

P O L S K A A K A D E M I A N A U K

I N S T Y T U T M A S Z Y N P R Z E P Ł Y W O W Y C H

**TRANSACTIONS
OF THE INSTITUTE OF
FLUID-FLOW MACHINERY**

PRACE

INSTYTUTU MASZYN PRZEPŁYWOWYCH

97



GDAŃSK 1993

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

*

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

RADA REDAKCYJNA – EDITORIAL BOARD

TADEUSZ GERLACH * HENRYK JARZYNA * JERZY KRZYŻANOWSKI

WOJCIECH PIETRASZKIEWICZ * WŁODZIMIERZ J. PROSNAK

JÓZEF ŚMIGIELSKI * ZENON ZAKRZEWSKI

KOMITET REDAKCYJNY – EDITORIAL COMMITTEE

EUSTACHY S. BURKA (REDAKTOR NACZELNY – EDITOR-IN-CHIEF)

JAROSŁAW MIKIELEWICZ

EDWARD ŚLIWICKI (REDAKTOR – EXECUTIVE EDITOR) * ANDRZEJ ŻABICKI

REDAKCJA – EDITORIAL OFFICE

Wydawnictwo Instytutu Maszyn Przepływowych
Polskiej Akademii Nauk
ul. Gen. Józefa Fiszer 14, 80-952 Gdańsk, skr. poczt. 621,
tel. (0-58) 41-12-71 wew. 141, fax: (0-58) 41-61-44,
e-mail: tjan@imppan.imp.pg.gda.pl

ISBN 83-01-94115-2

ISSN 0079-3205

ZENON BONCA¹, DARIUSZ BUTRYMOWICZ²

Eksperymentalne badania wymiany ciepła w procesie skraplania freonu R 22 na rurach gęstożebrowanych

Przedstawiono krótką analizę aktualnego stanu wiedzy w zakresie skraplania na pojedynczych poziomych rurach gęstożebrowanych. Zaprezentowano metodykę oraz wyniki badań skraplania freonu R 22 na rurach ożebrowanych z litą pletwą drenującą i bez niej.

Oznaczenia

A_i – pole powierzchni wewnętrznej rury,	t_{wm} – średnia temperatura wody chłodzącej,
A_{ef} – efektywne pole powierzchni wymiany ciepła, zał. (1a),	α_f – WWC na powierzchni bocznej żebra,
A_f – pole powierzchni żeber,	α_b – średni WWC w zalanym obszarze rury (tj. dla $\Phi > \Phi_f$),
A_u – pole powierzchni nieożebrowanej części rury,	α_u – średni WWC w kanałach międzyżebrowych,
A_z – całkowite pole powierzchni zewnętrznej rury,	α_i – średni WWC od strony wody chłodzącej,
b_{ft} – szerokość kanału międzyżebrowego u wierzchołka żeber,	α_o – średni WWC na zewnętrznej powierzchni rury ożebrowanej,
b_{fb} – szerokość kanału międzyżebrowego u podstaw żeber,	δ – grubość błony cieczejowej spływającej po pletwie,
D_i – średnica wewnętrzna rury,	λ – współczynnik przewodzenia ciepła dla czynnika skraplanego w stanie nasycenia,
D_f – zewnętrzna średnica żeber,	λ_w – współczynnik przewodzenia ciepła, wody chłodzącej,
g – przyspieszenia ziemskie,	λ_R – współczynnik przewodzenia ciepła materiału żebra,
H – wysokość żebra,	ρ – gęstość cieczy w stanie nasycenia,
K – współczynnik porowatości, (tzw. współczynnik Darcy'ego),	σ – współczynnik napięcia powierzchniowego, cieczy w stanie nasycenia,
k_z – współczynnik przenikania ciepła odniesiony do powierzchni A_z (oblicz. na podst. pomiaru),	Φ – kąt zalania, odpowiadający połowie wolnego od kroplin obwodu rury, liczony od wierzchołka rury,
l – wysokość pletwy drenującej,	Θ – kąt nachylenia ścianki bocznej, żebra o profilu trapezoidalnym
p_f – podziałka ożebrowania,	
Q – strumień ciepła,	
r – ciepło skraplania,	
R – opór cieplny ścianki,	
t – grubość pletwy drenującej,	
t_f – średnia grubość żebra,	

¹Katedra Techniki Ciepłej, Politechnika Gdańska, ul. Narutowicza 11/12, 80-952 Gdańsk

²Zakład Termodynamiki i Wymiany Ciepła, Instytut Maszyn Przepływowych PAN, ul. Gen. J. Fiszer 14, 80-952 Gdańsk

t_{fb}	- grubość żebra u podstawy,				(‘fin-tip half angle’),
t_{ft}	- grubość żebra u wierzchołka,	η	-	sprawność termiczna żebra	
t_{fw}	- średnia temperatura wody			poprzącznego na rurze,	
	chłodzącej w pobliżu ścianki,	η_o	-	sprawność termiczna żebra	
t_k	- temperatura nasycenia czynnika			prostego, zał.(26),	
	skraplanego,	μ	-	lepkość dynamiczna czynnika	
ΔT_k	- różnica temperatur t_k i temperatury			skraplanego w stanie nasycenia,	
	ścianki u podstaw żeber,	μ_w	-	lepkość dynamiczna wody chłodzącej.	

1. Wstęp

Ważnym problemem projektowym w konstruowaniu przeponowych wymienników ciepła jest stworzenie warunków intensyfikujących zachodzące w nich procesy cieplne dla zapewnienia możliwie małych gabarytów tych aparatów. W skraplaczach płaszczowo-rurowych stosowanych dla substancji niskowrzących, w których wewnątrz rur przepływa ciecz chłodząca, a na zewnątrz skraplający się czynnik, dane doświadczalne jednoznacznie wskazują na korzystniejsze wartości **współczynnika wnikania ciepła (WWC)** od wewnątrz. Zatem dla poprawy wymiany ciepła w zachodzących tam procesach, należy przede wszystkim polepszyć, i to zdecydowanie, warunki wnikania ciepła po stronie skraplających się par.

Celowi temu jak wiadomo, służy między innymi ożebrowanie od strony zewnętrznej instalowanych w nich rur. Znaczący wpływ na analizowany proces ma tworzenie się na rurach błony skroplin, która izolując powierzchnię zewnętrzną od pary czynnika skraplanego, znacznie pogarsza warunki wnikania ciepła. Wpływ tego zjawiska jest szczególnie silny dla rur gęstożebrowanych, bowiem w wyniku działania sił napięcia powierzchniowego, występuje zjawisko zalegania cieczy w podspodniej części rury oraz częściowo w kanałach międzyżebrowych w części górnej. Prowadzi to do znacznego zmniejszenia się czynnej powierzchni wymiany ciepła, a to wymusza zastosowanie rozwiązań, których efektem byłoby skuteczne odprowadzenie skroplin z tej powierzchni.

Nowymi rozwiązaniami organizacji spływu skroplin z zewnętrznej powierzchni rury gęstożebrowanej w omawianym procesie są pletwy drenujące: porowata i lita. Celem publikacji jest przedstawienie doświadczalnej weryfikacji skuteczności działania litej pletwy drenującej oraz porównanie wartości WWC otrzymanych dla rur o średniej i dużej gęstości ożebrowania o różnych profilach żeber. W pracy omówiono także zmodyfikowaną metodę Wilsona i porównano wartości WWC z niej otrzymane z wartościami pomierzonymi metodą bezpośrednią.

