

POLSKA AKADEMIA NAUK

INSTYTUT MASZYN PRZEPŁYWOWYCH

TRANSACTIONS
OF THE INSTITUTE OF
FLUID-FLOW MACHINERY

PRACE
INSTYTUTU MASZYN PRZEPŁYWOWYCH

101



GDAŃSK 1996

THE TRANSACTIONS OF THE INSTITUTE OF FLUID-FLOW MACHINERY

exist for the publication of theoretical and experimental investigations of all aspects of the mechanics and thermodynamics of fluid-flow with special reference to fluid-flow machines

*

PRACE INSTYTUTU MASZYN PRZEPŁYWOWYCH

poświęcone są publikacjom naukowym z zakresu teorii i badań doświadczalnych w dziedzinie mechaniki i termodynamiki przepływów, ze szczególnym uwzględnieniem problematyki maszyn przepływowych

Wydanie publikacji dofinansowane zostało przez PAN ze środków DOT uzyskanych z Komitetu Badań Naukowych

EDITORIAL BOARD – RADA REDAKCYJNA

TADEUSZ GERLACH * HENRYK JARZYNA * JERZY KRZYŻANOWSKI
WOJCIECH PIETRASZKIEWICZ * WŁODZIMIERZ J. PROSNAK
JÓZEF ŚMIGIELSKI * ZENON ZAKRZEWSKI

EDITORIAL COMMITTEE – KOMITET REDAKCYJNY

EUSTACHY S. BURKA (EDITOR-IN-CHIEF – REDAKTOR NACZELNY)
JAROSŁAW MIKIELEWICZ
EDWARD ŚLIWICKI (EXECUTIVE EDITOR – REDAKTOR) * ANDRZEJ ŻABICKI

EDITORIAL OFFICE – REDAKCJA

Wydawnictwo Instytutu Maszyn Przepływowych
Polskiej Akademii Nauk
ul. Gen. Józefa Fiszer 14, 80-952 Gdańsk, skr. poczt. 621,
☎ (0-58) 46-08-81 wew. 141, fax: (0-58) 41-61-44,
e-mail: esli@imppan.imp.pg.gda.pl

ISSN 0079-3205

DARIUSZ BUTRYMOWICZ, EUGENIUSZ IHNATOWICZ, MARIAN TRELA¹

Badania eksperymentalne drenażu cieczy z poziomych rur ożebrowanych

Przedstawiono niektóre wyniki badań eksperymentalnych w zakresie drenażu cieczy z poziomej rury gęstożebrowanej, wykonanych za pomocą optycznego systemu pomiarowego. Obserwacje dotyczą kątów zalania oraz kształtu menisków formujących się na płetwie drenującej. Uzyskano dobrą zgodność danych eksperymentalnych z wynikami analiz teoretycznych.

Oznaczenia

a	– stała kapilarna, $a = \left(\frac{\sigma}{\rho g}\right)^{1/2}$,	x	– współrzędna zgodna z
A, B	– bezwymiarowe sympleksy,		kierunkiem działania grawitacji,
	równ. (C10),	X	– współrzędna bezwymiarowa,
	– promień krzywizny u podstawy		$X = x/a$,
	kropli,	β	– bezwymiarowy parametr
D	– średnica zewnętrzna rury,		kształtu kropli, równ. (B2),
D_c	– średnica kropli w płaszczyźnie	δ	– grubość błony cieczonej,
	równika,	δ_N	– grubość błony cieczonej ze
D_s	– średnica charakterystyczna kropli,		ze wzoru Nusselta,
	– przyspieszenie ziemskie,		$\delta_N = \left(\frac{3V\nu}{2g}\right)^{1/3}$,
H	– bezwymiarowy parametr	Δ	– bezwymiarowa grubość błony
	kształtu kropli, równ. (B4),		cieczonej,
K	– bezwymiarowa krzywizna, $K = \kappa a$,	ε_0	– parametr drenażu,
	– ciśnienie w błonie cieczonej,		równ. (C12),
a	– ciśnienie otoczenia,	κ	– krzywizna,
2	– promień,	ρ	– gęstość,
3	– bezwymiarowy parametr kształtu	ν	– lepkość kinematyczna,
	kropli, równ. (B3),	σ	– napięcie powierzchniowe,
N	– średnia prędkość cieczy	χ	– parametr bezwymiarowy,
	odpowiadająca grubości δ_N		równ. (C8),
	$\bar{u}_N = \frac{\delta_N^2 g}{3\nu}$,	ζ	– bezwymiarowa krzywizna,
	– jednostkowe objętościowe	θ	– połówkowy kąt zaostrenia
	nateżenia zraszania,		żebra,
V_{ft}	– odstęp między żebrowaniami	θ_0	– kąt zwilżania,
	u ich wierzchołka,	Φ_f	– bezwymiarowy kąt zalania.

¹Instytut Maszyn Przepływowych PAN, Zakład Termodynamiki i Wymiany Ciepła, ul. Fickera 14, 80-952 Gdańsk

Wielkości bezwymiarowe

$$Re = 2 \frac{V}{\nu}$$

$$We = \frac{\rho u_N^2 \delta_N}{\sigma}$$

$$Fe = \frac{u_N^2}{g \delta_N}$$

1. Wstęp

Celem niniejszej pracy jest przedstawienie niektórych wyników badań eksperymentalnych w zakresie drenażu cieczy z poziomej rury gęstożebrowanej. Prezentowana problematyka dotyczy jednej z metod intensyfikacji wnikania ciepła w procesie skraplania na poziomych rurach gęstożebrowanych. Rury te są podstawowym elementem składowym poziomych skraplaczy płaszczowo-rurowych, stosowanych powszechnie w technice chłodniczej i klimatyzacyjnej przy skraplaniu czynników chłodniczych, należących do grupy fluorowęglowodorów, a także w inżynierii chemicznej i procesowej.

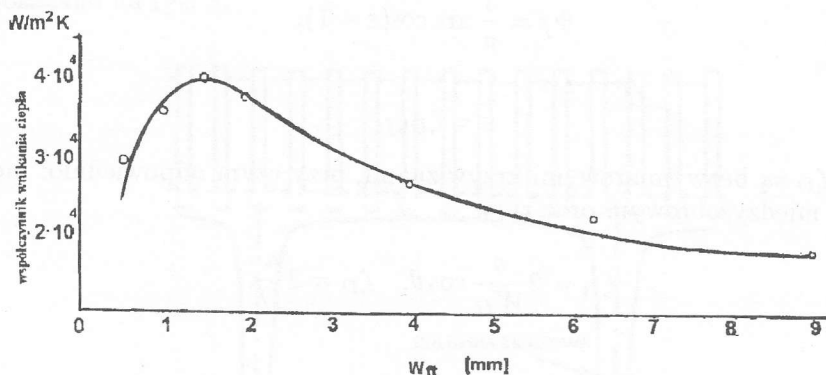
Z badań eksperymentalnych oraz teoretycznych, poświęconych procesowi skraplania na takich rurach, wynika, że współczynniki wnikania ciepła istotnie zależą zarówno od właściwości fizycznych skraplanego czynnika, jak i geometrii rury, w tym przede wszystkim od geometrii ożebrowania. W początkowym okresie badań jako parametr ożebrowania, który posiada najistotniejszy wpływ na wydajność cieplną omawianych rur, uznawana była wysokość ożebrowania. Preferowano zatem rury o relatywnie niskich żebrach.

Pierwsze modele skraplania na takich rurach oparte były w mniejszym lub większym stopniu na modelu Beatty'ego i Katza [1], posiadającym obecnie jedynie znaczenie historyczne. Konstrukcja tego modelu polegała na superpozycji dwóch klasycznych modeli Nusselta: dla poziomej rury gładkiej (co odpowiada kanałom międzyżebrowym) oraz pionowej płyty (co w modelu tym odpowiada powierzchniom bocznym żeber). Można zatem z pewnym uproszczeniem stwierdzić, że proces wnikania ciepła zdeterminowany jest warunkami hydrodynamicznymi spływu kroplin z powierzchni żeber, które z kolei modelowano przy założeniu, że spływ ten odbywa się pod działaniem siły tarcia oraz grawitacji. Oznacza to, że wpływ sił napięcia powierzchniowego nie był uznawany za decydujący.

Z wyników badań teoretycznych z lat osiemdziesiątych i dziewięćdziesiątych wynika, że parametrem, który wywiera najistotniejszy wpływ na proces skraplania na rurach gęstożebrowanych jest gęstość ożebrowania, rozumiana jako liczba żeber przypadająca na metr bieżący rury [2]. Okazało się bowiem, że warunki formowania się oraz spływu kroplin są zdeterminowane nie tylko siłami tarcia oraz grawitacji, lecz przede wszystkim siłami napięcia powierzchniowego. Fakt ten łatwo zrozumieć, gdy weźmie się pod uwagę to, że parametry opisujące geometrię rur gęstożebrowanych, takie jak: wysokość żeber, ich szerokość oraz podziałka ożebrowania, są porównywalne z wartościami stałych kapilarnych skraplanych czynników. W przypadku większości fluorowęglowodorów, czyli czynników stosowanych powszechnie w technice chłodniczej i klimatyzacyjnej, wartości stałej

kapilarnej w rzeczywistych warunkach pracy ($+25^{\circ}\text{C}$ do $+40^{\circ}\text{C}$) są zwykle mniejsze od 1 mm, zaś stała ta dla wody wynosi wtedy około 2.7 mm.

