko - chemiczne (duży współczynnik przewodzenia ciepła, postać gazowa) pozwala na szerokie zastosowanie nie tylko w gałęziach energetycznych (reaktory jądrowe chłodzone helem, fuzja termojądrowa), ale również w medycynie. W sztuce lekarskiej hel-3 ma kilka praktycznych zastosowań. Jego działanie zmniejsza opór dróg oddechowych i ułatwia przepływ powietrza przez płuca. Inną istotną cechą helu-3 jest jego zdolność polaryzacji promieniowania wykorzystywanego podczas rezonansu magnetycznego (MRI). Dla osób cierpiących na astmę, mukowiscydozę lub inne choroby płuc hel-3 pomaga w diagnozowaniu. Przykładowo, przy prostym rentgenowskim badaniu (rys. 3) płuca są zaciemnione i niewiele można z nich odczytać (lewa strona obrazka). Gdy jednak chory wdycha hel-3, wyniki płuc są tak jasne, jakby pacjenta rozświetlała od wewnątrz żarówka (prawa strona).



Rys. 3. Prześwietlenia płuc bez helu-3 (po lewej) i po zaaplikowaniu pacjentowi (po prawej) [5]

Na tym jednak nie kończą się zastosowania izotopu He-3. Jego zdolność do interakcji z promieniowaniem można również wykorzystać do wykrywania materiałów radiologicznych, ponieważ jest niezwykle wrażliwy na promieniowanie neutronowe, co pozwala na budowę tzw. detektorów neutronów (rys. 4). Przykładowe działanie takiego urządzenia jest następujące: gdy gaz inherentny współdziała z neutronami powstają naładowane cząstki, co łatwo może być wychwycone przez czujniki. Detektory neutronów wykorzystujące hel-3 są w dużym stopniu wrażliwe na tzw. neutrony termiczne, czyli neutrony o energii kinetycznej porównywalnej z energią ruchu cieplnego w temperaturze zbliżonej do pokojowej (ok. 300 K). Wychwytywane są cząstki o niewielkiej prędkości. Dlatego urządzenia te implementowane są w elektrowniach jądrowych do monitorowania liczby neutronów. Pozwala to na kontrolę rozszczepialnej reakcji łańcuchowej, a co za tym idzie kontrolowanie mocy rdzenia reaktora jądrowego, co wymaga dodatkowego komentarza technicznego.

Neutrony mogą być wykryte przy użyciu helu-3 w następujący sposób: typowy licznik składa się z tuby wypełnionej gazem, w której między anodą i katodą następuje przepływ elektronów. W środku znajduje się czynnik gazowy - hel. Neutrony przemieszczające się wzdłuż rury oddziałują z helem-3 tworząc tryt (izotop wodoru) i proton. Proton jonizuje otaczające atomy, które z kolei jonizują inne atomy. Proces jest lawinowy, co pozwala mierzyć powstałe zmiany jako impulsy elektryczne, z amplitudami proporcjonalnymi do energii elektronów. Przykładem rzeczywistego detektora gazowego może być detektor typu BBND (Bonner Ball Neutron Detector) (rys. 4a i b), często instalowany na promach kosmicznych, ze względu na swoje niewielkie rozmiary i skuteczność. Cały dotychczasowy proces można skrótowo opisać wzorem (1):



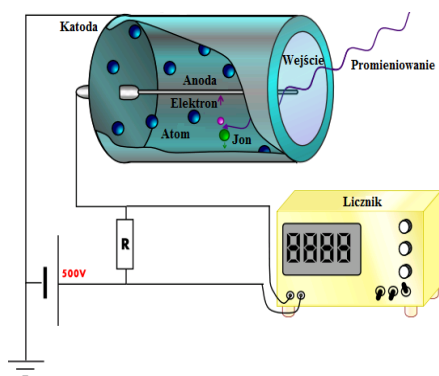
Próżnia panująca we Wszechświecie jest dla człowieka wielce nieprzyjazna. Z tego też względu potrzebny był sposób na bezpieczne pomiary promieniowania wewnątrz promu kosmicznego. Okazało się to wykonalne właśnie przy użyciu detektorów neutronów. Na-

leży pamiętać, iż ten rodzaj urządzenia najlepiej działa, gdy wychwytywane cząstki są obiektami o niewielkich energiach. Możliwe jest wykrycie przede wszystkim neutronów termicznych. Padające cząstki trzeba, więc najpierw spowolnić. Ogólna zasada działania tego typu urządzenia jest następująca: wysokoenergetyczne protony, uderzając w pancierz promu wyzwalają szybkie neutrony, które mogą swobodnie wnikać do wnętrza statku powodując jego zniszczenie. Sam detektor składa się z metalowej puszki wypełnionej helem-3 pod ciśnieniem 6-ściu atmosfer (ciśnienie to jest optymalne, aby zgromadzić odpowiednią liczbę atomów przy jednoczesnym braku niebezpieczeństwa pęknięcia osłony). Metalowa kapsuła pokryta jest grubą warstwą materiału bogatego w wodór (np. polietylen), czyli substancję, doskonale wyhamowującą wysokoenergetyczne neutrony. Lekkie atomy wodoru powodują spowolnienie uderzających w powierzchnię cząstek. Uzyskane w ten sposób neutrony termiczne reagują z helem wewnątrz tzw. kuli Bonnera. To właśnie tam powstały w wyniku reakcji proton replikuje ponownie z helem, prowadząc do uwolnienia elektronu, ten zaś natychmiast jest przyciągany przez anodę.

a)



b)



Rys. 4. (a) Kula Bonnera [6], (b) Schemat detektora gazowego [6]

Innym rodzajem detektorów działających w oparciu o wykorzystanie helu mogą być sferyczne detektory neutronów. Jak już wspomniano w poprzednim rozdziale, jest to obecnie główny odbiorca dostaw izotopu He-3. Priorytetem dla strony amerykańskiej są właśnie detektory sferyczne, rozmieszczone na granicy Meksyk-USA oraz w portach lotniczych. Dlatego też inne zastosowania He-3 są obecnie utrudnione. Powód takiej polityki wymaga szerszego komentarza, który zostanie omówiony w kolejnym rozdziale.