2. Krótki przegląd wiedzy w zakresie skraplania błonowego na pojedynczych rurach gęstożebrowanych

Rury gęstożebrowane znalazły zastosowanie w technice we wczesnych latach czterdziestych, gdy ówczesny poziom technologiczny umożliwił ich wykonanie na skalę masową przy relatywnie niskich kosztach produkcji. Początkowo wykorzy-

stywano je w wymiennikach typu ciecz-ciecz, osiągając w nich znaczną poprawę warunków wymiany ciepła. Wkrótce zaczęto stosować je również w skraplaczach urządzeń chłodniczych, jednocześnie zaprzestając prowadzenia badań eksperymentalnych i analiz teoretycznych w tym zakresie. Dopiero światowy kryzys energetyczny na początku lat siedemdziesiątych wymógł zainteresowanie tymi rurami, jako podstawowymi elementami konstrukcji płaszczowo-rurowych wymienników ciepła, w tym przede wszystkim skraplaczy freonowych. Obecnie rury te są powszechnie stosowane w technice cieplnej, przy czym wykonywane są z różnych materiałów, takich jak aluminium, miedź i jej stopy, stal nierdzewna, czy tytan. Gęstość ożebrowania komercyjnie wykonywanych rur waha się w granicach od 350 do 1600 sztuk na metr bieżący ich długości.

Powszechność stosowania rur o rozwiniętej powierzchni zewnętrznej, wynikająca z uzyskiwania korzystnych efektów cieplnych, wymagała opracowania rzetelnych modeli teoretycznych, potwierdzonych badaniami eksperymentalnymi. Pierwszym takim modelem, opisującym skraplanie pary na zewnętrznej powierzchni poziomych rur z żebrami pierścieniowymi o przekroju trapezowym, był model analityczny Beatty'ego i Katza (1948 r.). Jego autorzy skorzystali z założenia superpozycji klasycznych równań Nusselta, opisujących proces skraplania dla płyty pionowej (powierzchnie boczne żeber) oraz dla poziomej rury gładkiej (powierzchnia rury w przestrzeniach międzyżebrowych). Całkowite ciepło wnikające przez powierzchnię zewnętrzną interesujących nas rur jest zatem w tym modelu sumą ciepła przejmowanego przez nieożebrowaną część ich powierzchni zewnętrznej oraz przez powierzchnie boczne żeber. Stąd przy przyjęciu tych samych założeń upraszczających, jak w klasycznym modelu Nusselta, otrzymali:

$$\alpha_o = \alpha_u \cdot \frac{A_u}{A_{ef}} + \eta_f \cdot \alpha_f \cdot \frac{A_f}{A_{ef}}, \quad (1)$$

gdzie:

$$A_{ef} = A_u + \eta_f \cdot A_f. \quad (1a)$$

W modelu Beatty'ego i Katza nie uwzględniono zalania skroplinami podspodniej części rury oraz sił napięcia powierzchniowego, działających na błonę skroplin. Wspomniane siły wywołują podczas skraplania błonowego na rurach gęstożebrowanych dwa, przeciwstawne sobie zjawiska – i tak dzięki ich obecności:

- na ostrym wierzchołku żebra powstaje korzystny rozkład gradientu ciśnienia w błonie skroplin, co powoduje wymuszenie ich spływu do przestrzeni międzyżebrowych, (wobec znacznego zmniejszenia grubości warstwy skroplin w górnej części żebra, zjawisko to powoduje wzrost średnich wartości WWC),
- w przestrzeni międzyżebrowej, na skutek niekorzystnego rozkładu gradientu ciśnienia w błonie, gromadzą się skropliny i potokowo, w nieregularnych odstępach czasu, spływają z powierzchni rury (zjawisko to niekorzystnie wpływa na wnikać ciepła, a tym samym powoduje obniżenie średnich wartości WWC).

Dla cieczy o małym napięciu powierzchniowym i rur o większym odstępnie żeber, te przeciwstawne sobie efekty mogą się redukować, dając niewielkie odchylenia od teoretycznych wartości WWC. W takich przypadkach można praktycznie stosować zależność (1), bowiem jak wykazały liczne badania, model Beatty'ego i Katza zawodzi dopiero dla rur o niewielkiej podziałce żeber.

Wpływ sił napięcia powierzchniowego na wnikanie ciepła w procesie skraplania błonowego był pomijany do czasu publikacji Gregoriga (1954 r.) [11], który doszedł do wniosku, że siły napięcia powierzchniowego na zakrzywionej powierzchni skraplającej mogą wywołać gradient ciśnienia o wiele większy, niż wywołany siłami grawitacji. Stwierdził on, że warunki powstawania bardzo cienkiej warstwy skroplin na wierzchołkach fałd, wymagają tworzenia się grubej warstwy cieczy zalegającej wgłębienia (kanały) pomiędzy fałdami. Według tego autora, zjawisko to powoduje w rezultacie wielokrotne zwiększenie WWC w stosunku do rury gładkiej.

Prace Karhu i Borowkova (1971 r.) [18] wykazały, że poprzez zmniejszenie określonych parametrów geometrycznych żeber można uzyskać takie ich proporcje, przy których w procesie skraplania błonowego, między ich wierzchołkami a podstawami, powstaje dostateczny co do wielkości gradient ciśnienia, wywierający wraz z siłą grawitacji wyraźny wpływ na charakter i kierunek ruchu błony skroplin. Pod jego wpływem ciecz dąży do zapełnienia kanału międzyżebrowego, a wówczas w górnej ich części powstają warunki do intensywnego skraplania się pary. Aby zjawisko to miało miejsce, zastosowane formy i rozmiary rozwinięcia powierzchni zewnętrznej powinny zapewniać powstanie dużych się napięcia powierzchniowego.

Istotny wkład do badań nad rolą napięcia powierzchniowego w procesie skraplania błonowego wniósł Webb wraz ze współpracownikami. W 1982 r. Rudy i Webb [32] zaproponowali zależność na średni WWC wyznaczony w oparciu o zmodyfikowany model Beatty'ego i Katza w postaci:

$$\alpha_o = \alpha'_{BK} \cdot \frac{\Phi_f}{\pi}, \quad (2)$$

gdzie: Φ_f jest kątem zalania mierzonym od pionu do punktu, w którym cała powierzchnia boczna żeber i kanały międzyżebrowe są całkowicie zalane (kąt ten odpowiada zatem obwodowi rury wolnemu od zalegających skroplin), zaś α_{BK} jest zmodyfikowanym WWC wg Beatty'ego i Katza w którym przyjęto, że ruch skroplin po powierzchni bocznej żebra wywołany jest jedynie siłami napięcia powierzchniowego. Gradient ciśnienia na powierzchni bocznej żebra przyjęto w tym rozwiązaniu jako liniowo zależny od współrzędnej obwodowej żebra x :

$$\frac{dp}{dx} \approx \frac{\Delta p}{\Delta x} = \frac{2\sigma}{H} \left(\frac{1}{t_{ft}} + \frac{1}{b_{fb}} \right). \quad (3)$$

Wykorzystując zależność (3) wspomniani badacze opracowali zależność na WWC na powierzchni bocznej żebra w postaci:

$$\alpha_f = 0.943 \left(\frac{\lambda^3 \rho r}{\mu \Delta T_K} \right)^{0.25} \left[\frac{2\sigma}{H^2} \left(\frac{1}{t_{ft}} + \frac{1}{b_{fb}} \right) \right]^{0.25} \quad (4)$$

Z zależności (2) wynika, że jej autorzy pomijają wnikanie ciepła na zalanym obwodzie rury, tj. w obszarach o współrzędnej katowej $\Phi < \Phi_f$ (strumień ciepła w tym obszarze autorzy szacują na około 0.2% całkowitej wartości).