Z analizy dostępnych modeli teoretycznych oraz badań eksperymentalnych wynika, że największe wartości współczynnika wnikania ciepła, odniesionego do całkowitej powierzchni zewnętrznej rury, osiągane są dla dużych gęstości ożebrowania [3]. Efekt ten pokazano na rys. 1, który zależność tę przedstawia dla przy-



Rys. 1. Współczynnik wnikania ciepła dla wody w zależności od odstępów międzyżebrowych, wg Adamka i Webba [3]

padku skraplania pary wodnej. Przy dużych gęstościach ożebrowania błonę skroplin u wierzchołka żeber bądź w kanale międzyżebrowym cechuje duża wartość krzywizny. Powoduje to powstanie dużych sił napięcia powierzchniowego, które znacząco redukują grubość błony skroplin. W efekcie następuje wzrost wartości współczynnika wnikania ciepła. Zjawisko to sprawia, iż we współczesnych konstrukcjach skraplaczy stosuje się rury o gęstości ożebrowania w granicach 750-1600 żeber/mb.

Jak wynika z rys. 1, istnieje jednak górna granica gęstości ożebrowania, przy której wydajność cieplna rury osiąga wartość maksymalną. Fakt ten jest również spowodowany działaniem sił napięcia powierzchniowego. Ponieważ szerokość kanału międzyżebrowego, odpowiadająca maksymalnemu współczynnikowi wnikania ciepła, jest zazwyczaj znacznie mniejsza od stałej kapilarnej skraplanego czynnika, zatem skropliny są zasysane w głąb kanałów międzyżebrowych. Zjawisko to jest nazywane w literaturze jako: zalewanie kanałów międzyżebrowych (*flooding*), podciąganie (*hold-up*) lub retencja skroplin (*retention*). Wywiera ono niekorzystny wpływ na pracę rury, ponieważ zalegająca w jej spodniej części warstwa skroplin o dużej grubości (w przybliżeniu równej wysokości żeber), działa izolująco na wymianę ciepła. W praktyce przyjmuje się, że na zalanym obwodzie brak jest wymiany ciepła, gdyż stosunek ilości ciepła wymienionego w górnej części rury, w stosunku do jej zalanej części jest szacowany w przypadku czynników chłodniczych na kilka do kilkunastu promili [4].

Omówione zjawisko uwzględnia się w modelowaniu procesu skraplania poprzez wprowadzenie tzw. kąta zalania, mierzonego od górnego wierzchołka rury

do punktu, w którym ściany kanału międzyżebrowego są w całości zwilżone przez skropliny, utrzymujące się na nich wskutek działania sił napięcia powierzchniowego. Kąt ten odpowiada zatem obwodowi rury wolnemu od zalegających skroplin i można go wyznaczyć z warunku równowagi sił napięcia powierzchniowego oraz grawitacji. Założenie, że kształt menisku w kanale międzyżebrowym stanowi wy-cinek okręgu, prowadzi do prostej zależności [5, 6], którą można przedstawić w formie bezwymiarowej:

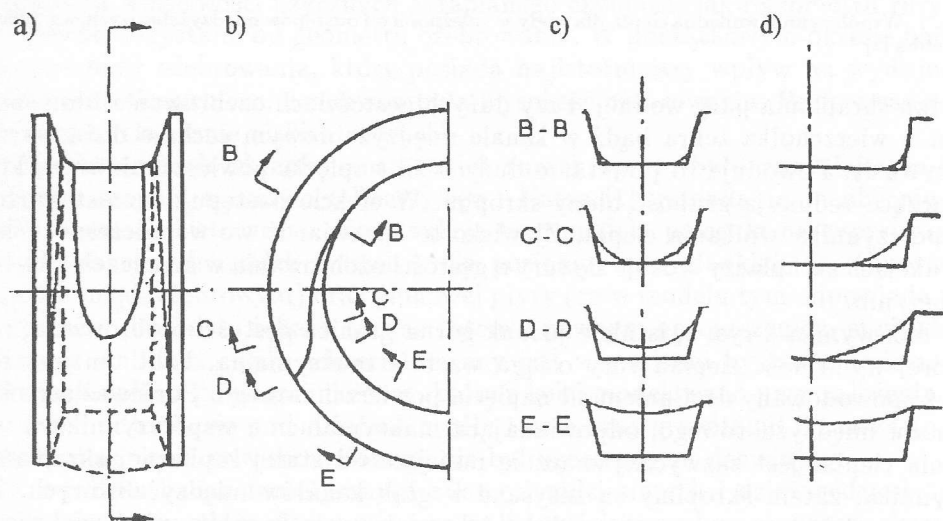
$$\Phi_f = \frac{1}{\pi} \arccos(\varepsilon - 1), \quad (1)$$

gdzie:

$$\varepsilon = \zeta_D \zeta_{ft}$$

zaś ζ_{ft} i ζ_D są bezwymiarowymi krzywiznami, przy czym odpowiednio: menisku w kanale międzyżebrowym oraz rury:

$$\zeta_{ft} = 2 \frac{a}{W_{ft}} \cos \theta, \quad \zeta_D = 2 \frac{a}{D}. \quad (2)$$

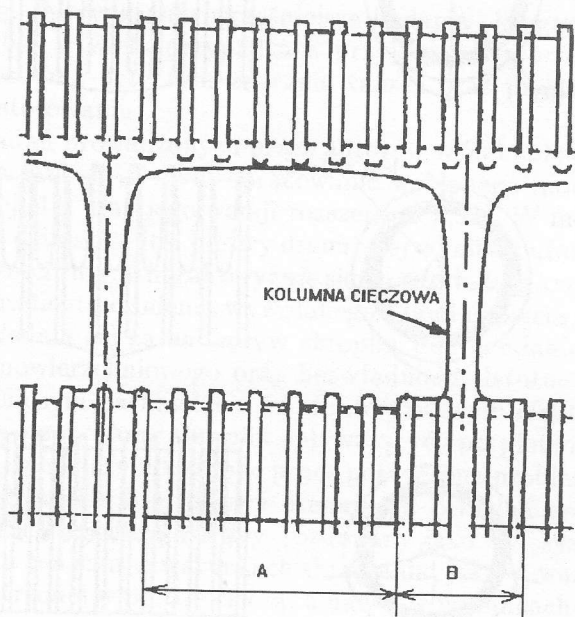


Rys. 2. Zaleganie cieczy na poziomej rurze ożebrowanej, wg [7]: a) kliny cieczerwowe, b) oznaczenie przekro-
jów przedstawionych na rys. c) i d), c) wąskie kanały międzyżebrowe, d) szerokie kanały międzyżebrowe

Skropliny, niezależnie od kąta zalania, zalegają na całym obwodzie rury, tworząc tzw. kliny cieczerwowe (*liquid wedges*), utrzymujące się aż do wierzchołka rury. Definicję kąta zalania w przypadku szerokich oraz wąskich kanałów międzyżebrowych ilustruje rys. 2. W pierwszym przypadku (rys. 2d) jest to kąt, przy którym ścianki boczne kanału międzyżebrowego są całkowicie zwilżone cieczą, a jego środkowy obszar jest wolny od zalegających skroplin. Można zatem stwierdzić, że

kąt zalania odpowiada wtedy kątowi połączenia się klinów cieczowych. W przypadku wąskich kanałów międzyżebrowych (rys. 2c) zjawisko przebiega odwrotnie, dla mniejszych kątów następuje połączenie klinów cieczowych, natomiast ścianki boczne kanału obłożone są zalegającą cieczą dopiero dla większych kątów.

Z badań Hondy [8] wynika, że w przypadku skraplania na rurach gęstożebrowanych w pionowym pęczku występuje zjawisko zalewania (*inundation*) niżej położonych rur, przy czym nie są one zalewane skroplinami na całej długości, jak to pokazano na rys. 3.