Hel-3 na dużą mniejszą skalę jest również stosowany w kriogenice, w szczególności w tzw. chłodziarkach rozcieńczalnikowych. Umożliwiają one uzyskiwanie bardzo niskich temperatur, sięgających nawet 1 K. Ich działanie oparte jest na zjawiskach cieplnych powstających w mieszaninie izotopów He-3 i He-4. Największą uwagę przykuwa jednak przyszła implementacja He-3 w reaktorach jądrowych i termojądrowych, gdzie może być użyty jako paliwo lub chłodziwo.

Podsumowując ten rozdział warto zaznaczyć, że nie są to wszystkie możliwe zastosowania helu-3. Dzięki skupieniu się na kilku wybranych przykładach oraz omówieniu zagadnień związanych z promieniowaniem można jednak wnioskować o wzrastającej roli tego izotopu w najbliższej przyszłości. W kolejnym rozdziale przedstawione zostaną przykłady w jaki sposób pozyskiwany jest ten konkretny izotop oraz jego aktualne zasoby.

3. AKTUALNE POZYSKIWANIE HELU-3

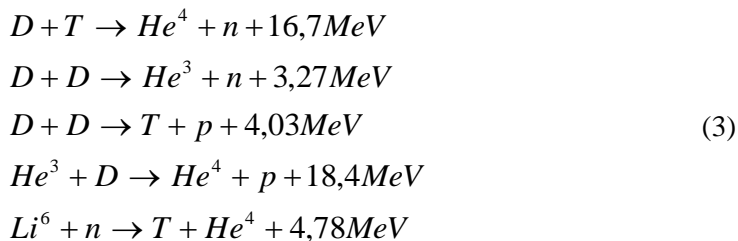
Źródłem helu-3 (He³) były przede wszystkim głowice termojądrowe. Na skutek działania na tryt (T) promieniowania beta (strumienia elektronów - e) uzyskiwano go jako produkt uboczny reakcji (wzór 2), neutrino (ν) nie miało większego znaczenia ze względu na słabe oddziaływanie z materią:



Proces ten wymagał jednak czasu - okres trwania reakcji wynosił około 12 lat. Z tego powodu co 5 lat głowice musiały być oczyszczane. Był to jedyny sposób pozyskiwania He-3 na skalę przemysłową, a jego głównymi dystrybutorami były dwa kraje – Stany Zjednoczone oraz Federacja Rosyjska. Hel-3 nie był nigdy przedmiotem rynkowym, jak wiele innych pierwiastków - miedź czy aluminium.

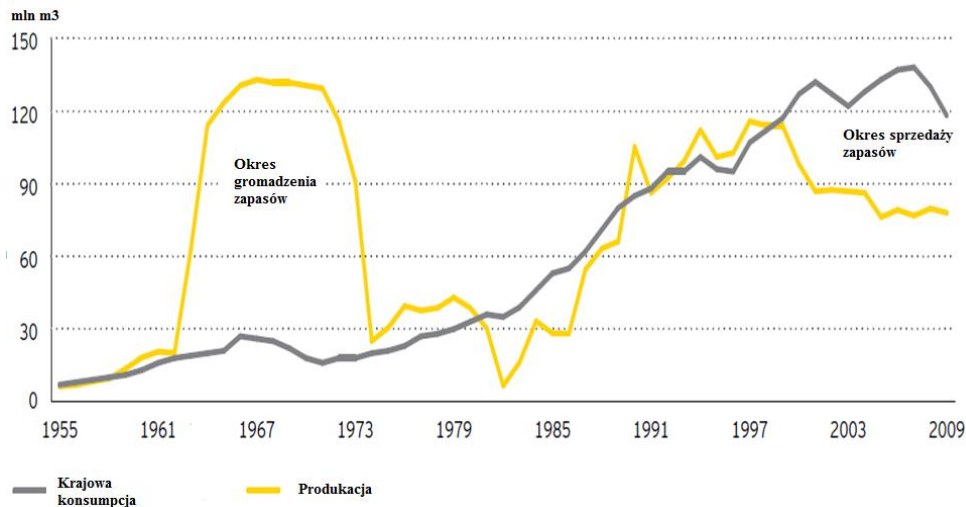
Jednakże podpisane w 2010 r. porozumienie między USA i Federacją Rosyjską - traktat o ograniczeniu broni jądrowej (czyli nowej wersji programu START- Strategic Arms Reduction Treaty - traktat o redukcji zbrojeń strategicznych) zakładał, że liczba głowic zostanie docelowo zredukowana do poziomu 1 550 (z obecnych około 2 150). Już teraz oznacza to spadek amerykańskiej rezerwy helu-3 z około 200 tys. do poziomu poniżej 50 tys. litrów, co poważnie uszczupla i tak skromne zasoby technicznie już wykorzystywane. Z drugiej jednak strony, rząd amerykański postawił sobie za cel zwiększenie produkcji tego izotopu.

Nie jest przypadkowe, że Stany Zjednoczone zainteresowane są zwiększeniem rezerwy tego pierwiastka. Ma to związek z aktualnie prowadzonymi badaniami w zakresie IV generacji reaktorów jądrowych. Jest to tym ważniejsze, że He-3 można również zastosować w fuzji termojądrowej. Reakcje z helem wytwarzają najwięcej energii (wzór 3), więc z punktu widzenia maksymalizacji generowanej mocy jest to najlepiej nadający się pierwiastek do zastosowań cywilnych w nowo budowanych reaktorach fuzyjnych, gdzie D- deuter, T- tryt, n- neutron, p- proton, Li- lit:



Obecne zasoby nie pokrywają w 100% popytu na ten pierwiastek, co można zaobserwować analizując rys. 5. W przeszłości gromadzono ten izotop, ponieważ nie miał prak-

tycznego zastosowania. Lata sześćdziesiąte i siedemdziesiąte to dopiero raczkowanie pomysłów konstrukcyjnych reaktorów fuzyjnych. W tamtym okresie nie było materiałów zdolnych wytrzymać tak wysoką temperaturę, jak również tajemnicą pozostawało zjawisko nadprzewodnictwa, które jest wymagane do budowy reaktora syntezy jądrowej.