Z analiz teoretycznych przeprowadzonych przez Adamka [1] (1981 r.) wynika, że optymalny profil żebra, konieczny do uzyskania maksymalnego gradientu ciśnienia, wywołującego spływ skroplin z jego powierzchni bocznych, musi charakteryzować się dużą krzywizną u wierzchołka. Ponadto autor ten sformułował warunek, iż decydujące znaczenie dla wnikania ciepła w procesie skraplania na rurach gęstożebrowanych ma ilość żeber, a nie ich wysokość.

Honda i in. [16] na podstawie własnych badań eksperymentalnych stwierdził, że dla większych odległości pomiędzy żebrami i przy wolno przebiegającym skraplaniu, siły napięcia powierzchniowego tworzą cieńsze warstwy skroplin nie tylko na wierzchołkach żeber, lecz także w okolicach środka kanału międzyżebrowego. Stąd autor ten postuluje, iż należałoby się spodziewać wyższych wartości WWC dla rur o większej odległości pomiędzy żebrami, co nie jest całkowicie zgodne z wieloma modelami, m. in. Adamka.

Z przedstawionego przeglądu stanu wiedzy w zakresie skraplania na pojedynczych rurach gęstożebrowanych wynika, że:

- Zasadniczy wpływ na wnikanie ciepła w procesie skraplania błonowego na zewnętrznej powierzchni rur gęstożebrowanych ma sposób tworzenia się i ruch skroplin.
- Według większości analiz teoretycznych i badań doświadczalnych, ruch skroplin po powierzchniach bocznych żeber odbywa się w zasadzie wskutek działania sił napięcia powierzchniowego, zaś w kanałach międzyżebrowych pod wpływem sił grawitacji.
- Hydrodynamikę ruchu skroplin warunkuje w dużym stopniu profil żebra, który powinien zapewnić powstanie znacznego gradientu ciśnienia w błonie skroplin na jego powierzchni bocznej, wywołanego napięciem powierzchniowym.
- Według wielu autorów, na przykład Adamka (1985 r.), należy spodziewać się wyższych wartości WWC dla rur o większej gęstości ożebrowania i przy zapewnieniu optymalnej wysokości żebra. Jednak z kolei według Hondy i Nozu (1987 r.) korzystniejsze są rury o większych odstępach pomiędzy żebrami, a ponadto wg [22] wyższe żebra wpływają dodatnio na osiągnięte wartości WWC.

3. Zaleganie skroplin na powierzchni rur gęstożebrowanych oraz możliwość ich drenażu

Z powyższych rozważań wynika, że istotnym problemem badawczym procesu skraplania na rurach poprzecznie ożebrowanych jest zjawisko zalegania skroplin w kanałach międzyżebrowych na ich powierzchni. Zgodnie z postulatem Adamka [2], w ostatnich latach, istnieje wyraźna tendencja do zwiększania gęstości ożebrowania co pozwala osiągnąć znacznie wyższe wartości WWC dzięki wzajemnemu oddziaływaniu sił grawitacji oraz napięcia powierzchniowego na warstwę skroplin tworzącą się na powierzchni rury. Wielkość kanałów międzyżebrowych, pomimo dążenia do możliwie małych odstępów, musi być jednak dostatecznie duża, aby spływające z wierzchołków skropliny skanalizować, nie zalewając istotnych dla wymiany ciepła obszarów. W związku z tym jedną z konsekwencji wzrostu gęstości ożebrowania jest niekorzystne oddziaływanie wspomnianych się napięcia powierzchniowego, które zatrzymują skropliny w podspodniej części rury. W ten sposób efektywny obszar powierzchni wymiany ciepła zostaje zmniejszony i to szczególnie silnie dla płynów charakteryzujących się dużą wartością stosunku (σ/ρ).

W 1981 r. Rudy i Webb [28] dokonali pomiaru kąta zalania przestrzeni międzyżebrowych na rurach o trzech różnych gęstościach ożebrowania: 748, 1024 i 1378 szt./mb. Efektem tych badań było między innymi stwierdzenie, że rura o ilości żeber 1024 szt./mb jest zalewana przez ciekły freon CFC-11, metanol i wodę odpowiednio w 26, 42 i 100 % jej obwodu, i to zarówno w warunkach statycznych jak i dynamicznych, dających w zasadzie ten sam efekt. Autorzy ci opracowali analityczny model (1985 r.) opisujący zaleganie skroplin na rurach gęstożebrowanych. Otrzymali oni związek teoretyczny na kąt zalania przez rozpatrzenie równowagi między siłami napięcia powierzchniowego i grawitacji, działającymi na warstwę skroplin, w postaci:

$$\Phi_f = \arccos \left[\frac{2 \cdot \sigma (t_{ft} - t_{fb} + 2 \cdot H / \cos \Theta)}{\rho \cdot g \cdot D_f \cdot ((t_{fb} + t_{ft}) \cdot H - A_c)} - 1 \right], \quad (5)$$

gdzie:

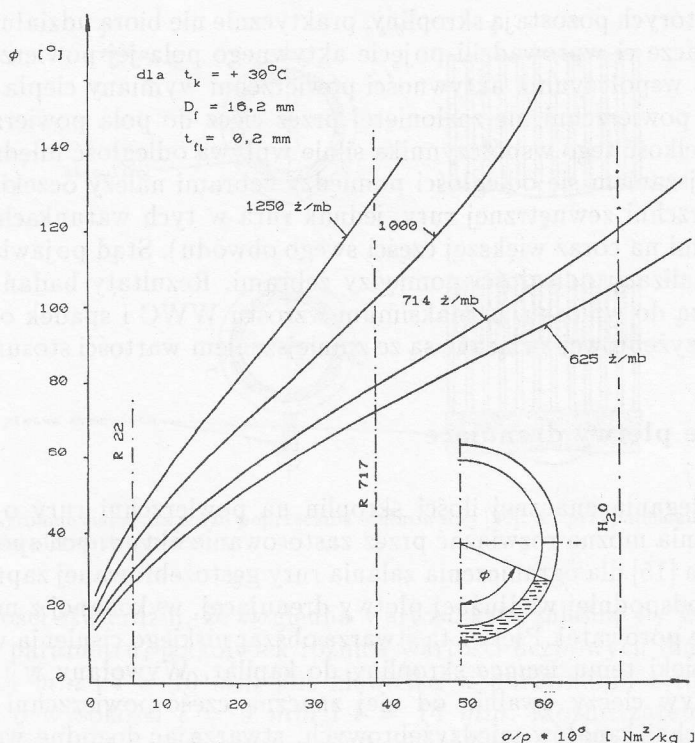
$$A_c = H \cdot (t_{ft} + H \cdot \tan \Theta). \quad (5a)$$

Z zależności (5) wynika, że wielkość tego kąta maleje ze wzrostem gęstości ożebrowania oraz stosunku (σ/ρ). Autorzy zwracają przy tym uwagę na nieistotny wpływ wysokości żeber na wielkość omawianego kąta. Kąt zalania dla żeber o profilu prostokątnym na podstawie powyższej zależności wyniesie:

$$\Phi_f = \arccos \left(\frac{4 \cdot \sigma}{D_f \cdot \rho \cdot g \cdot b_{fb}} - 1 \right). \quad (6)$$

Rezultaty obliczeń wykonanych na podstawie zależności (5) pokazano na rys. 1.