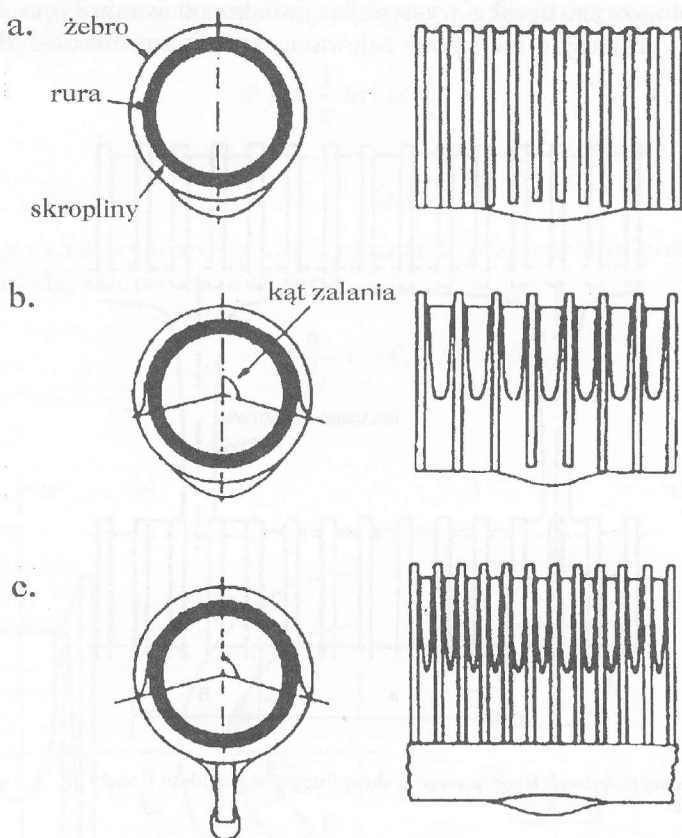


Rys. 3. Zalewanie niżej położonych rur w pęczku skroplinami, wg modelu Hondy [8]. A – strefa niezalana, B – strefa zalewania

Można bowiem wtedy wyróżnić strefę zalania oraz strefę niezalaną, w której wpływ wyżej położonych rurek można uznać za nieistotny. Ponadto z badań tych wynika również, że zjawisko zalegania skroplin w kanałach międzyżebrowych zanika przy bardzo dużych obciążeniach cieplnych, gdyż siły związane z przepływem skroplin (siła tarcia oraz bezwładności) są wtedy odpowiednio większe od sił napięcia powierzchniowego. Efekt ten nie występuje w znaczącym stopniu w najniżej położonych rzędach rur przy małych oraz średnich obciążeniach cieplnych (pomimo dostarczania dużych ilości skroplin), a to z uwagi na omówiony wyżej fakt formowania się stref zalewania oraz stref niezalanych. W strefie niezalanej rura pracuje zatem, z punktu widzenia warunków spływu cieczy, w sposób zbliżony do rury w pierwszym rzędzie. Stąd też badania skraplania na pojedynczej rurze gęstożebrowanej mają niewątpliwie znaczenie aplikacyjne.

Z powyższej analizy wynika, że jedną z metod podwyższenia wartości współczynnika wnikania ciepła w procesie skraplania na poziomej rurze gęstożebrowanej

jest zwiększenie kąta zalania. Metodę tę zaproponował Honda [5, 9]. Polega ona na zamocowaniu w spodniej części rury specjalnej wzdłużnej płetwy drenującej, wykonanej z materiału o strukturze silnie porowatej, bądź też z materiału litego. Działanie takiej płetwy przedstawia rys. 4.



Rys. 4. Działanie płetwy drenującej, wg [10]: a. rura o krytycznym odstępie żeber, b. rura o odstępie żeber większym od krytycznego, c. rura o krytycznym odstępie żeber zaopatrzona w litą płetwę drenującą

Na rys. 4a pokazano rurę o tzw. krytycznym odstępie żeber, przy którym skropliny zalegają na całym obwodzie rury. Oznacza to, że kąt zalania jest wtedy równy zero. Można więc założyć, że rura taka posiada minimalną wydajność cieplną. Na rys. 4b pokazano rurę o mniejszej gęstości ożebrowania (większym odstępie żeber) i kącie zalania większym od zera. Rys. 4c przedstawia zaś rurę o krytycznym odstępie żeber, ale ze wzdłużną płetwą drenującą. Jakkolwiek obiema metodami (poprzez zmniejszenie gęstości ożebrowania bądź zastosowanie litej płetwy drenującej) można uzyskać ten sam kąt zalania, to jednak w drugim przypadku współczynnik wnikania ciepła będzie znacznie większy. Wynika to z faktu, że większe wartości tego współczynnika można uzyskać przy wyższych gęstościach

ożebrowania.

Działanie porowatej płetwy drenującej polega na zasysaniu skroplin z kanałów międzyżebrowych wewnątrz materiału porowatego. Prosty model działania tego typu płetwy prezentuje praca Hondy [9].

Prezentowana publikacja poświęcona jest badaniom eksperymentalnym, mającym na celu zbadanie działania litej płetwy drenującej. Warto podkreślić, że z rozeznania autorów wynika, iż w literaturze nie było dotychczas modelu działania takiej płetwy. Fakt ten spowodowany jest prawdopodobnie tym, że przez wielu badaczy jest ona traktowana jako rozwiązanie mniej efektywne, w porównaniu z płetwą porowatą. Jak wykazują wcześniejsze badania eksperymentalne, efekt jej działania może być w wielu przypadkach przyjęty jako porównywalny z płetwą porowatą, ale jest ona przy tym znacznie tańsza oraz prostsza i pewniejsza w praktycznym zastosowaniu.

Wynikiem badań prowadzonych przez autorów w Zakładzie Termodynamiki i Wymiany Ciepła IMP PAN było opracowanie wstępnego modelu działania litej płetwy drenującej [11] oraz jego wersji rozszerzonej [12]. W modelu tym zakłada się, że efekt ssący działania litej płetwy drenującej wynika z uformowania się menisku w spodniej części rury. Charakteryzuje się on rozkładem krzywizny, powodującym powstanie gradientu ciśnienia wywołanego siłami napięcia powierzchniowego. W modelu uwzględnia się zatem spływ skroplin pod działaniem siły grawitacji, tarcia, napięcia powierzchniowego oraz bezwładności. Istotne jest przy tym założenie, że zasadniczym parametrem, charakteryzującym efekt ssący płetwy jest maksymalna krzywizna błony skroplin spływających po płetwie.

W literaturze są nieliczne dostępne prace poświęcone problematyce badań eksperymentalnych działania litej płetwy drenującej. Z badań tych wynika między innymi, że efekt działania litej płetwy, rozumiany jako zwiększenie kąta zalania, jest w przybliżeniu ten sam w warunkach skraplania, jak i w warunkach zalewania cieczą rury zaopatrzonej w płetwę cieczą, a nawet w warunkach hydrostatycznych [10, 13]. Z faktu tego skorzystano w prezentowanych poniżej badaniach eksperymentalnych.

2. Badania eksperymentalne

Badania eksperymentalne drenażu cieczy na poziomych rurach ożebrowanych prowadzono zarówno w warunkach hydrostatycznych, jak i w warunkach zalewania rury cieczą na specjalnym stanowisku badawczym. Do tych badań oraz do wyznaczania stałej kapilarnej cieczy używanych do badań wykorzystano optyczny system pomiarowy, uruchomiony w Zakładzie Termodynamiki i Wymiany Ciepła IMP PAN [14]. System ten oraz schemat ideowy stanowiska badawczego zostały zaprezentowane w załączniku A.

2.1. Wyznaczanie napięcia powierzchniowego

Jak wynika z przedstawionej we wstępie analizy, zjawisko zalegania kroplin w kanałach międzyzębrowych zależy przede wszystkim od sił napięcia powierzchniowego, grawitacji oraz od geometrii ożebrowania. Wynika to z faktu, że z dużym przybliżeniem można założyć, iż w strefie zalegania kroplin panują warunki hydrostatyczne [5, 6].

Oznacza to, że niezbędnym warunkiem poprawności badań eksperymentalnych jest określenie stałej kapilarnej czynnika, którym zalewana jest rura gęstożebrowana. W tym celu posłużono się metodą odrywającej się kropli (*pendant drop technique*) [15,16]. Oznaczano stałą kapilarną wody pobieranej z wodociągu oraz atramentu, użytych do badań. W celach porównawczych oznaczano również stałą kapilarną wody destylowanej.

Zasada wyznaczania stałej kapilarnej metodą odrywającej się kropli oraz otrzymane na jej podstawie wyniki pomiarów zostały przedstawione w załączniku B.

2.2. Obserwacje kąta zalania

Obserwacji kąta zalania dokonano jedynie w warunkach hydrostatycznych dla rur nr 1 i nr 2, których parametry geometryczne przedstawiono w tabeli 1. Do badań użyto również pletw drenujących wykonanych z blachy miedzianej o grubości 1 mm oraz o wysokościach 4 i 20 mm. Badane rury oraz pletwy zostały dokładnie oczyszczone oraz odtłuszczone przed przeprowadzeniem pomiarów. Badania zmiany kąta zalania w wyniku zastosowania pletwy drenującej dokonano tylko dla rury nr 1. W rurze tej wyfrezowano wzdłużne wycięcie o szerokości 1 mm, do osadzenia pletwy, która była umocowana w rurze na wcisk.