Rys. 5. Produkcja i konsumpcja He-3 w USA [8]

Nieprzypadkowo w poprzednim rozdziale została omówiona zasada działania detektorów neutronów. Przed 2001 r. zasoby He-3 w 100% wystarczały na zaspokojenie popytu wewnętrznego. Jednakże po atakach z 11 września, Stany Zjednoczone postanowiły zwiększyć bezpieczeństwo przed atakami radiologicznymi, w szczególności w postaci ochrony przed tzw. „brudnymi bombami” czy też bombami walizkowymi. Brudna bomba jest specjalną konstrukcją, która ma za zadanie rozrzucić na określonym obszarze materiał radioaktywny. Inicjatorem wybuchu jest zazwyczaj klasyczny materiał wybuchowy. Groźniejszą bronią są jednak bomby walizkowe, które można uruchomić w czasie 10–20 minut. Konstrukcja takiej walizki zawiera w sobie zminiaturyzowane elementy konwencjonalnych bomb atomowych.

Po rozpadzie ZSRR zarządzono kontrolę arsenału jądrowego, w wyniku którego okazało się, że zaginęły 84 walizki atomowe. Jedno z takich urządzeń miało wagę 40 kg i gabaryty 60 x 40 x 20 cm. Taka walizka jest w stanie zniszczyć wszystko w promieniu 700 m. Istnieją również pewne modyfikacje takich urządzeń zdolne przenosić ładunek o mocy 1 kT (dla porównania bomba zrzucona na Hiroszimę miała około 14,5 kT). Produkowano również mniejsze ładunki o wadze 30 kg i mocy 0,2 kT. Do 1996 r. odnaleziono zaledwie 48 walizek atomowych.

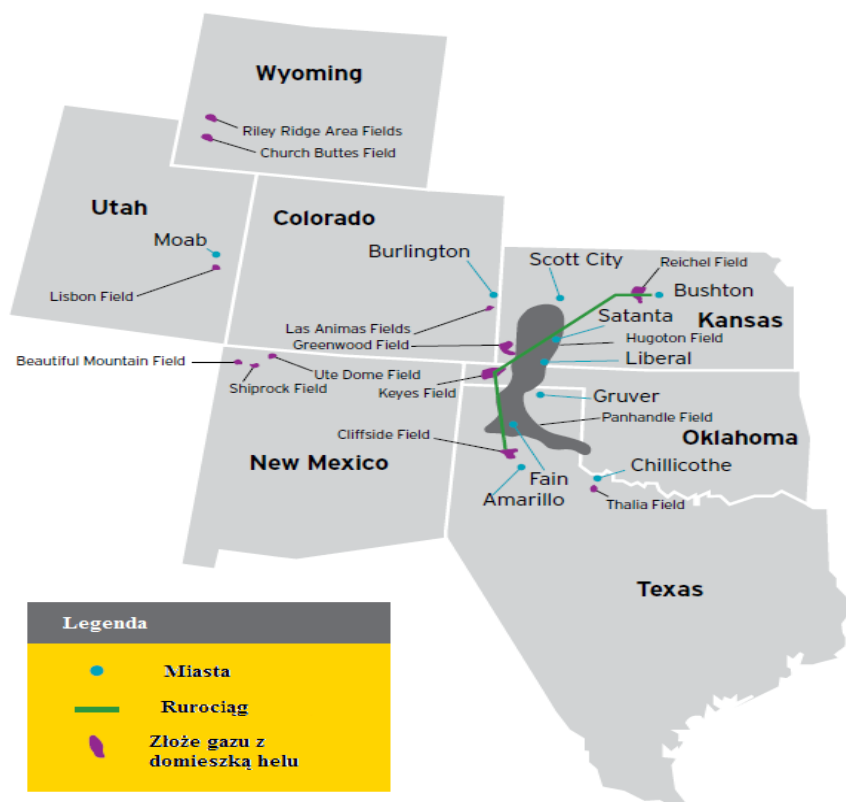


Rys. 6. Kongresman Dan Burton z makietą przenośnej bomby [7]

Tak, więc priorytetem administracji amerykańskiej po 11 września stało się zapewnienie dostatecznej ochrony radiologicznej na granicach USA. Przykładowa konstrukcja walizki z ładunkiem jądrowym została ukazana na rys. 6. Z tego względu największy udział (ponad 85%) zasobów helu przypadają na detektory neutronów. Hel-3 jest, więc wytwarzany głównie jako produkt uboczny przy składowaniu i oczyszczaniu broni jądrowej z trytu, stąd jak już wspomniano głównymi producentami są USA i Rosja. Na skutek zatrzymania dostaw przez Federację Rosyjską cena za jeden litr helu-3 skoczyła z mniej niż 100 \$ (w 2001) do ponad 2100 \$ (2009). W tej sytuacji Stany Zjednoczone są zobligowane do rozpraszania źródeł pozyskiwania helu. Pozyskiwanie jest jednak niezwykle trudne i czasochłonne, po części dlatego, że izotop jest niezwykle rzadki w przyrodzie - stanowi około 0,000137% składu helu naturalnego.

Jego konsumpcja w ciągu ostatnich 50 lat wzrosła niemalże 8-krotnie, podczas gdy produkcja He-3 przez USA ciągle się zmniejsza. Dopóki, więc Federacja Rosyjska nie zaprzestała wydobycia i sprzedaży helu-3, rynek amerykański nie odczuwał niedoborów tzn. produkcja izotopu z oczyszczania głowic w pełni pokrywała zapotrzebowanie krajowe na ten rodzaj pierwiastka.