Z przedstawionej na tym rysunku zależności wynika, że płyny charakteryzujące się wysokim napięciem powierzchniowym, czyli np. woda – mogą całkowicie



Rys. 1. Zależność kąta zalania od własności skroplin dla rur o różnej gęstości ożebrowania

zalewać rury gęstożebrowane już przy stosunkowo niedużych gęstościach ożebrowania. Wanniarachchi [31] w swoich pracach wykazał, że intensywność wymiany ciepła wzrasta ze wzrostem wysokości żeber, których optymalna wielkość powinna wynosić według niego od 1.0 do 1.5 mm.

Wynikiem analizy statycznych menisków cieczy pomiędzy niskimi trapezoidalnymi żebrami, przeprowadzonej przez Hondę, jest teoretyczna zależność na interesujący nas kąt zalania:

$$\Phi_f = \arccos \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \Theta}{R_f \cdot \rho \cdot g \cdot b_{ft}} - 1 \right). \quad (7)$$

Warto zauważyć, że zależności (6) i (7) można w bardzo szerokim zakresie podziałek ożebrowania uważać za równoważne. Wynika z nich jednoznacznie, że duże gęstości ożebrowania są korzystne ze względu na wielkość kąta zalania tylko dla cieczy o niskich wartościach stosunku (σ/ρ), a więc przykładowo dla związków chlorowcopochodnych.

Masuda i Rose [23] prowadząc wnikliwe obserwacje zalegania skroplin na powierzchni rur gęstożebrowanych zauważyli, że ciecz jest utrzymywana nie tylko w dolnej części rury, ale także w górnej, w postaci *klinów cieczowych*. Ponieważ ob-

szary rury, na których pozostają skropliny, praktycznie nie biorą udziału w wymianie ciepła, badacze ci wprowadzili pojęcie aktywnego pola jej powierzchni. Jego miernikiem jest współczynnik aktywności powierzchni wymiany ciepła ξ , będący proporcją pola powierzchni nie zasłoniętej przez ciecz do pola powierzchni rury gładkiej. Na wielkość tego współczynnika silnie wpływa odległość międzyżebrowa (wraz ze zmniejszaniem się odległości pomiędzy żebrami należy oczekiwać wzrostu pola powierzchni zewnętrznej rury, jednak rura w tych warunkach jest zalewana skroplinami na coraz większej części swego obwodu). Stąd pojawia się nowy problem optymalizacji odległości pomiędzy żebrami. Rezultaty badań Webba i Rose'a prowadzą do wniosku, iż maksimum wzrostu WWC i spadek optymalnej odległości międzyżebrowej związane są ze zmniejszeniem wartości stosunku (σ/ρ) .

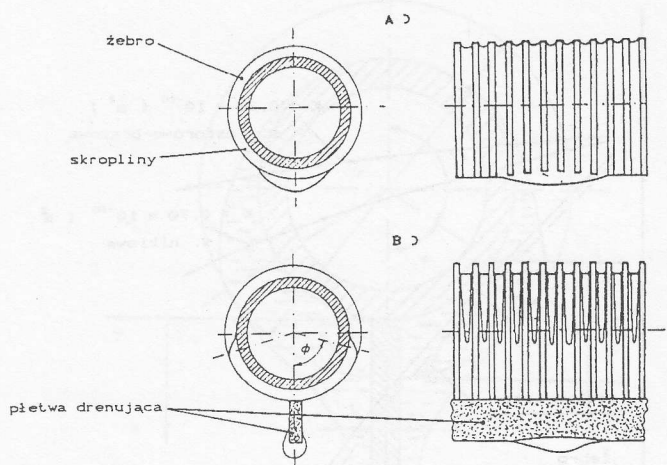
4. Wzdłużne pletwy drenujące

Problem zalegania znacznej ilości skroplin na powierzchni rury o dużej gęstości ożebrowania można rozwiązać przez zastosowanie aktywnych sposobów ich drenażu. Honda [15] dla ograniczenia zalania rury gęstożebrowanej zaproponował zastosowanie podspodniej wzdłużnej pletwy drenującej, wykonanej z materiału o strukturze silnie porowatej. Pletwa ta stwarza obszar niskiego ciśnienia w spodniej części rury i dzięki temu *wciąga* skropliny do kapilar. Wywołany w ten sposób wymuszony spływ cieczy uwalnia od niej znaczną część powierzchni bocznych żeber i powierzchni kanałów międzyżebrowych, stwarzając dogodne warunki dla poprawy wnikanía ciepła w omawianym procesie.

W przypadku zastosowania pletwy porowatej, prowadzone badania wykazały, że przy dostatecznie silnym *ssaniu* możliwe jest całkowite *ściągnięcie* cieczy z powierzchni rury z wyjątkiem klinów cieczowych u podstaw żeber. Na rys. 2a pokazano przypadek poziomej rury z poprzecznymi żebrami prostymi, w której odległość międzyżebrowa równa jest tzw. odległości krytycznej ($b = b_c$), co oznacza, że rura na całym obwodzie jest zalana skroplinami. Z kolei rys. 2b ilustruje zmianę zalania kanałów międzyżebrowych tej samej rury dzięki obecności porowatej pletwy drenującej.

Zmniejszenie kąta zalania przestrzeni międzyżebrowej, a poprzez to wzrost średnich wartości WWC możliwy jest również przy zastosowaniu pletwy drenującej, zbudowanej z materiału litego. Badania z tego typu pletwami prowadził Yau [34] stwierdzając, że kąt zalania Φ wzrósł dla wykorzystywanych przez niego płynów, takich jak freon CFC-113, etylen glikolowy oraz woda, odpowiednio o 10, 20 i 40 %. Korzystniejsze efekty osiągnął Honda, stosując pletwy porowate o dużej porowatości dla trzech rur, w których odległość międzyżebrowa była równa 0.4, 0.5 oraz 0.7 mm. Uzyskał on wzrost kąta zalania dla freonu CFC-113 o 22%, natomiast dla metanolu o 61% (najwyższy wzrost kąta zalania zarejestrował na rurze najgęściej ożebrowanej). Z kolei Marto używając pletwy porowatej o wysokości $l > 8$ mm zbudowanej z materiału porowatego o średnicy kapilar około 0.05 mm, osiągnął całkowite *ściągnięcie* cieczy z powierzchni rury.

Honda i Nozu testując rury wyposażone w porowate pletwy drenujące o róż-



Rys. 2. Zatrzymanie cieczy na rurze poprzecznie ożebrowanej [20]; A) przypadek zupełnego zalania, B) efekt obecności pletwy drenującej