Tabela 1. Parametry geometryczne badanych rur

Wielkość	Jednostka	Rura nr 1	Rura nr 2	Rura nr 3
średnica zewnętrzna	mm	12	40	18
długość pomiarowa	mm	150	150	125
wysokość żeber	mm	1.5	1.0	1.0
podziałka ożebrowania	mm	2.5	2.5	1.0
gęstość ożebrowania	szt/m	400	400	1000
kąt zaostrenia żeber	rad	0.0	0.0	0.0
grubość żeber	mm	1.0	0.5	1.0
materiał	–	mosiądz	mosiądz	mosiądz

Przed przeprowadzeniem pomiaru kąta zalania rura była zalewana cieczą. Obserwacji dokonywano po ustaleniu się warunków hydrostatycznych w kanałach międzyzębrowych.

Z opracowanego przez autorów modelu teoretycznego [12] wynika, że efekt

działania litej pletwy drenującej zależny jest również od zewnętrznej średnicy rury D , przy czym dla rury o mniejszej średnicy powinien on być relatywnie większy. Dlatego w prezentowanych badaniach skoncentrowano się przede wszystkim na badaniu wpływu pletwy drenującej dla rury ożebrowanej o małej średnicy.

Warunki, w jakich prowadzono pomiary, różnią się od warunków występujących w procesie skraplania błonowego zasadniczo tym, że powinien być brany pod uwagę kąt zwilżania θ_0 , który podczas skraplania błonowego jest równy zeru. Fakt ten można uwzględnić w zależności do obliczania kąta zalania, poprzez następujące zdefiniowanie bezwymiarowej krzywizny menisku w kanale międzyżebrowym:

$$\zeta_{ft} = 2 \frac{a}{W_{ft}} \cos(\theta + \theta_0). \quad (3)$$

Przed przystąpieniem do pomiaru kątów zalania oszacowano wartości kątów zwilżania dla badanych rur. Na rys. 5 zaprezentowano obraz górnej części rury zwilżonej wodą, na którym widoczny jest kąt zwilżania, którego wartości oszacowano na 32° w przypadku wody, zaś na 15° w przypadku atramentu.

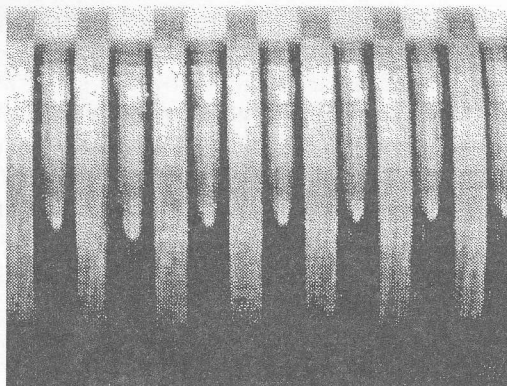


Rys. 5. Widok górnej części rury nr 1 bez pletwy, zwilżonej wodą

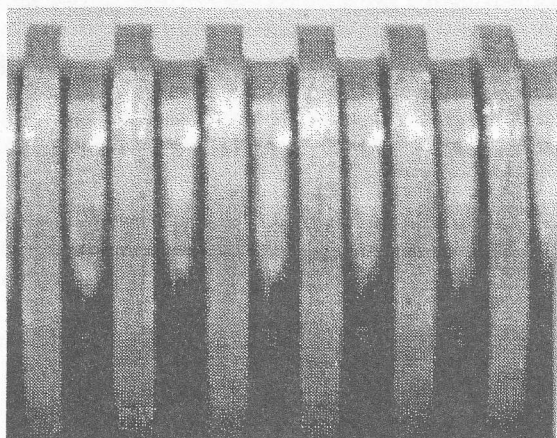
Jak wynika z przeprowadzonych obserwacji, istotną kwestią okazuje się identyfikacja kąta zalania. Problem polega bowiem na tym, że stosunkowo łatwo jest zidentyfikować kąt pokazany na rys. 2, odpowiadający początkowi formowania się klinów cieczowych. Dokładne wyznaczenie kąta zalania, rozumianego w sensie podanym we wstępie, nastręcza natomiast duże trudności. Należy bowiem wyznaczyć najmniejszy z kątów, dla którego powierzchnie kanałów międzyżebrowych całkowicie zwilżone są cieczą. Jak wynika z rys. 2, kąt ten może być większy od kąta odpowiadającego początkowi tworzenia się klinów cieczowych.

Z prac eksperymentalnych dostępnych w literaturze wiadomo, że problem ten nie jest z reguły brany pod uwagę, a to ze względu na małe różnice pomiędzy wspomnianymi wyżej kątami [6]. Powyżej omówiony efekt odnosi się w szczególności do przypadku małych odstępów pomiędzy żebrowaniami.

Geometria ożebrowania badanych rur została tak dobrana, aby można było traktować kanały międzyżebrowe za szerokie, co z kolei upoważnia do założenia, że kąt połączenia się klinów cieczowych jest tożsamy z kątem zalania.



Rys. 6. Widok górnej części rury nr 1 bez pletwy, zwilżonej wodą



Rys. 7. Obraz klinów cieczowych na rurze nr 1 (zaopatrzonej w pletwę drenującą o wysokości 20 mm), zwilżonej atramentem

Na rys. 6 i 7 przedstawiono kształty klinów cieczowych uformowanych na rurze nr 1 przy użyciu atramentu jako czynnika zwilżającego. Jak widać, kliny te utrzymują się aż do wierzchołka rury. Należy zaznaczyć, że w pewnych przypadkach (rys. 5) kąt zalania jest większy od zera, a mimo to kliny cieczowe nie są w stanie się uformować i wówczas na całym obwodzie rury zalega warstwa cieczy. Fakt ten może wyjaśniać pewne rozbieżności, które pojawiają się przy porównywaniu wyników badań cieplnych z modelami teoretycznymi. Zazwyczaj bierze się pod uwagę jedynie wymianę ciepła na obwodzie rury odpowiadającym kątowi zalania, zaś pomija się ją na obwodzie rury poniżej kąta zalania. Górną część obwodu rury traktuje się w praktyce jako wolną od zalegających skroplin. Podana wyżej definicja kąta zalania nie pozwala na uwzględnienie rzeczywistego obwodu rury wolnego od zalegającej cieczy, który można uznać za obszar intensywnej wy-

miany ciepła.

Z powyższego wynika, że w analizie cieplnej należałoby brać pod uwagę nie kąt zalania, lecz kąt odpowiadający początkowemu kątowi tworzenia się klinów cieczowych bądź też wartość średnią tych kątów. Zagadnienie to wymaga jednak dalszej analizy.

Badania wizualizacyjne potwierdzają również fakt, że wklęsłość menisków w kanałach międzyżebrowych maleje wraz ze wzrostem współrzędnej kątowej Φ . Zatem w dolnej części rury meniski te posiadają w zasadzie jedynie krzywiznę odpowiadającą zewnętrznej średnicy rury, co widać na rys. 8.



Rys. 8. Obraz menisków wodnych w dolnej części rury nr 1 zwilżonej wodą

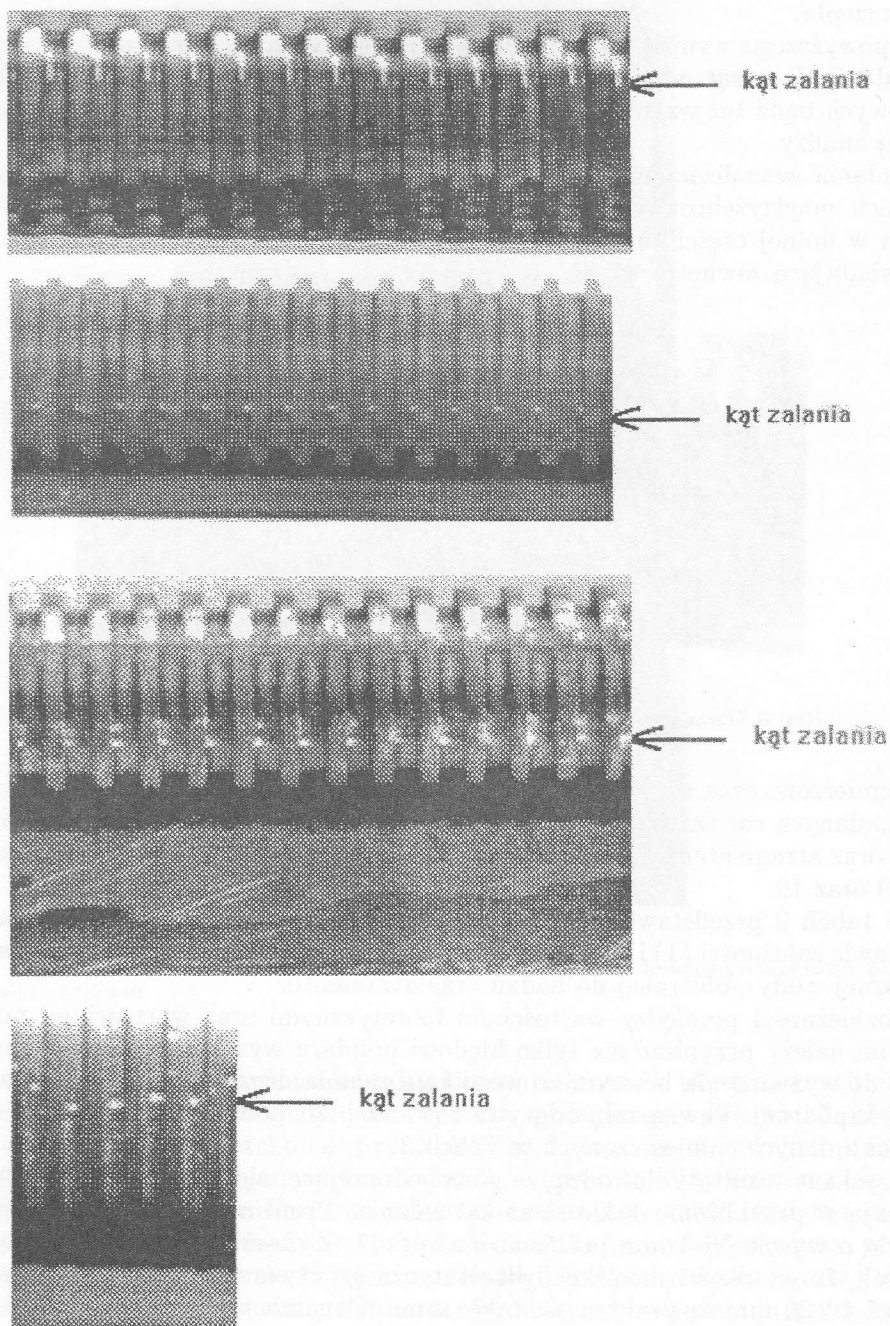
Pomierzone oraz uśrednione z kilku pomiarów wartości kąta zalania dla obydwu badanych rur zamieszczono w Tabeli 2. Przykładowe obrazy rur zwilżonych wodą oraz atramentem, służące do wyznaczenia kąta zalania, pokazano na rysunkach 9 oraz 10.