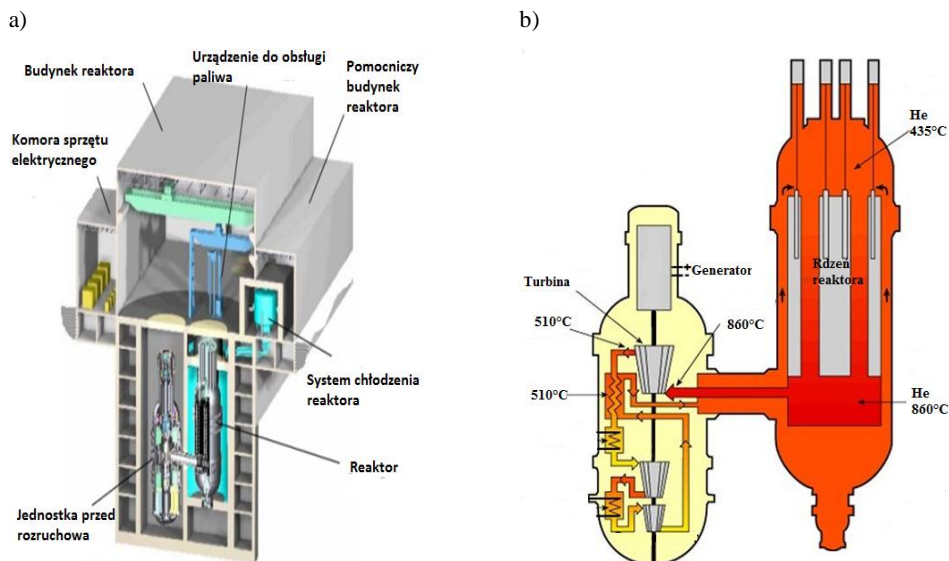
Sama infrastruktura helu w USA na potrzeby przemysłu obejmuje 720 kilometrowy system rurociągów, jak również rezerwy helu w Cliffside w stanie Texas (rys.7). W skład tego złożonego systemu wchodzi wiele firm. Dziesięć przedsiębiorstw jest zaangażowanych w ekstrakcję helu z gazu ziemnego i ropy. Dziesięć placówek jest w stanie uzyskać mieszaninę helu i azotu, a następnie wyprodukować wysokorafinowany hel. Należy jednak wspomnieć, że tylko część z nich jest połączona z rurociągiem umożliwiającym uzyskiwanie, oczyszczanie oraz transport helu.



Rys. 7. Złoże He-3 w USA [9]

Drugimi po detektorach neutronów urządzeniami, na które istnieje coraz większe zapotrzebowanie w Stanach Zjednoczonych są reaktory jądrowe typu HTR (ewentualnie VHTR). Dzięki nim możliwe jest uzyskanie bardzo wysokiej temperatury na wylocie z reaktorów. Hel jest stosowany w tym przypadku jako chłodziwo, zastępując tradycyjną oraz ciężką wodę (rys. 8). Taka konstrukcja reaktora ma kilka zalet, ale przede wszystkim spośród wszystkich dotychczasowych struktur ma największą sprawność. Są to reaktory IV generacji, które cechują się wysoką wydajnością i sprawnością. Mogą one dostarczać ciepło przy temperaturze na wyjściu z rdzenia reaktora rzędu 1000 stopni Celsjusza. To co wyróżnia reaktory HTR to mikrokapsułki paliwowe otoczone grafitem, tak zaprojektowane aby element paliwowy zwiększał bezpieczeństwo w przypadku jakiegokolwiek przedostania się składników promieniotwórczych poza reaktor. Może się to odbywać np. poprzez zablokowanie emisji gazowych pierwiastków radiacyjnych. Przy 1000 stopniach Celsjusza, reaktor ten może osiągnąć sprawność ponad 50% (w porównaniu do obecnych 30-40%). Tak zaprojektowane paliwo jądrowe pozwala również na przepuszczenie gazowego helu przez element paliwowy. Duży współczynnik przewodzenia ciepła oraz stan

gazowy chłodziwa pozwalają na wydajny i szybki odbiór ciepła z reaktora. Przykładową konstrukcję oraz umiejscowienie w budynku przedstawiono na rys. 8a i b.



Rys. 8. (a) Budynek reaktora [10], (b) Schemat reaktora [11]

Dodatkową zaletą takich reaktorów jest fakt, że przy produkcji ciepła możliwa staje się produkcja wodoru, który w kolejnym etapie może być magazynowany i sprzedawany, w celu ulepszenia ciężkiej i zakwaszonej surowej ropy naftowej.

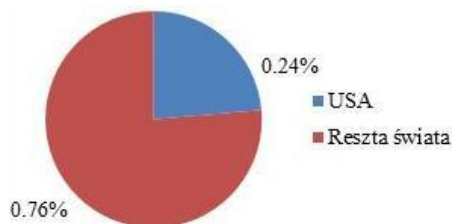
Skupienie się w tym rozdziale na reaktorach wysokotemperaturowych nie jest przypadkowe. W przyszłości taki reaktor na paliwo He-3 – deuterium mógłby być idealnym elementem do zasilania statków kosmicznych. Masa reaktora byłaby mniejsza, za sprawą wykorzystania innych radioaktywnych pierwiastków niż w obecnych generacjach, co w konsekwencji spowodowałoby zmniejszenie masy samego statku (wskutek mniejszych materiałów osłonowych).

Analizując, na przykładzie Stanów Zjednoczonych, dotychczasowe metody uzyskiwania izotopu He-3 widać wyraźnie, że potrzebne są nowe metody separacji tego izotopu. W kolejnym rozdziale omówione zostaną właśnie technologie przyszłościowego wydobycia izotopu He-3, skupiające się zwłaszcza na aspektach związanych z separacją wodną.

4. NOWE MOŻLIWOŚCI WYDOBYCIA

Jak już zostało zaznaczone w poprzednich rozdziałach, uzyskiwanie helu na dotychczasowych zasadach ekonomicznych (oczyszczanie głowic) okazuje się niewystarczające. Z tego względu w planach są koncepcje nowych sposobów wydobycia He-3, jak np. ekstrakcja helu z gazu ziemnego czy też planowane próby koncepcyjne eksploatacji z powierzchni Księżyca. Zanim jednak księżycowe plany wejdą w fazę

konstruktorską warto przeanalizować dostępne opcje uzysku He-3 na Ziemi, w kontekście dostępności zasobów, obszaru na jakim występują oraz ich ekonomicznej opłacalności. Nie bez przyczyny, w dalszej części artykułu rynek amerykański będzie ponownie poziomem odniesienia do dalszych rozważań na temat wydobycia helu-3.