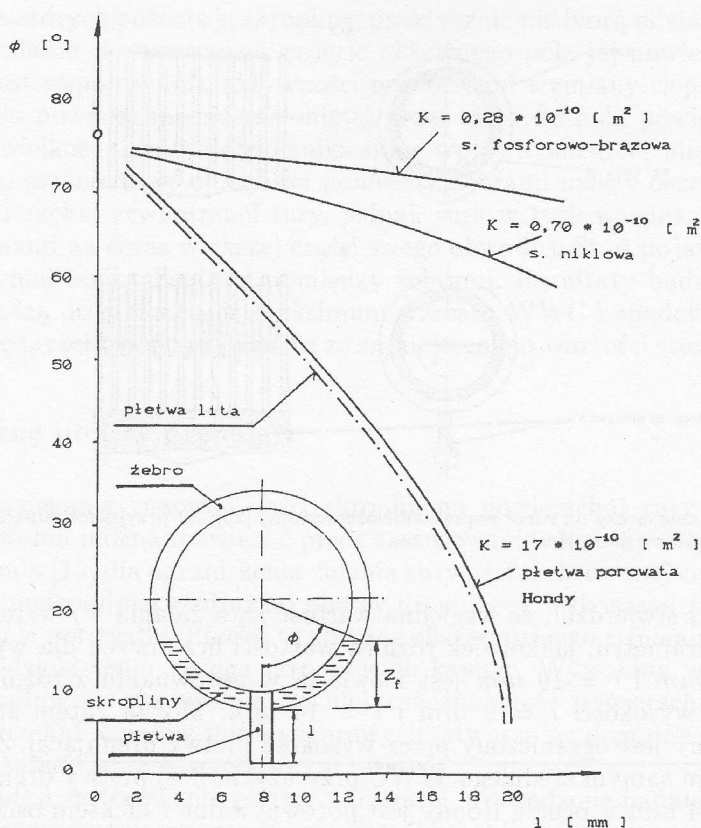
nej wysokości stwierdzili, że względna wartość kąta zalania Φ_f wzrasta ze wzrostem tego parametru, jakkolwiek różnica wartości liczbowych dla wysokości pletwy $l = 14 \text{ mm}$ i $l = 19 \text{ mm}$ jest niewielka w porównaniu z różnicą uzyskaną dla pletw o wysokości $l = 9 \text{ mm}$ i $l = 14 \text{ mm}$. Można zatem stwierdzić, że efekt kapilarny jest ograniczony przez wysokość pletwy drenującej. Zwiększenie kąta zalania, a tym samym średniego WWC przy użyciu litej pletwy drenującej o wysokości $l = 14 \text{ mm}$ w ocenie Hondy jest porównywalne z efektem osiąganym przy zastosowaniu porowatej pletwy drenującej o wysokości $l = 4 \text{ mm}$, a to oznacza, że oba rodzaje pletw są równoważne przy zapewnieniu im właściwych cech geometrycznych.

Wnioski płynące z dotychczasowych prac badawczych:

1. średni WWC na poziomej rurze ożebrowanej rośnie wraz ze wzrostem wysokości podspodniej porowatej pletwy drenującej,
2. intensyfikacja wnikania ciepła dzięki obecności porowatej pletwy drenującej jest większa w porównaniu z osiąganą dla pletwy litej, co jest efektem większej różnicy ciśnień międzyfazowych: para-ciecz, wytwarzanej w podspodniej części rury przez pletwę porowatą.

Na podstawie zależności podanej przez Hondę [16], pozwalającej określić względny kąt zalania przestrzeni międzyżebrowej, można dokonać oceny wpływu wysokości oraz rodzaju materiału porowatej pletwy drenującej na jego wielkość. Wyniki tych obliczeń w formie graficznej pokazano na rys. 3 dla zmian wysokości tej pletwy w zakresie od 2 do 20 mm dla czynnika R 22 oraz gęstości strumienia ciepła równej 10000 W/m^2 .

Przedmiotem prowadzonych rozważań były następujące materiały o strukturze porowatej, charakteryzowane różnymi wartościami współczynnika przepuszc-



Rys. 3. Zależność kąta zalania przestrzeni międzyżebrowej od rodzaju i wysokości porowatej pletwy drenującej

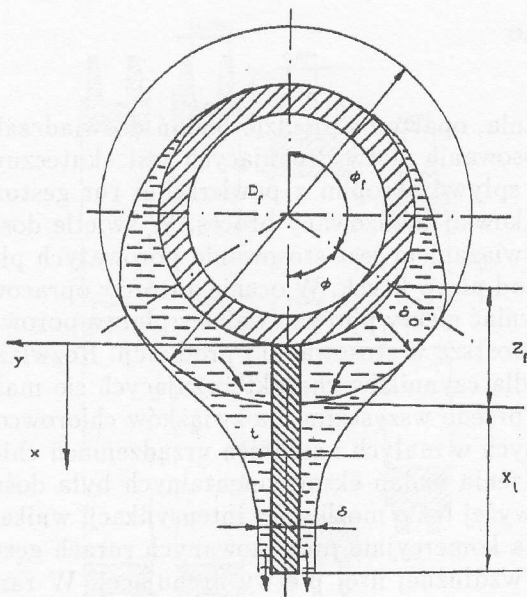
czalności hydraulicznej, nazywanego często współczynnikiem Darcy'ego – K , a były to:

- siatka fosforowo-brązowa o średnicy oczek 0.043 mm , o grubości $t = 2 \text{ mm}$ oraz współczynniku $K = 0.28 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$,
- siatka niklowa o grubości $t = 1 \text{ mm}$ oraz odpowiednio $K = 0.70 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$,
- siatka niklowa również o grubości $t = 1 \text{ mm}$ oraz $K = 1.7 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ (wykorzystana w badaniach prowadzonych przez Honde).

Na rys. 3 naniesiono również odpowiednie wartości interesującego nas kąta dla litej, miedzianej pletwy drenującej o grubości 1 mm , obliczonego na podstawie niżej zarysowanego modelu teoretycznego Mikieliewicza wg [26].

Model fizyczny litej pletwy drenującej przedstawia rys. 4.

Różnicę ciśnień na pletwie wyznaczono z jednowymiarowego równania laminarnego ruchu cieczy po powierzchni bocznej pletwy, natomiast różnicę ciśnień



Rys. 4. Model teoretyczny ruchu cieczy na litej płetwie drenującej wg [26]

kapilarnych na granicy między parą nasyconą a skroplinami zatrzymanymi w obszarze zalany określono podobnie jak w modelu Hondy dla kąta zalania $\Phi = \Phi_f$ (kąt Φ_f to kąt zalania, po przekroczeniu którego przestrzeń międzyżebrowa jest zawsze zapełniona przez skroplony i zatrzymany siłami napięcia powierzchniowego kondensat. Zakładając, że ciśnienia obu faz u dołu płetwy są jednakowe, otrzymano związek na kąt zalania dla rury ożebrowanej wyposażonej w litą płetwę drenującą w postaci [26]:

$$\Phi_f = \arccos \left[\frac{2 \cdot (2 \cdot \sigma / b_{ft} \cdot \cos \Theta - \rho \cdot g \cdot H \cdot (1 - Z))}{\rho \cdot g \cdot D_f} - 1 \right], \quad (8)$$

gdzie:

$$Z = \frac{3 \cdot \pi \cdot D_f Q \cdot \mu}{\rho^2 \cdot g \cdot r \cdot \delta^3}. \quad (8a)$$

Na podstawie powyższego modelu można wnioskować, że zastosowanie płetwy litej pozwala na osiągnięcie zbliżonych wartości kąta zalania Φ_f , jak dla płetwy porowatej o dużym współczynniku porowatości K . Warto jednocześnie zauważyć, że według omawianego modelu, płetwa porowata daje teoretycznie większą różnicę ciśnień w porównaniu z płetwą litą tylko dla bardzo małych współczynników porowatości K .