W tabeli 3 przedstawiono teoretyczne wartości kątów zalania otrzymane na podstawie zależności (1) i (3), które odpowiadają oszacowanym wartościom stałej kapilarnej wody pobieranej do badań oraz atramentu.

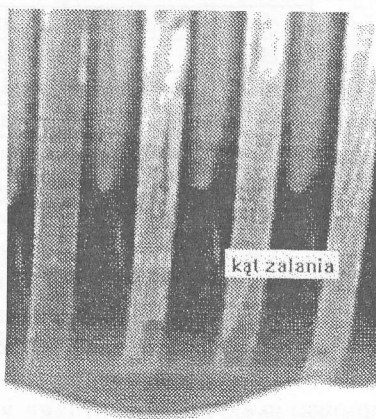
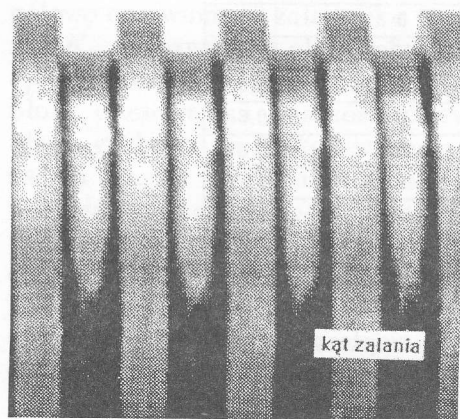
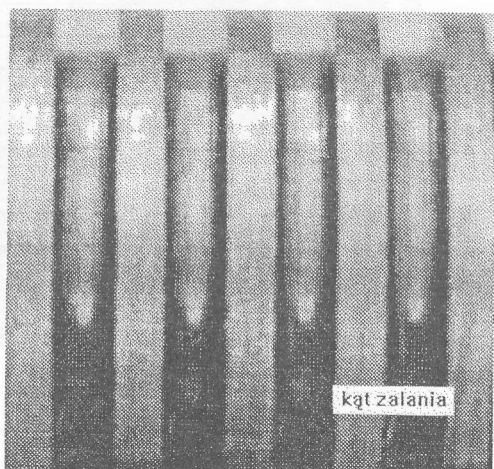
Rozbieżności pomiędzy wartościami teoretycznymi oraz wartościami pomierzonymi należy przypisać nie tylko błędowi pomiaru wysokości zalania, koniecznemu do wyznaczenia bezwymiarowego kąta zalania, lecz także błędowi pomiaru stałej kapilarnej. Pewną rolę odgrywa również błąd pomiaru kąta zwilżania, co wynika z danych zamieszczonych w Tabeli 3.

Uzyskane rezultaty dowodzą, że pletwy drenujące, niezależnie od ich wysokości, dają w przybliżeniu takie same kąty zalania. Profil menisku utworzonego na pletwie o wysokości 4 mm pokazano na rys. 11. Z obserwacji można wyciągnąć wniosek, że wysokości menisku hydrostatycznego utworzonego na pletwie o wysokości 4 i 20 mm są praktycznie takie same. Oznacza to, że efekt drenujący pletwy nie jest istotnie zależny od jej wysokości.

Przeprowadzone badania umożliwiają również wyznaczenie kształtu kropeł formujących się w spodniej części rury. W zagadnieniach aplikacyjnych, należy brać pod uwagę obwód rury zajęty przez zwisającą kroplę. Niektóre modele teo-



Rys. 9. Obrazy rur zwilżonych wodą: a) rura nr 1 (bez pletwy), b) rura nr 1 (z pletwą 4 mm), c) rura nr 1 (z pletwą 20 mm), d) rura nr 2 (bez pletwy)



Rys. 10. Obrazy rur zwilżonych atramentem: a) rura nr 1 (bez pletwy), b) rura nr 1 (z pletwą 4 mm), c) rura nr 1 (z pletwą 20 mm), d) rura nr 2 (bez pletwy)

Tabela 2. Zmierzone wartości bezwymiarowego kąta zalania w warunkach hydrostatycznych

Nr rury	Ciecz	Płetwa	Φ_f
1	woda	brak	0.382
1	woda	4 mm	0.631
1	woda	20 mm	0.639
2	woda	brak	0.661
1	atrament	brak	0.365
1	atrament	4mm	0.559
1	atrament	20mm	0.545
2	atrament	brak	0.712

Tabela 3. Teoretyczne wartości bezwymiarowego kąta zalania dla rur bez płetw

Nr rury	Ciecz	Kąt zwilżania θ_0 [deg]	Φ_f
1	woda destylowana	0	0.278
1	woda nieoczyszczona	0	0.346
1	woda nieoczyszczona	32	0.421
1	atrament	0	0.427
1	atrament	15	0.441
2	woda destylowana	0	0.669
2	woda nieoczyszczona	0	0.689
2	woda nieoczyszczona	32	0.699
2	atrament	0	0,718
2	atrament	15	0,723

retyczne uwzględniają bowiem również wymianę ciepła w zalanej części rury, a pomijają ją całkowicie jedynie na części obwodu zajętemu przez kroplę. Zagadnienie formowania się kropli wymaga jednak dalszych badań. Tytułem przykładu kształt kropli pokazano na rys. 12.

2.3. Obserwacje błony cieczowej na litej płetwie drenującej

Obserwacji menisku dokonano w warunkach tak hydrodynamicznych, jak i hydrostatycznych.

Obserwacje w warunkach hydrostatycznych obejmowały porównanie menisku uformowanego dla płetw o wysokościach 4 i 20 mm. Przykładowy rozkład grubości błony pokazano na rys. 11.

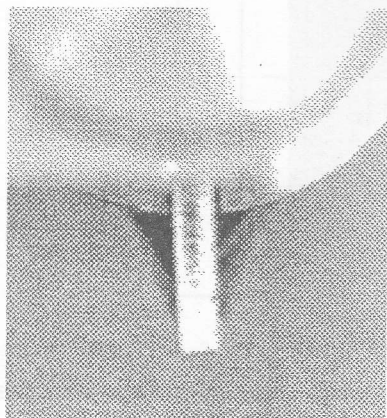


Fig. 11. Obraz menisku wodnego utworzonego na płetwie zamocowanej do rury nr 1 w warunkach hydrostatycznych

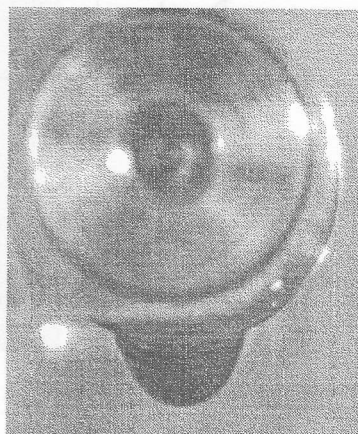


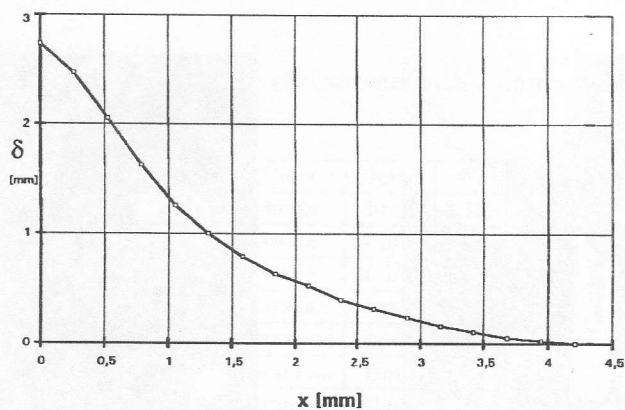
Fig. 12. Obraz wiszącej kropli w warunkach hydrostatycznych (rura nr 1 zwilżona wodą)

Za pomocą optycznego systemu pomiarowego pomierzono rozkład grubości menisku na płetwie oraz wyznaczono rozkład jego krzywizny. Procedurę tę szczegółowo omówiono w załączniku C. Maksymalna wartość bezwymiarowej krzywizny K_{max} pozwala na obliczenie kąta zalania z zależności (1) przy współczynniku ζ_{ft} określonym z zależności (3). Na rys. 13 przedstawiono pomierzoną grubość błony cieczowej na wysokości płetwy, na rys. 14 – uzyskane dopasowanie rozkładu grubości do funkcji w postaci (C6) we współrzędnych bezwymiarowych, zaś na rys. 15 – uzyskany rozkład bezwymiarowej krzywizny menisku. Uzyskano wartość $K_{max} = 0.754$, co odpowiada kątowi zalania $\Phi_f = 0.584$.