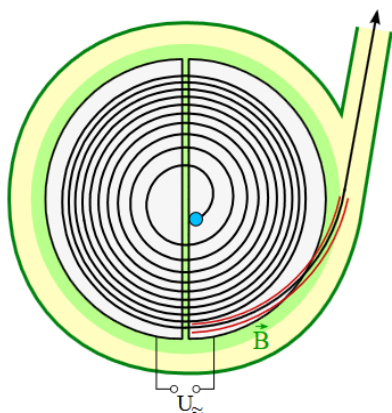


Rys. 9. Procentowy udział zasobów He-3 USA i pozostałych krajów [12]

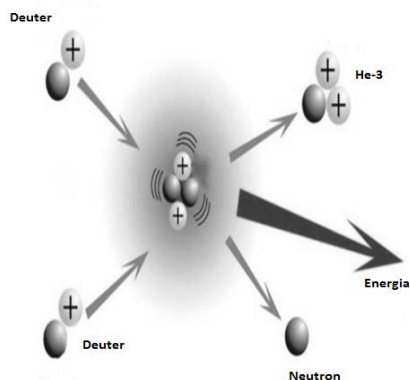
Warto zauważyć, że około $\frac{1}{4}$ światowych potencjalnych zasobów znajduje się w Stanach Zjednoczonych (rys. 9) co zostało zaakcentowane w poprzednim rozdziale. Jednocześnie właśnie w tym kraju występuje największy niedobór tego pierwiastka. Wstępne plany mające na celu zmniejszenie deficytu zapotrzebowania na He-3 polegają na wykorzystaniu urządzenia zwanego cyklotronem. Jako, że około 71% obszaru naszej planety zajmuje woda, w szczególności woda morska, nie dziwi fakt, że powstała koncepcja wykorzystująca istniejące zasoby wód, w celu wytworzenia interesującego nas pierwiastka.

Za pomocą procesu elektrolizy możliwe jest wydzielenie zawartych w wodzie deuteru i tlenu. Jest to pierwszy etap całego procesu. Następnie poprzez bombardowanie deuteru jego izotopem powstaje izotop He-4. Kolejnym etapem jest wprowadzenie He-4 do urządzenia zwanego cyklotronem (rys. 10a), gdzie neutron jest eliminowany z jądra, doprowadzając do postaci gazowego He-3 (rys. 10b). Następnie możliwe jest skroplenie go, przy użyciu tradycyjnych metod.

a)



b)



Rys. 10. (a) Schemat Cyklotronu [13], (b) Schemat pozyskiwania Helu-3 w cyklotronie [13]

Tak przedstawia się w ogólnych zarysach cały proces „produkcji” gazowego He-3. Samo urządzenie - cyklotron nie jest nadzwyczaj skomplikowane i opiera się o podstawowe prawa fizyki. Składa się ono z następujących elementów: elektromagnesu wytwarzającego pole magnetyczne i komory próżniowej, w której umieszczono dwie półkoliste elektrody zwane duantami. Taka konstrukcja pozwala na efektywną i w miarę szybką separację poszczególnych elementów składowych wlatujących pierwiastków lub cząstek. Między tymi komponentami, przy użyciu generatora wysokiej częstotliwości, wytwarza się zmienne pole elektryczne w centrum cyklotronu umiejscowione jest źródło cząstek naładowanych elektrycznie. Istnieje również możliwość ewentualnego wprowadzenia cząstek z zewnątrz. Jeżeli częstotliwość generatora jest równa częstotliwości obiegu cząstek, to są one przyspieszane podczas przelotu między duantami. Składniki w innych czasach przelotu są okresowo przyspieszane oraz hamowane i w końcu uderzają w duanty. Elementy o większej energii poruszają się po zwiększonym promieniu, gdy zaś tor ruchu cząstki jest odpowiednio duży, może ona opuścić akcelerator. Pomocna jest w tym oczywiście dodatkowa elektroda kierująca cząstki w odpowiednią stronę.

Ten sposób wydobycia może być korzystny zwłaszcza dla okrętów podwodnych. Zastosowanie He-3 w silnikach okrętowych zapewnia większą moc niż obecne paliwa. Zaletami takiego rozwiązania są m.in. bardziej efektywna konwersja na energię elektryczną, nieznaczny poziom radioaktywności oraz w tym przypadku nie potrzeba paliwa radioaktywnego (brak trytu). Wszystkie dotychczasowe sposoby nie są jeszcze w pełni ekonomiczne.

Rozdział ten można podsumować następująco: nie ma obecnie ekonomicznych podstaw do ekstrakcji helu-3 z wody morskiej. Jest to jednak perspektywa dosyć kusząca i możliwe, że po odkryciu nowych materiałów, będzie możliwa realizacja tej wizji. Pomocny w tym może być rozwój techniki fuzyjnej – reaktora ITER oraz projektu DEMO, które będą w najbliższych latach pierwszymi komercyjnymi reaktorami fuzyjnymi. Nie jest to jednak jedyne źródło potencjalnego uzyskiwania He-3, co wykaże następny rozdział.

5. EKONOMICZNE ROZWAŻANIA PRZYSZŁOŚCIOWEGO WYDOBYCIA HE-3

Mimo, że hel nie jest najbardziej powszechnym pierwiastkiem na Ziemi to we Wszechświecie jego występowanie jest po wodrze największe. Fakt ten oznacza, że w przyszłości, gdy ludzkość będzie w stanie podróżować w przestrzeni kosmicznej na większe odległości, kluczowym paliwem może okazać się właśnie He-3. Nurtujące, więc staje się pytanie: jaką cenę trzeba będzie zapłacić za nowe sposoby wydobycia i eksploatacji?

Potencjalne dodatkowe źródła helu-3 mogą obejmować zwiększone wydobycie trytu z lekkiej wody reaktorów jądrowych, jak również z ciężkiej wody reaktorów komercyjnych. Innymi rozpatrywanymi możliwościami są produkcja trytu i helu-3 przy użyciu akceleratorów cząstek oraz separacja z gazu ziemnego lub atmosfery. Rosjanie

posiadają pola naturalnego gazu ziemnego bogatego w hel, którego zawartość waha się od 0,18 do prawie 0,6% w złożu.