5. Badania cieplne

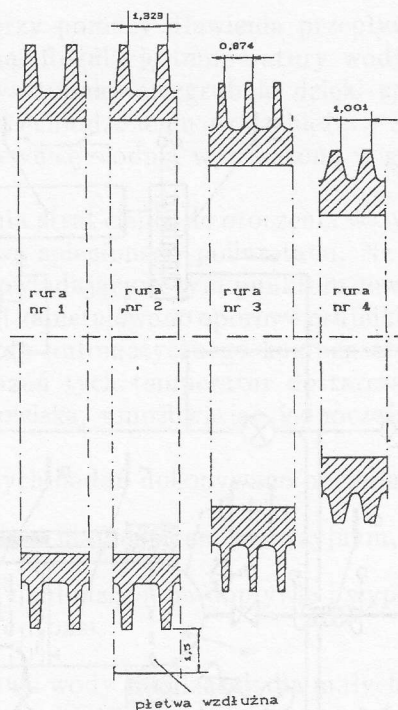
Powyższe rozważania, oparte na analizie badań doświadczalnych i teoretycznych wskazują, iż stosowanie pletw drenujących jest skutecznym rozwiązaniem problemu organizacji spływu skroplin z powierzchni rur gęstożebrowanych, pozwalającym zintensyfikować analizowany proces. W świetle dostępnych informacji, preferowanym rozwiązaniem jest stosowanie porowatych pletw drenujących, jako skuteczniejszych od pletw litych. W ocenie autorów opracowania, lita pletwa drenująca może zapewniać efekty porównywalne z pletwą porowatą, jest ona przy tym o wiele tańsza i prostsza w stosowaniu i produkcji. Rozwiązanie to daje najkorzystniejsze efekty dla czynników charakteryzujących się małymi wartościami stosunku (σ/ρ), czyli przede wszystkim dla związków chlorowcopochdnych, dość powszechnie stosowanych w małych i średnich urządzeniach chłodniczych.

Celem przeprowadzenia badań eksperymentalnych była doświadczalna weryfikacja postawionych wyżej tez o możliwości intensyfikacji wnikania ciepła w procesie skraplania par na komercyjnie produkowanych rurach gęstożebrowanych w wyniku zastosowania wzdłużnej litej pletwy drenującej. W ramach tych badań wyznaczono WWC przy skraplaniu nasyconych par freonu R 22 na zewnętrznej powierzchni czterech przygotowanych rur o różnej geometrii żeber (rura oznaczona jako nr 2 została wyposażona w litą pletwę drenującą). Parametry geometryczne badanych rur podano w Tabeli 1, a ich profile na rys. 5.

Tabela 1

Parametry geometryczne badanych rur.
(Długość badanych rur wynosiła 600 mm).

Nr rury	1	2	3	4
ilość żeber <i>szt./mb.</i>	755.9	755.9	1026.7	999.0
średnica wewnętrzna <i>mm</i>	14.03	14.03	11.02	7.73
średnica podstaw żeber <i>mm</i>	15.86	15.86	13.42	10.12
średnica zewnętrzna <i>mm</i>	18.76	18.76	16.17	12.08
podziałka ożebrowania <i>mm</i>	1.32	1.32	0.97	1.00
wysokość żebra <i>mm</i>	1.46	1.46	1.38	0.98
grubość żebra u podstawy <i>mm</i>	0.46	0.46	0.40	0.47
grubość żebra u wierzchołka <i>mm</i>	0.29	0.29	0.21	0.23
lita pletwa drenująca				
wysokość <i>mm</i>		3.0		
grubość <i>mm</i>		1.0		



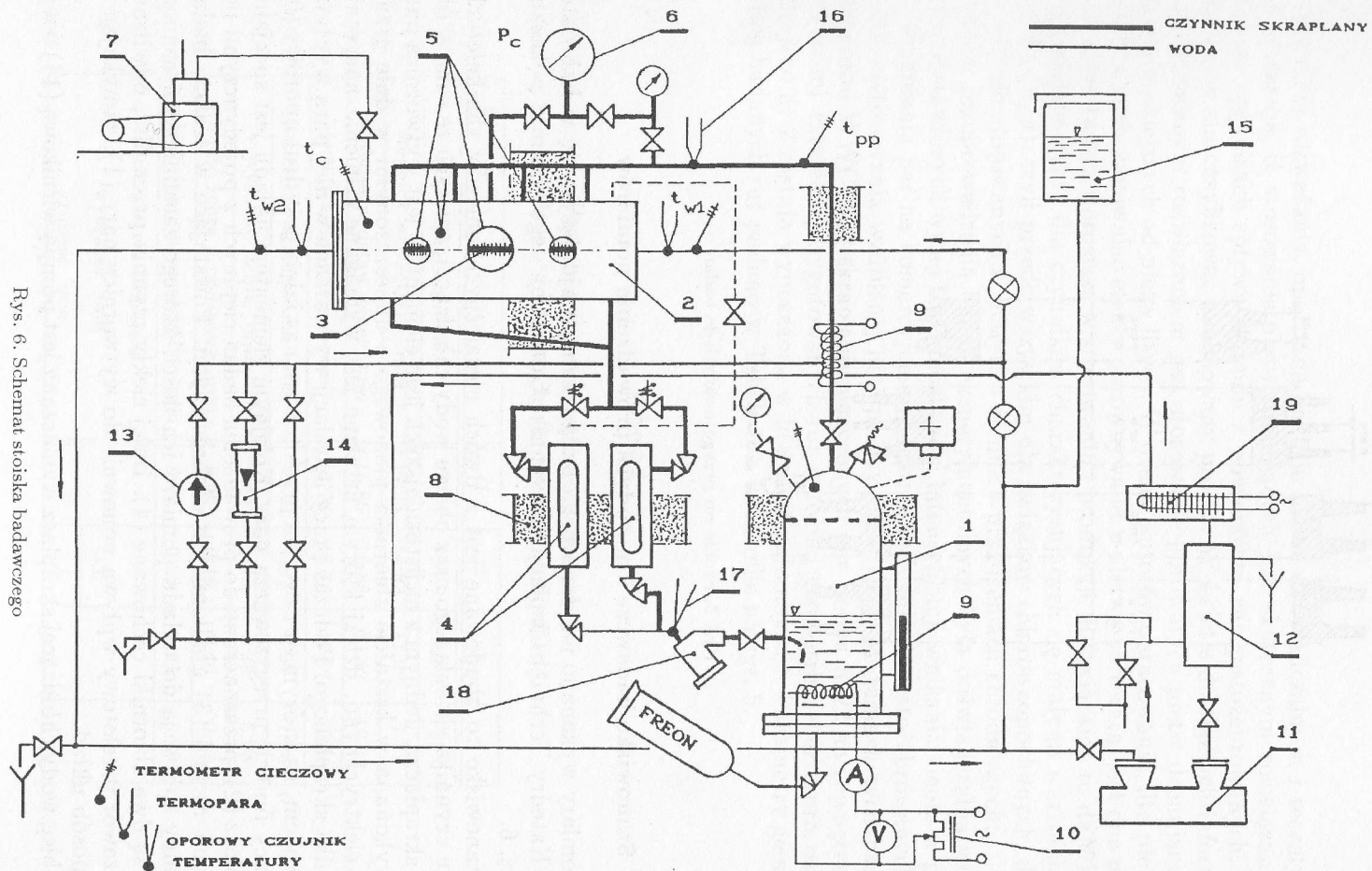
Rys. 5. Profile rur przygotowanych do badań

5.1. Stanowisko badawcze i metodyka prowadzenia pomiarów

Pomiary wykonano na stanowisku badawczym, znajdującym się w Laboratorium Katedry Techniki Ciepłej Politechniki Gdańskiej. Jego schemat pokazano na rys. 6.