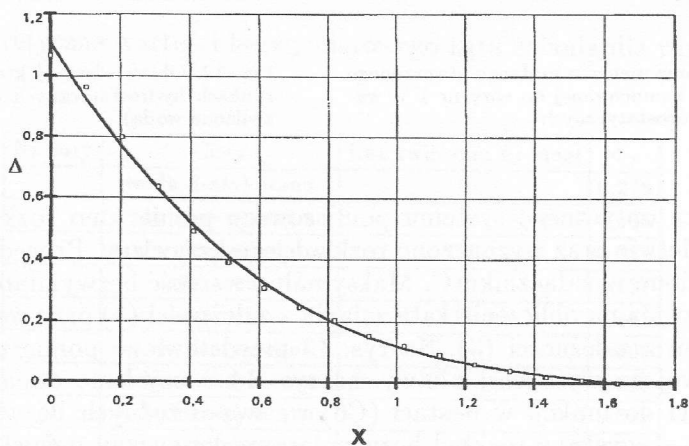
Badania wizualizacyjne w warunkach hydrodynamicznych wykonano na specjalnym stanowisku badawczym, pokazanym na rys. A2 (załącznik A). Jednostkowe objętościowe natężenie zraszania wynosiło $V = 1 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{m} \cdot \text{s}$. Badania wykonano z rurą nr 3, zaopatrzoną w płetwę drenującą wykonaną z blachy miedzianej o grubości 1mm i wysokości 10 mm.

Zaobserwowano dwie charakterystyczne części menisku. Górna część menisku ma kształt analogiczny do utworzonej w warunkach hydrostatycznych, natomiast dolna jego część tworzy strukturę trójwymiarową ze względu na formowanie się kropli w pobliżu dolnej krawędzi płetwy. Formuje się ponadto błona cieczowa, łącząca obydwie części menisku. Porównanie kształtu oraz położenia tej części menisku oraz spływającej kropli jest szczególnie wyraźnie widoczne na rys. 16.

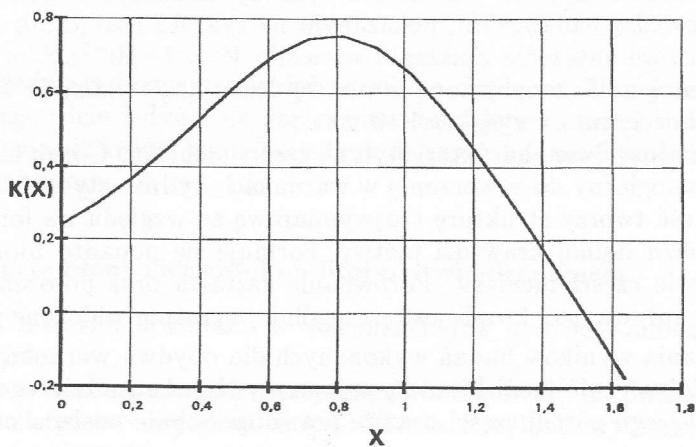
Z porównania wyników badań wykonanych dla obydwu warunków można sugerować, że dolna część menisku nie powinna wywierać zasadniczego wpływu na formowanie się jego górnej części oraz że prawdopodobnie posiada ona charakter hydrostatyczny.



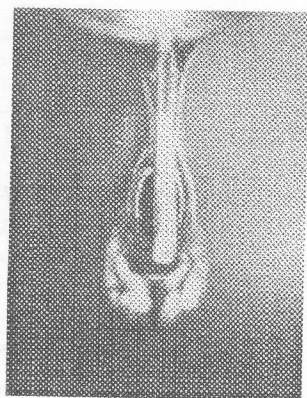
Rys. 13. Rozkład grubości błony ciekowej na płetwie 4 mm dla rury nr 1 w warunkach hydrostatycznych (dla wody)



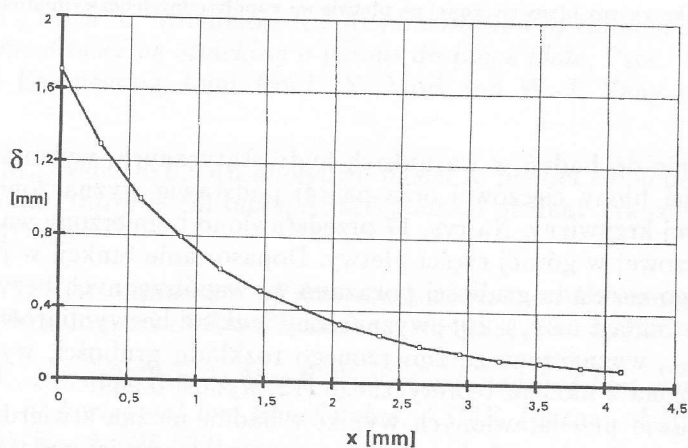
Rys. 14. Funkcja aproksymująca rozkład bezwymiarowej grubości błony na płetwie (dla danych jak na rys. 13.)



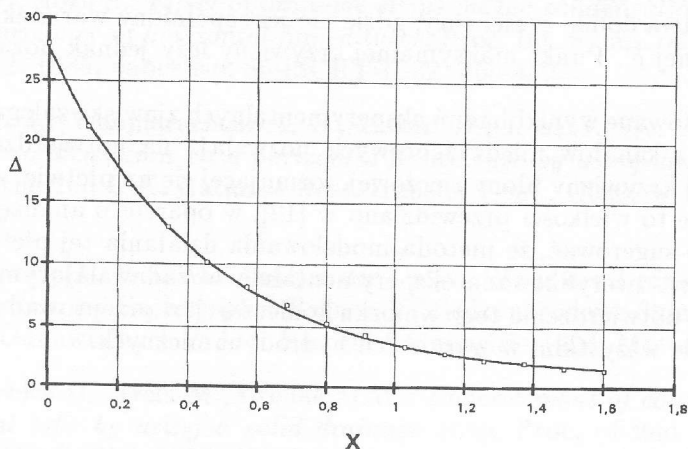
Rys. 15. Rozkład krzywizny błony ciekowej na płetwie we współrzędnych bezwymiarowych (dla danych jak na rys. 13)



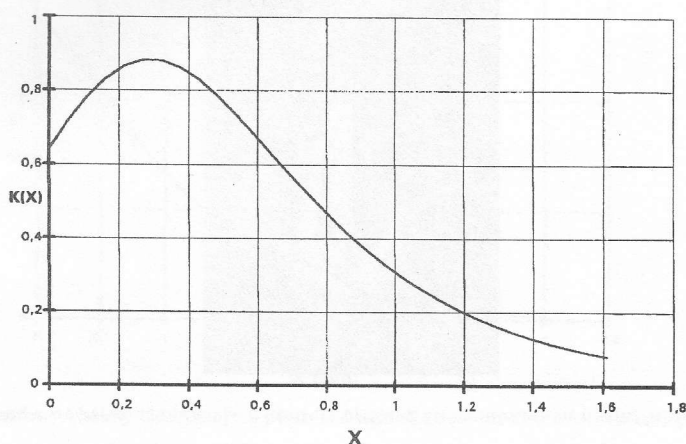
Rys. 16. Profil menisku utworzonego na płetwie 10 mm w warunkach zalewania rury nr 3 wodą



Rys. 17. Rozkład grubości błony ciekowej na płetwie 4 mm dla rury nr 3 przy zalewaniu wodą



Rys. 18. Funkcja aproksymująca rozkład bezwymiarowej grubości błony na płetwie (dla danych jak na rys. 17)



Rys. 19. Rozkład krzywizny błony ciekowej na pletwie we współrzędnych bezwymiarowych (dla danych jak na rys. 17)

Analogicznie do badań w warunkach hydrostatycznych, wykonano także pomiary grubości błony ciekowej oraz na tej podstawie wyznaczono rozkład jej bezwymiarowej krzywizny. Na rys. 17 przedstawiono pomierzone wartości grubości błony ciekowej w górnej części pletwy. Dopasowanie funkcji w postaci (C10) do zmierzonego rozkładu grubości pokazano we współrzędnych bezwymiarowych na rys. 18, natomiast na rys. 19 – wyznaczony rozkład bezwymiarowej krzywizny. Wartość K_{max} , wyznaczona ze zmierzonego rozkładu grubości, wynosi 0.885, a wartość obliczona z modelu teoretycznego [12] wynosi 0.909.