W przypadku ekstrakcji z chłodziwa reaktorów jądrowych ceny produkcji mogą być znaczne. Według jednego z szacunków koszt produkcji dla programu broni jądrowej kształtuje się jest pomiędzy 84 a 130 tys. \$ za 1g. Odpowiada to cenie od 11 000 do ponad 18 000 \$ za litr (w przypadku lekkich reaktorów). Znaczne wahania kosztów potrzebnych do produkcji helu-3 z tego źródła związane są ze ścisłym związkiem z ceną pobieraną od trytu przez zagranicznego dostawcę, która może być różna i zależy od wielu czynników. W ostateczny kosztorys trzeba uwzględnić również wydatek pieniężny na oddzielenia helu-3 z trytu i przechowywania pozostałego pierwiastka (zwłaszcza w przypadku reaktorów na ciężką wodę). W latach 90-tych XX wieku, USA próbowały alternatywnego podejścia do produkcji trytu - bez uciekania się do pomocy przemysłu zbrojeniowego. Szczególnie interesujące były badania napromieniowania litu z akceleratora liniowego, a nie jak to zwykle ma miejsce - w reaktorze jądrowym. Wstępne szacunki wskazują jednak, że proces ten jest nieopłacalny ekonomicznie. Skupiono się, więc na wydobyciu z gazu ziemnego.

Naturalny gaz ziemny zawiera często pewne domieszki innych elementów, jednakże głównym składnikiem wciąż pozostaje metan. W pewnych przypadkach zanieczyszczenia zawierają znaczące ilości helu (aż do kilku procent, jak w przypadku złóż rosyjskich). Gdy zbiornik (złoże) jest stosunkowo bogate w hel możliwe jest ekonomiczne wyodrębnienie. U.S. Geological Survey szacuje łączne rezerwy helu na 20,6 bilionów litrów. Jednakże wszystkie 36 obecnych zbiorników gazu w USA różnią się zawartością helu-3. Badania przeprowadzone w 1990 przez Departament Spraw Wewnętrznych oceniły stosunek ilości helu-3 do helu-4 w omawianych zbiornikach w zakresie od 70 do 242 cząstek na bilion. Oznacza to, że rezerwy USA kształtują się na poziomie od 1 do 5 mln litrów. Według szacunków koszt wydobycia może się wahać od 12 000 \$ wzwyż za litr.

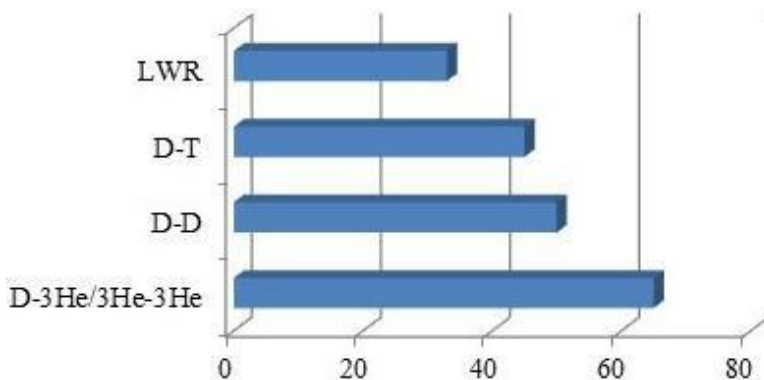
Podobnie jak gaz ziemny również atmosfera zawiera niewielką ilość helu, w tym oczywiście także helu-3. Część elementów aparatury ekstrakcji z gazu ziemnego może być przystosowana do wyodrębnienia helu-3 z powietrza. Największym jednak niezbadanym potencjałem jest księżycowy He-3, któremu poświęcony zostanie kolejny rozdział.

6. KSIĘŻYCOWY HEL-3

W okresie zimnej wojny prowadzony był wyścig kosmiczny, o to kto pierwszy wyłądaje na Księżycu. Oba supermocarstwa nie szczędziły środków na ten cel, zwłaszcza administracja amerykańska. Było to dla niej priorytetowe postanowienie od czasów wysłania przez Związek Radziecki Sputnika, który stanowił dla Związku Radzieckiego wielkie wydarzenie nie tylko technologiczne, ale również propagandowe. W tym celu wyekspediowano kilka załogowych lotów na Księżyc. Hel-3 został przywieziony na Ziemię przez statki Apollo (11, 12, 14, 15, 16, 17) oraz rosyjskie Luna 16. W sumie

było to około 20 próbek. Po zbadaniu okazało się, że powierzchnia Księżyca jest bardzo bogata zarówno w przeróżne minerały, jak również w hel.

Obecne analizy wskazują, że powierzchnia satelity Ziemi zawiera w sobie około 1 mln ton helu-3. Taka ilość jest niezwykle kusząca i wystarczająca do produkcji energii na skalę przemysłową. Jak ważny jest hel można zauważyć na rys.11. Spośród wszystkich reaktorów jądrowych i termojądrowych, to reaktory, w których paliwem jest mieszanka oparta na izotopie He-3 mają największą sprawność termiczną. Wykorzystanie tego potencjału uniemożliwia jednak obecna technologia, stąd też powstało wiele koncepcji i teorii w jaki sposób wydobyć hel-3 z powierzchni Księżyca.



Rys. 11. Porównanie poszczególnych paliw w stosunku do sprawności reaktorów (LWR – lekko-wodny reaktor jądrowy) [14]

Obecnie NASA (Narodowa Agencja Aeronautyki i Przestrzeni Kosmicznej) ma w planach budowę kolonii na Księżycu. Nie będzie to jednak tanie rozwiązanie – wstępne kosztorysy wskazują, że sama baza księżycowa pochłonie około 100 miliardów dolarów, cały zaś projekt szacowany jest na sumę 600 miliardów dolarów (w tym wliczona jest misja załogowa na Marsa). Biorąc jednak pod uwagę nieuniknione przy tak zaawansowanym projekcie złożone technologie - dodatkowe koszty mogą sięgnąć biliona dolarów. Dla porównania produkt krajowy brutto USA wynosi około 12 bilionów dolarów rocznie, wojna w Iraku pochłania miesięcznie do 7 miliardów, w skali roku zaś 80 miliardów dolarów. Z tego też powodu został przerwany czasowo program „Constellation”. Pierwsze lądowania na Księżycu w XXI wieku planowane były na przełom 2014/15. Administracja Baracka Obamy uznała jednak, że załogowe loty na Księżyc nie są priorytetowe. Oprócz tego wstrzymano również budowę statku kosmicznego Orion, który przeznaczony był do wykonywania długotrwałych misji poza niską orbitą okołoziemską – w szczególności statek miał być przeznaczony do lotów na Księżyc. Nie zniechęciło to jednak NASA do stworzenia koncepcji wydobycia helu-3. Najpopularniejsze koncepcje zostaną przedstawione w dalszej części artykułu.