Stanowisko to zbudowane jest z dwóch niezależnych obiegów zamkniętych: obiegu czynnika skraplanego oraz obiegu wody chłodzącej, spiętych ze sobą w obrotach skraplacza. Jednym z najistotniejszych jego elementów jest wytwornica pary (1) wykonana w kształcie zbiornika pionowego z umieszczonymi w dnie grzałkami elektrycznymi, dzięki którym ustalane jest wymagane ciśnienie nasycenia czynnika skraplanego. Podczas pracy instalacji wytwarzana w niej para wypływa przewodem, na którym za zaworem przelotowym nawinięty jest drut oporowy (9), pełniący funkcję przegrzewacza pary. Kolejnym elementem układu jest specjalny skraplacz (2), przeznaczony do prowadzenia badań cieplnych z pojedynczymi poziomymi rurami (3) gładkimi lub ożebrowanymi. Powstające w trakcie badań skropliny spływają do układu pomiaru ich ilości, którego zasadniczymi elementami są dwa zbiorniki cechowane (4). Dalej ciekły czynnik przez filtr, odwilżacz oraz zawór przelotowy wpływa ponownie do wytwornicy pary (1), zamykając w ten sposób układ.

Obieg wody chłodzącej skraplacz wymuszany jest pompą wirnikową (11) o wy-



dałości regulowanej przy pomocy dławienia przepływu względnie przez upust cieczy na stronę ssawną. Regulację temperatury wody doprowadzanej do skraplacza uzyskuje się dwustopniowo: zgrubnie dzięki specjalnemu wymiennikowi przeciwproudowemu (12), chłodzonemu wodą bieżącą z sieci wodociągowej, oraz dokładnie, przez nagrzewnicę wodną, wyposażoną w grzałki elektryczne o płynnie regulowanej mocy.

Dla zminimalizowania strat ciepła do otoczenia wszystkie zbiorniki i przewody pokryte zostały warstwą spienionego poliuretanu. Na zewnętrznych powierzchniach zbiorników i odpowiadających tym punktom zewnętrznych powierzchniach warstwy izolacji cieplnej zainstalowano oporowe czujniki temperatury Pt100. Czujniki te podłączone są do automatycznego kompensatora samopiszącego, dzięki czemu rejestracja wskazań tych temperatur dostarcza aktualnych informacji o warunkach pracy stanowiska, umożliwiając jednocześnie określenie start ciepłych do otoczenia.

Podczas prowadzonych badań dokonywano następujących pomiarów:

- ciśnienia nasycenia – manometrem precyzyjnym,
- temperatury wody chłodzącej na dopływie i wypływie ze skraplacza za pomocą termopar Fe-Konst.,
- natężenia przepływu wody chłodzącej: dla małych natężeń rotametrem typu LD z rurą pomiarową G19, dla dużych – przepływomierzem turbinkowym typu Pt15-100,
- strumienia ciepła przekazywanego przez grzałki elektryczne do czynnika w wytwornicy pary za pomocą amperomierza oraz woltomierza cyfrowego,
- temperatur powierzchni zewnętrznych zbiorników nad i pod izolacją – czujnikami oporowymi typu Pt100,
- temperatury powierzchni zewnętrznej rury ożebrowanej, na której odbywa się skraplanie, za pomocą ośmiu termopar wlutowanych u podstaw żeber, rozłożonych na obwodzie co 45° .

Pomiary przeprowadzono przy temperaturze nasycenia $t_k = 30^\circ C$, w zakresie prędkości wody chłodzącej od ok. 0.5 m/s do 3.5 m/s .

5.2. Metodyka wyznaczania wartości WWC

Współczynnik wnikania ciepła został wyznaczony dwiema metodami:

- a) Metodą bezpośrednią – wyznaczenie WWC z pomiaru temperatury powierzchni zewnętrznej rury, metodę tą traktowano jako podstawową. W przypadku powierzchni ożebrowanych zagadnienie wyznaczania średniej temperatury ścianki jest bardzo złożone, ponieważ przy obecnym stanie dostępnej w kraju techniki pomiarowej nie jest możliwy do wykonania, przy

stosowanych geometriach ożebrowania i wymiarach termopar, rozkład temperatury wzdłuż wysokości pojedynczego żebra, w oparciu o który można by wyznaczyć jego średnią temperaturę. Wobec powyższego szereg badaczy zajmujących się problematyką skraplania na rurach tego typu, a między innymi Katz, Henrici [13], Chiżniakow [17], Zozulia, Czajkowski, Gogonin [10] czy Grochal [12], zamocowywało pojedyncze termopary w rowkach u podstaw żeber, przyjmując umownie, że wynikiem tak dokonanego pomiaru jest uśredniona temperatura powierzchni zewnętrznej. Podobną technikę zastosowano w prezentowanych badaniach: umieszczono osiem termopar w obrębie odcinka pomiarowego u podstaw żeber, rozkładając je na obwodzie rury co 45° – średnia arytmetyczna z pomierzonych w ten sposób temperatur jest traktowana jako średnia temperatura powierzchni zewnętrznej rury w kanałach międzyżebrowych. Stąd, po uwzględnieniu sprawności żeber:

$$\alpha_o = \frac{\dot{Q}}{(A_u + \eta A_f) \cdot \Delta T_k}, \quad (9)$$

gdzie sprawność żebra η wyznaczona jest z zależności teoretycznej lub metodą iteracyjną (autorzy, po ocenie wartości η z obu źródeł, zdecydowali, jako bardziej wiarygodnej, używać sprawności wg podanego niżej wzoru Karhu).

- b) Metoda pośrednia – zmodyfikowana metoda Wilsona: Metoda ta polega na wyznaczaniu indywidualnych oporów cieplnych na podstawie znanego oporu całkowitego:

$$\frac{1}{k_z} = \frac{1}{\alpha_o} \frac{A_z}{A_{ef}} + R + \frac{1}{\alpha_i} \frac{A_z}{A_i}, \quad (10)$$

przy czym zależność na WWC od strony skraplanego czynnika opisana jest wzorem Rudy'ego i Webba:

$$\alpha_o = C_o \left(\alpha_u \frac{A_u}{A_{ef}} + \eta_f \alpha_f \frac{A_f}{A_{ef}} \right) \frac{\Phi_f}{\pi}, \quad (11)$$

zaś WWC od strony wody chłodzącej wzorem Dittusa i Boeltera z poprawką Siedera i Tate'a:

$$\alpha_i = C_i \frac{\lambda_w}{D_i} (Re)^{0.8} (Pr)^{1/3} \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}. \quad (12)$$

Wprowadzając współczynniki C_i oraz C_o można wzory (11) i (12) przedstawić w postaci:

$$\alpha_o = C_o \Psi \quad (11a)$$

oraz:

$$\alpha_i = C_i \Omega. \quad (12a)$$

Przyjmując powyższe zależności oraz odpowiednio przekształcając wyrażenie (10), otrzymujemy kluczowe równanie w prezentowanej metodzie Wilsona:

$$\left(\frac{1}{k_z} - R\right) \Psi \frac{A_{ef}}{A_z} = \frac{1}{C_i} \frac{A_{ef} \Psi}{A_i \Omega} + \frac{1}{C_o}. \quad (13)$$

Równanie to można przedstawić w postaci równania liniowego:

$$y = a_2 x + a_1, \quad (13)$$

gdzie

$$y = \left(\frac{1}{k_z} - R\right) \Psi \frac{A_{ef}}{A_z}, \quad (14a)$$

$$x = \frac{A_{ef} \Psi}{A_i \Omega}, \quad (14b)$$

$$a_1 = \frac{1}{C_i}, \quad (14c)$$

$$a_2 = \frac{1}{C_o}. \quad (14d)$$

Istota metody Wilsona polega na wyznaczeniu współczynników C_o oraz C_i za pomocą regresji liniowej. Dokładny opis metody Wilsona zmodyfikowanej dla opracowania pomiarów w procesie skraplania zawiera praca Briggsa i Younga [9], natomiast dyskusję poświęconą dokładności tej metody podaje Marto [21] oraz Mayhew [24]. Ważnym warunkiem poprawności otrzymywanych wyników jest zapewnienie stałości oporów cieplnych od strony wewnętrznej dla szerokiego zakresu liczb Reynoldsa (warunek ten w praktyce nie zawsze jest możliwy do spełnienia).