Na podstawie przedstawionych wyników badań można stwierdzić, że dobór funkcji aproksymującej rozkład grubości oraz uzyskane na jej podstawie rozkłady krzywizny błony ciekowej można uznać za zadawalające, z wyjątkiem najbliższego sąsiedztwa dolnej części rury, gdzie nie jest spełniony warunek małych wartości pochodnej δ' . Punkt maksymalnej krzywizny leży jednak poza omawianym zakresem.

Zaprezentowane wyniki badań eksperymentalnych zjawiska zalegania oraz drenażu cieczy z kanałów międzyżebrowych pozwalają na potwierdzenie wartości maksymalnej krzywizny błony ciekowej, formującej się na pletwie, a także kątów zalania, które to wielkości przewidziano w [12], w oparciu o analizę teoretyczną. Można także sugerować, że metoda modelowania działania tej pletwy [12] może być uznana za zweryfikowaną eksperymentalnie w zadawalającym stopniu. Do ostatecznego potwierdzenia tego wniosku konieczne jest przeprowadzenie dalszych badań, przede wszystkim w warunkach hydrodynamicznych.

Literatura

- [1] Beatty K. O., Katz D. L.: *Condensation of vapours on outside finned tubes*, Chemical Engineering Progress, 44(1948), 55-70.
- [2] Adamek T.: *Rechenmodell der Filmkondensation an engberippten Kondensatorrohren*, Wärme und Stoffübertragung, 19(1985), 145-157.
- [3] Adamek T., Webb R.L.: *Prediction of film condensation on horizontal integral fin tubes*, Int. Journal of Heat and Mass Transfer, 33(1990), No. 8, 1721-1735.
- [4] Webb R.L., Rudy M.T., Kedzierski M.A.: *Prediction of the Condensation Coefficient on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 107, No. 2, 369-375.
- [5] Honda H., Nozu S., Mitsumori K.: *Augmentation of condensation on horizontal finned tubes by attaching a porous drainage plate*, Proc. ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conf., Y. Mori and W.-J. Yang eds., 3(1983), 289-296.
- [6] Rudy T.M., Webb R.L.: *An analytical model to predict condensate retention on horizontal integral- fin tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, 107(1985), No. 2, 361-368.
- [7] Marto P. J.: *An evaluation of film condensation on horizontal integral-fin tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, 110(1988), No. 4, 1287-1305.
- [8] Honda H., Nozu S., Takeda Y.: *A Theoretical model of film condensation in a Bundle of horizontal low finned tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, 119(1989), No. 2, 525-532.
- [9] Honda H., Nozu S.: *Effect of drainage strips on the condensation heat transfer. performance of horizontal finned tubes*, Proc. Int. Symp. on Heat Transfer, Vol. 2, 1985, paper No. 85-ISCHT-II-32, 455-462.
- [10] Marto P. J., Wanniarachchi A. S., Cakan D., Rose J. W.: *Enhancement of steam condensation on a horizontal finned tube by using drainage strips*, Proc. of the 2nd U.K. National Heat Transfer Conf., Glasgow, 1988, Vol. 1, 603-616.
- [11] Butrymowicz D., Trela M.: *Analyse der Optimallänge der Dränungsflosse bei Kondensation an Engberippten Rohren*, V Międzynarodowe Symp. Wymiany Ciepła i Odnawialnych Źródeł Energii, Świnoujście 1994, Materiały, 39-46.
- [12] Butrymowicz D., Trela M., Collins M.W.: *Enhancement of condensation on horizontal tube by using a solid drainage strip*, Proc. of 2nd Baltic Heat Transfer Conf., Riga 1995, 205-214.

- [13] Yau K. K., Cooper J. R., Rose J. W.: *Horizontal plain and low finned condenser tubes-effect of fin spacing and drainage strips on heat transfer and condensate retention*, ASME Trans., 108(1986), 946-950.
- [14] Ihnatowicz E., Trela M.: *Koncepcja optycznego systemu pomiarowego do badania struktury przepływu fazy ciekłej na ścianie*, oprac. nr arch. 393/95, zgłoszone do Redakcji Zeszytów Naukowych IMP PAN (1995).
- [15] Adamson A. W.: *Chemia fizyczna powierzchni*, PWN, Warszawa 1963.
- [16] Stauffer C. E.: *The measurement of surface tension by the pendant drop technique*, The Journal of Physical Chemistry, 69(1965), No. 6, 1933-1938.
- [17] Haar L., Gallagher J. S., Kell G. S.: *NBS/NRC Steam Tables*, Hemisphere Publ. Co., 1984.

Experimental investigations of the drainage from the horizontal integral-fin tubes

Streszczenie

Selected results of experimental investigations of the drainage of liquid from the horizontal integral-fin tubes have been presented. The investigations were done by the special optical measurement system. The experimental results are compared with the theoretical ones with reasonably good accuracy.

Załącznik A. Stanowisko badawcze

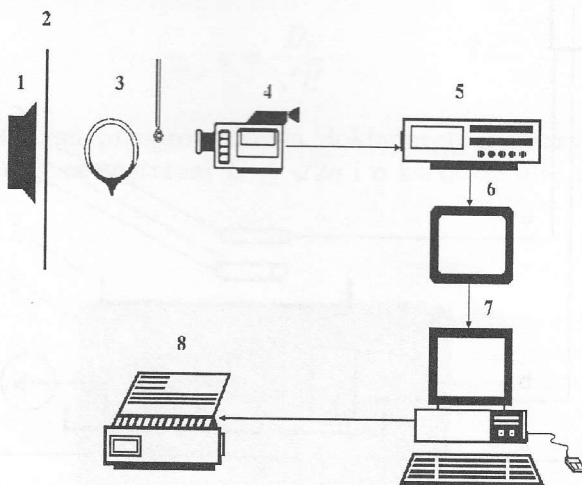
Zasadniczym narzędziem wykorzystanym do obserwacji zjawisk kapilarnych na poziomej rurze ożebrowanej jest optyczny system pomiarowy. Używany w pomiarach system analizy obrazów składa się z następujących elementów:

1. kamery czarno-białej CCD, typu K-45 firmy Elemis,
2. jednostki komputerowej składającej się z dwóch urządzeń:
 - a. układu przetwarzania obrazu,
 - b. komputera klasy IBM DTK 486DX2/66MHz z kartą graficzną, stanowiącego układ zarządzający systemem,
3. monitora typu KDM-1566BI firmy Sampo,
4. monitora obrazowy z wejściem RGB firmy Axion,
5. drukarki komputerowej.

Elementy składowe systemu zostały szczegółowo opisane w [14].

Na rys. A1 pokazano schemat ideowy systemu optycznego wykorzystanego w prezentowanych badaniach.

Rysunek A2 przedstawia schemat ideowy stanowiska przeznaczonego do badań struktur przepływu fazy ciekłej na rurze. Zadaniem zbiornika zasilającego z przelewem 7 jest uzyskanie ustalonej wydajności cieczy, niezależnej od wahań



Rys. A1. Schemat ideowy systemu optycznego wykorzystanego w badaniach, wg [14]: 1 – źródło światła, 2 – ekran, 3 – badany element, 4 – kamera, 5 – układ przetwarzania obrazu, 6 – monitor obrazowy, 7 – monitor komputerowy, 8 – drukarka komputerowa

wydajności pompy.

Dla zapewnienia jednakowych warunków zwilżalności powierzchni badanej rury na całej jej długości nakładano na nią zwilżacz, wykonany w formie nakładki filcowej, obłożonej kilkoma warstwami bandaża. Długość zwilżacza równa była długości odcinka pomiarowego rury.