Zaproponowany alternatywny proces uzyskiwania He-3 z satelity Ziemi opierał się na pozyskaniu He-3 przy użyciu specjalnie skonstruowanego pojazdu, którego wstępną koncepcję i teoretyczne parametry można zobaczyć na rys. 12a oraz tab. 2.

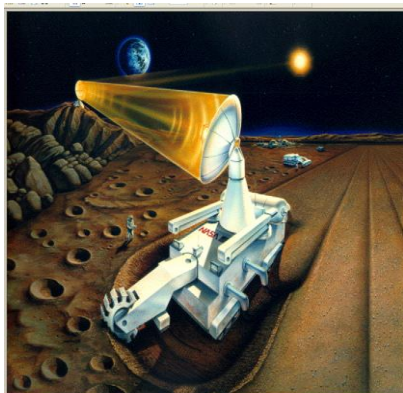
Tabela 2. Podstawowe dane koncepcyjne maszyny wydobywającej He-3 z Księżyca [15]

Poszczególne parametry	Wartości
Roczne godzinowe wydobywanie	3942 h/rok
Głębokość wykopu	3 m
Prędkość jazdy	23 m/h
Obszar wydobywania na rok	1 m ² /rok
Szybkość przetwarzania	556 ton/rok
Potrzebna energia	200 kW

Ważne jest, że wydobywanie He-3 z Księżyca nie będzie zanieczyszczać jego okolic. Dodatkowo podczas ekstrakcji możliwa będzie produkcja ubocznych substancji (takich jak woda i tlen), które nie są szkodliwe a wręcz mogą być wykorzystane do podtrzymywania księżycowej kolonii. Aktualnie są to jedynie plany koncepcyjne amerykańskiej agencji kosmicznej (NASA).

Do nowego wyścigu księżycowego dołączają również Chiny, które mają ambicję nie tylko stworzenia kolonii na Księżycu, ale również do 2060 r. kolonii na Marsie. Jest to stosunkowo najmłodszy uczestnik programu kolonizacji Księżyca (Chiński Program Eksploracji Księżyca został ogłoszony w 2003 roku). W początkowej fazie chiński odpowiednik NASA zakładał bezzałogowe badania Księżyca, które w szczególności miały służyć do wstępnego poszukiwania złóż helu-3. Do tej pory wystrzelono dwie sondy: Chang 1 (2007) oraz Chang 2 (2010). 2 grudnia 2013 w ramach misji Chang 3 wysłano lądownik z łazikiem Yutu ("Jadeitowy królik"). Planowane są też bezzałogowe misje, których celem będzie przywiezienie próbek księżycowego gruntu na Ziemię (prawdopodobnie będą to Chang 5 i Chang 6). Próbkę te zostaną następnie zbadane, co da dodatkowe informacje o zawartości He-3 w podłożu księżycowym, jak również pozwoli określić optymalne miejsca lądowania dla przyszłych załogowych lotów na Księżyc. Inną ciekawą koncepcją dotyczącą samej podróży kosmicznej jest tzw. Projekt Dedal (ang. Project Daedalus) (rys. 12b).

a)



b)



Rys. 12. (a) Artystyczna wizja zbieracza He-3 na Księżycu [15],
 (b) Porównanie wielkości statku Dedal i rakiety Saturn V [15]

Jest to studium teoretyczne, opracowane w latach 1973-1978 przez Brytyjskie Towarzystwo Międzyplanetarne, dotyczące zaprojektowania i wysłania w kosmos międzygwiazdowego statku kosmicznego napędzanego energią powstałą w wyniku fuzji jądrowej, która jest optymalna ze względów omawianych w tym rozdziale (rys. 11). Początkowe założenia prototypu przewidywały dotarcie do Gwiazdy Barnarda przed upływem 50-ciu lat od startu statku. Obliczenia wykazały, że wymagałoby to podróży z prędkością równą około 12% prędkości światła. Wykluczono napęd tradycyjny oparty o mieszanekę chemiczną, ze względu na zbyt niskie prędkości maksymalne. Ostatecznie zdecydowano się oprzeć projekt statku o napęd atomowy, który był przedmiotem wcześniejszych analiz w czasie programu Orion. Spodziewano się uzyskać jądrowy napęd pulsacyjny, którego głównym napędem byłyby seria mikroeksplozji termojądrowych o częstości 250 na sekundę, w pewnej odległości od statku.

Wstępne plany zakładają, że statek kosmiczny o nazwie Dedal zostanie zbudowany na orbicie Ziemi i będzie miał początkową masę 54 tysięcy ton, w tym większość bo około 50 tysięcy ton będzie przeznaczona na paliwa (izotop wodoru -deuter i hel-3). Pozostała masa, czyli 500 ton zostanie zarezerwowana na oprzyrządowanie naukowe i pomiarowe. Dedal miał być rakieta dwustopniowa: na pierwszym etapie, silniki w ciągu dwóch lat miały rozpędzić pojazd do prędkości 7,1% prędkości światła, po czym zostałyby odrzucone. Silniki drugiego etapu działałyby przez kolejne 1,8 roku i one właśnie miały nadać mu maksymalną prędkość docelową. W dalszym etapie dzięki sile bezwładności, statek miał się poruszać w kierunku gwiazdy Barnarda przez kolejne 46 lat, przeprowadzając w tym czasie badania ośrodka międzygwiazdowego. W planach nie przewidywano lądowania, zamiast tego, Dedal miał wystrzelić w kierunku gwiazdy lub orbitujących ją planet kilkanaście sond, mających za cel zebranie danych naukowych. Wyniki pomiarów miały być następnie przetransmitowane na Ziemię z użyciem silnej anteny statku macierzystego.