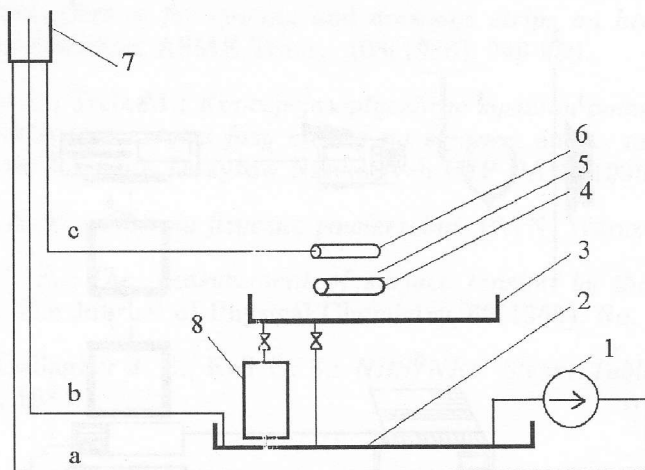
Załącznik B. Pomiar stałej kapilarnej metodą zwisającej kropli

Metoda ta polega na wyznaczaniu napięcia powierzchniowego na podstawie znajomości kształtu zwisającej kropli. Zwisające małe krople przybierają kształt kulisty, natomiast kropla wydłuża się w miarę zwiększania objętości. W tym przypadku wpływ ciśnienia hydrostatycznego na różnicę ciśnienia pomiędzy cieczą zawartą w kropli a otoczeniem jest porównywalny z wpływem sił napięcia powierzchniowego. Napięcie powierzchniowe, a tym samym stałą kapilarną, można wyznaczyć na podstawie parametrów charakteryzujących geometrię takiej kropli.

Równanie zwisającej kropli w postaci ogólnej przyjmuje postać (współrzędna x zgodna z kierunkiem działania siły grawitacji):

$$\sigma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) = \delta \rho g x + \frac{2\sigma}{b}, \quad (B1)$$

gdzie b jest promieniem krzywizny u podstawy kropli. Jeśli przyjąć, że kształt



Rys. A2. Schemat ideowy stanowiska pomiarowego przeznaczonego do badań struktur przepływu fazy ciekłej na ścianie: 1 – pompa wodna, 2 – zbiornik wodny, 3 – stół pomiarowy, 4 – badana rura, 5 – zwilżacz, 6 – zraszacz, 7 – zbiornik zasilający, 8 – zbiornik pomiarowy, a – przewód tłoczny pompy, b – przewód przelewowy, c – przewód zasilający

kropki jest osiowosymetryczny, to można z powyższego równania można otrzymać rodzinę krzywych, reprezentujących jej kształt, przy czym z bezwymiarowym parametrem kształtu β danym zależnością:

$$\beta = \frac{\delta \rho g b^2}{\sigma} = \frac{b^2}{a^2}, \quad (B2)$$

który dla zwisających kropeł jest ujemny. Promień krzywizny u podstawy kropki jest trudny do wyznaczenia, zatem w praktyce wyznacza się eksperymentalnie wartość stosunku dwóch charakterystycznych średnic kropli:

$$S = \frac{L_s}{D_e}, \quad (B3)$$

gdzie: D_e – średnica kropli w płaszczyźnie równika, zaś D_s – średnica charakterystyczną, której sposób wyznaczania został pokazany na rys. B1. Wprowadzany jest również parametr:

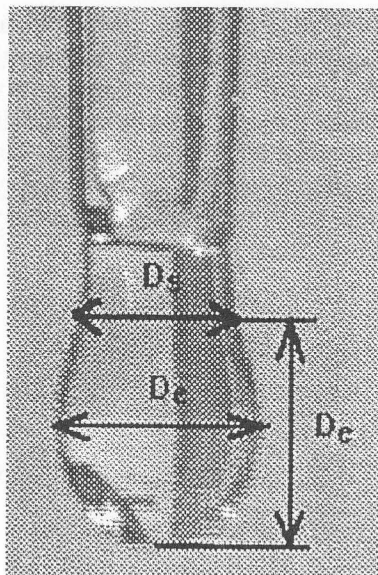
$$H = -\beta \left(\frac{D_e}{b} \right)^2, \quad (B4)$$

który jest dostępny w literaturze w postaci stabilizowanej [12, 13]. Wyznacza się go eksperymentalnie w zależności od współczynnika S oraz w oparciu o równanie (B1). Korzystając z równań (B2), (B3) oraz (B4) można wyznaczyć poszukiwaną

wartość stałej kapilarnej w postaci:

$$a = \frac{D_e}{\sqrt{H}} \quad (B5)$$

Praktycznym warunkiem przeprowadzenia dokładnego pomiaru jest użycie do badań rurki o średnicy zewnętrznej $D \leq \sqrt{2a}$ i o kształcie idealnie osiowo-symetrycznym.



Rys. B1. Ilustracja do metody wiszącej kropli

W badaniach użyto pipet o średnicy zewnętrznej $D = 3.15$ mm. Błąd pomiaru stałej kapilarnej wynosił 0.05 mm.

W Tabeli B1 zamieszczono uśrednione z kilkunastu pomiarów wartości stałej kapilarnej wody podwójnie destylowanej, wody pobieranej do badań z wodociągu oraz atramentu.

Załącznik C. Maksymalna krzywizna menisku na płetwie

Zagadnienie rozpatrzono oddzielnie w przypadku menisku uformowanego w warunkach hydrodynamicznych oraz hydrostatycznych. W obydwóch jednak przypadkach posłużono się tą samą metodą. Polega ona na rejestracji obrazu menisku za pomocą optycznego systemu pomiarowego. Za pomocą systemu wyznaczono

Tabela B1. Zmierzone wartości stałych kapilarnych

Badana ciecz	Stała kapilarna z pomiaru [mm]	Stała kapilarna z tablic [17] [mm]
woda chemicznie czysta	2.71	2,72
woda wodociągowa	2.57	–
atrament	2.35	–

dyskretne wartości rozkładu grubości błony cieczowej na płetwie. Dla określonych warunków dobierano postać funkcji aproksymującej otrzymane rozkłady, z których można było wyznaczyć rozkłady krzywizny błony cieczowej. Najbardziej interesującą wielkością jest maksymalna wartość krzywizny, gdyż parametr ten decyduje o drenażu cieczy z powierzchni poziomej rury ożebrowanej.

W warunkach hydrostatycznych postać funkcji aproksymującej dyskretnie wartości rozkładu grubości błony cieczowej można wyznaczyć z podstawowego jednowymiarowego równania hydrostatyki:

$$\rho g - \frac{dp}{dx} = 0. \quad (C1)$$

Rozkład ciśnienia w błonie cieczowej przyjęto w postaci:

$$p = p_a - \sigma \kappa, \quad (C2)$$

gdzie:

$$\kappa = \frac{\delta''}{(1 + (\delta')^2)^{3/2}}, \quad (\delta') = \frac{d}{dx}. \quad (C3)$$

Przy założeniu, że wartości pochodnej $\delta' \ll 1$, równanie (C1) można uprościć do postaci:

$$\rho g + \sigma \delta''' = 0. \quad (C4)$$

Przyjmując jako wymiar charakterystyczny stałą kapilarną:

$$\delta = \frac{\delta}{a}, \quad X = \frac{x}{a}$$

otrzymujemy równanie kształtu menisku w formie bezwymiarowej:

$$\Delta''' = -1. \quad (C5)$$

Z równania tego wynika, że można w tym przypadku, jako przybliżoną postać funkcji aproksymującej rozkład grubości błony, dobrać wielomian stopnia trzeciego w postaci:

$$\Delta(X) = C_0 X^3 + \frac{C_1}{2} X^2 + C_2 X + C_3. \quad (C6)$$

Dla funkcji tej dobrano numerycznie współczynniki C_i oraz wyznaczono wartości bezwymiarowej krzywizny:

$$K(X) = \frac{\Delta''}{(1 + (\Delta')^2)^{3/2}}$$

a następnie – wartość K_{max} .

W przypadku zalewania rury cieczą warunki formowania się menisku są odmienne, a to ze względu na dodatkowy udział sił: tarcia oraz bezwładności. W tym przypadku, jak pokazano w pracy [12], przy założeniu, że $\delta' \ll 1$ oraz:

$$\Delta = \frac{\delta}{\delta_N}, \quad X = \frac{x}{a}$$

można otrzymać postać funkcji aproksymującej w postaci bezwymiarowej:

$$\Delta(X) = 1 + \exp(-\chi X). \quad (C7)$$

Parametr χ jest rzeczywistym pierwiastkiem równania charakterystycznego:

$$\chi^3 + B\chi - 3A^{-1/2} = 0, \quad (C8)$$

gdzie:

$$A = \frac{We}{Fr}, \quad B = \frac{3}{16} Re. \quad (C9)$$

Na podstawie (C7) przyjęto ostateczną postać funkcji aproksymującej:

$$\Delta(X) = C_0 + C_1 \exp(C_2 X) \quad (C10)$$

i dobrano numerycznie współczynniki C_i , a następnie wyznaczono wartości bezwymiarowej krzywizny:

$$K(X) = \frac{\Delta'' A^{1/2}}{(1 + (\Delta')^2 A)^{3/2}}$$

oraz wyznaczano wartość K_{max} .

Jak pokazano w pracy [12], wartość maksymalnej krzywizny pozwala na obliczenie wartości bezwymiarowego kąta zalania z zależności:

$$\Phi_f = \frac{1}{\pi} \arccos(\varepsilon(1 - \varepsilon_0) - 1), \quad (C11)$$

gdzie parametr drenażu ε_0 dany jest zależnością:

$$\varepsilon_0 = \frac{K_{max} + \zeta_D}{\zeta_{f+}}. \quad (C12)$$