7. PODSUMOWANIE

Z przeprowadzonego zestawienia jasno wynika, że hel-3 będzie odgrywał znaczącą rolę nie tylko w przemyśle i medycynie, ale również w najbliższej przyszłości w inżynierii kosmicznej, jako paliwo do statków. Wizja jest prawdopodobna, zwłaszcza w kontekście dalekich podróży międzyplanetarnych. Obecna wysoka cena tego pierwiastka zmusza do poszukiwania nowych jego źródeł, niekiedy i poza Ziemią. W związku z tym plany budowy kolonii na Księżycu są kuszącą i bardzo prawdopodobną perspektywą, co może doprowadzić do rewizji stanowisk niektórych państw w sprawie Traktatu o Przestrzeni Kosmicznej podpisanego 27 stycznia 1967 na mocy, którego sygnatariusze zobowiązali się przestrzegać m.in. zasadę niezawłaszczalności kosmosu oraz nieumieszczania broni masowego rażenia (nuklearnej, chemicznej itd.) na orbicie okołozemskiej. Oznacza to, że hel-3 może w przyszłości stać się politycznym i ekonomicznym elementem gry supermocarstw podobnie jak dziś dzieje się to z ropą naftową i bronią jądrową. Oprócz Stanów Zjednoczonych i Rosji do gry o przyszłe wpływy nad zasobami He-3 wchodzi również Chiny. Wskazują na to ich ambitne

plany obecnych i przyszłych lotów bezzałogowych. Niedawno wystrzelone ładowniki księżycowe oprócz danych badawczych, szukały także potencjalnych miejsc wydobywczych izotopu He-3. Rozpoczyna się nowy wyścig kosmiczny o panowanie nad źródłami helowymi. Szacuje się, że 25-40 ton helu-3 może zaspokoić zapotrzebowanie energetyczne Stanów Zjednoczonych na rok, podobnie Chin, które cierpią na „głód energetyczny”. W 2003r. państwo to przesunęło się na drugie miejsce w światowej konsumpcji ropy naftowej. Przewiduje się, że do 2020r. Chiny będą miały ok. 15% udziału w światowej konsumpcji energii. Na początku lat 70-tych XX wieku wskaźnik ten był na poziomie 5%. Bogate zasoby węgla w Chinach nie są jednak w stanie zaspokoić tak znacznego wzrostu zapotrzebowania na energię. Zainteresowane technologią wykorzystania helu-3 są również Indie, które ze względu na dużą populację nadal nie osiągnęły poziomu konsumpcji Europy Zachodniej. Szybki wzrost gospodarczy tych regionów wymusza znalezienie nowych źródeł energii. Wszystko wskazuje na to, że najbliższe konflikty nie będą się toczyć o ropę czy gaz, ale właśnie o zasoby helu-3.

LITERATURA

- [1] Zasoby energetyczne
http://geographic.cba.pl/rozwoj_energii.html 3.07.2014.
- [2] Cena baryłki ropy
<http://www.money.pl/gielda/surowce/dane,ropa.html> 15.05.2014.
- [3] Cena benzyny w USA
<http://www.kierunek.us/us/informacje-praktyczne/mapy/ceny-benzyny-w-stanach.html>
15.05.2014.
- [4] **Nijoka D., Boldyrev I.,** *Innovative use of helium. Does Russia need to produce helium?*, Ernst & Young, 2012.
- [5] Zastosowanie Helu-3 w medycynie
<http://news.discovery.com/earth/the-outfall-of-a-helium-3-crisis.htm> 15.05.2014.
- [6] Detektory neutronów,
<http://large.stanford.edu/courses/2012/ph241/lam1/> 15.05.2014.
- [7] **Kubowski J.,** *Broń jądrowa: fizyka, budowa, działanie, skutki, historia*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 86-88, 2008.
- [8] **Nijoka D., Boldyrev I.,** *Innovative use of helium. Does Russia need to produce helium?*, Ernst & Young, 2012.
- [9] **Nijoka D., Boldyrev I.,** *Innovative use of helium. Does Russia need to produce helium?*, Ernst & Young, 2012.
- [10] **LaBar M.P., Shenoy A.S.,** The gas-turbine modular helium reactor, Nuclear energy materials and reactors, vol. II,
- [11] Reaktory wysokotemperaturowe IV generacji
https://www.21stcenturysciencetech.com/Articles%202008/F-W_2008/HTR_1.pdf
15.05.2014.
- [12] **Nijoka D., Boldyrev I.,** *Innovative use of helium. Does Russia need to produce helium?*, Ernst & Young, 2012.
- [13] **Muthukumarasamy R., Gopinath S.,** *Extraction of Helium-3 Implying Cyclotron and Its Usage as a Propellant in Ships*, Proceedings of Global Engineering, Science and Technology Conference 3-4 October 2013.

- [14] Reaktory wysokotemperaturowe IV generacji
https://www.21stcenturysciencetech.com/Articles%202008/F-W_2008/HTR_1.pdf
15.05.2014.
- [15] Encyclopedia of Science,
<http://www.daviddarling.info/encyclopedia/D/Daedalus.html> 15.05.2014.
- [16] **Kennedy V. J.**, *Managing the Helium Reserve: Auction are the Best Way to Allocate Scarce Resources*, ITIF- The Information Technology & Innovation Foundations, 1-5, 09.2013.
- [17] **Karhohv N. A.**, *Economic efficiency of power generation units based on modular helium reactor*, Atomic Energy, Vol. 105, No.05, 376 -382, 2008.
- [18] **Gage B. D., Driskill D.L.**, *Helium Resources of the United States-2003*, United States Department of the Interior Bureau of Land Management, 06. 2004.
- [19] **Morgan D., Shea A.D.**, *The Helium-3 storage: supply, demand and options for Congress*, Congressional Research Service, 22.12.2010.
- [20] **Kumar S., Kopal G.**, *Helium 3 as an alternate fuel technology*, The Journal of Department of Applied Sciences & Humanities, Vol. IV, 77-84, 2006.
- [21] **Broadhead F.R.**, *Helium in New Mexico-geologic distribution, resource, demans and exploartion possibilities*, New Mexico Bureau of Geology and Mineral Resoruces, Volumnne 27, 4, November 2005.
- [22] **Milligan T.**, *Scratching the surface: the ethics of helium-3 extraction*, 8th IAA Symposium on the future of space exploration: towards the stars, Torino, Italy, July 3-5, 2013.