Autorzy opierając się na modyfikacji Briggsa [9] proponują następujący algorytm wyznaczania WWC od strony czynnika skraplanego:

1. Wstępne oszacowanie różnicy temperatur ΔT_k na podstawie znanej wartości strumienia cieplnego oraz współczynnika α_o z przyjętego modelu teoretycznego (zal. 11),
2. Obliczenie wartości współrzędnych Wilsona,
3. Wyznaczenie metodą regresji liniowej współczynnika C_i oraz C_o ,
4. Obliczenie wartości WWC od strony wody α_i oraz WWC od strony czynnika skraplanego α_o na podstawie wartości współczynników C_i oraz C_o ,
5. Obliczenie współczynnika przenikania ciepła k_{zW} dla punktu leżącego na prostej Wilsona:

$$k_{zW} = \frac{1}{A_z / a_{ef} y / \Psi + R}, \quad (15)$$

6. Wyznaczenie poprawki Siedera i Tate'a $(\mu/\mu_w)^{0.14}$ metodą iteracyjną:

- wstępnie zakłada się wartość poprawki równą jedności,
- obliczenie temperatury ścianki od strony wody z zależności:

$$t_{fw} = t_{wm} + \frac{\dot{Q}}{\alpha_i A_i}, \quad (16)$$

- dla tak obliczonej temperatury t_{fw} obliczamy ponownie wartość poprawki Siedera i Tate'a oraz α_i ; obliczenia iteruje się tak długo, dopóki nie zostanie spełniony warunek:

$$|\alpha_i^{(k+1)} - \alpha_i^{(k)}| \leq 1.0 \quad [W/m^2 K].$$

- Obliczenie wartości WWC od strony wody α_i po uwzględnieniu poprawki Siedera i Tate'a.
- Obliczenie WWC od strony czynnika α_o :

$$\alpha_o = \frac{A_z/A_{ef}}{\frac{1}{k_{zw}} - R - \frac{1}{\alpha_i} \frac{A_z}{A_i}}. \quad (17)$$

9. Obliczenie różnicy temperatur ΔT_k :

$$\Delta T_k = \frac{\dot{Q}}{\alpha_o (A_u + \eta_f A_f)}. \quad (17)$$

Na podstawie tak wyznaczonej różnicy temperatur ponownie wyznacza się wartości współrzędnych Wilsona. Powyższe czynności powtarza się dopóki nie zostanie spełniony warunek:

$$|C_i^{(k+1)} - C_i^{(k)}| \leq 0.0001.$$

5.3. Sprawność żeber

Ważnym problemem w analizowanym procesie jest uwzględnienie w procedurze obliczeniowej rozkładu temperatury w żeberku przez określenie jego sprawności. Sprawność żeber wyznaczono dwiema metodami:

- W oparciu o zależność przybliżoną podaną przez Karhu [18]:

$$\eta_f = 0.38 + 0.62^{\nu+1} - 0.012\nu, \quad (19)$$

gdzie: ν jest wielkością charakteryzującą cechy fizyczne skraplanego czynnika, materiału żeberka oraz jego geometrię:

$$\nu = \frac{1.4(\rho r \sigma \lambda^3 H^6)^{0.25}}{\mu^{0.25} \lambda_R (1 + tg\Theta) (2t_{ft} + H \sin\Theta) \Delta T_k^{0.25}}. \quad (20)$$

- b) Metodą iteracyjną w oparciu o zależność dla żeber prostych, przy założeniu jednakowej wartości WWC na powierzchni bocznej. Metoda ta składa się z dwóch procedur [33]:

* Iteracyjne wyznaczenie współczynnika wnikania ciepła w kanałach międzyżebrowych α_u :

- (1) wstępne obliczenie strumienia masy skroplin z zależności:

$$\dot{m} = \frac{\eta_f \alpha_f A_f \Delta T_k}{r}, \quad (21)$$

- (2) przyjęcie $\dot{m}_o = \dot{m}$,

- (3) obliczenie liczby Reynoldsa z zależności:

$$Re = \frac{4\dot{m}_o p_f}{\mu(p_f - t_{ft})}, \quad (22)$$

- (4) obliczenie α_u :

$$\alpha_u = 1.514 \left(\frac{\mu^2 Re}{\lambda^3 \rho^2 g} \right)^{-1/3}, \quad (23)$$

- (5) obliczenie strumienia ciepła $\dot{Q}_u$ wnikającego w kanałach międzyżebrowych:

$$\dot{Q}_u = \alpha_u A_u \Delta T_k, \quad (24)$$

- (6) przyjęcie:

$$\dot{m}_o = \dot{m} + \dot{Q}_u / r$$

Kroki (3) do (6) należy powtarzać do uzyskania dostatecznych zbieżności $\dot{m}_o$.

* Iteracyjne wyznaczenie sprawności żebra.

- (1) wstępnie przyjmuje się $\eta_f = 1.0$,

- (2) obliczenie α_f z zależności:

$$\alpha_f = \frac{1}{\Delta T_k} \frac{1}{(1 - \Phi_f / \pi) A_f} - \alpha_u \frac{A_u}{A_f}, \quad (25)$$

- (3) obliczenie sprawności żebra:

$$\eta_o = \frac{tgh(u(H + t_f/2))}{u(H + t_f/2)}, \quad (26)$$

gdzie:

$$u = \left(\frac{2\alpha_f}{\lambda_R t_f} \right)^{0.5}. \quad (27)$$

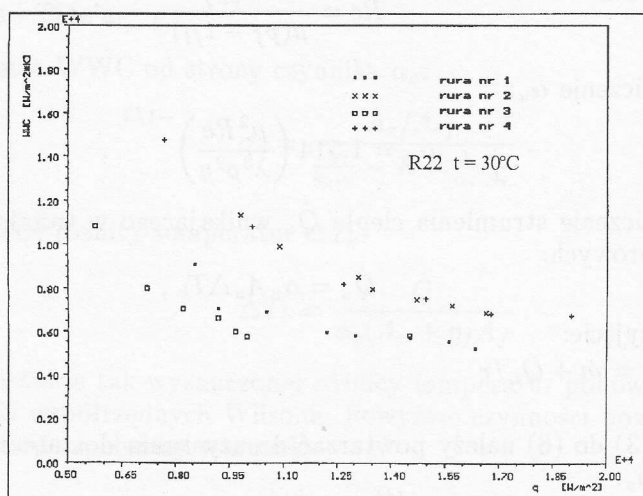
(4) przyjęcie $\eta_f = \eta_o$.

Kroki (2) do (4) powtarza się do uzyskania żądanej zbieżności wartości sprawności żebra.

W obliczeniach współczynnika wnikania ciepła skorzystano z wartości otrzymanych ze wzoru Karhu (19), ponieważ η_f otrzymane z metody iteracyjnej autory oceniają jako zaniżone wobec wartości podawanych przez większość badaczy.

5.4. Wyniki pomiarów

Wyniki uzyskane z prowadzonych badań zaprezentowano na załączonych na końcu opracowania rys. 7 do 12 i tabelach 2 do 4.



Rys. 7. Współczynniki wnikania ciepła uzyskane pomiarem bezpośrednim dla badanych rur

Tabela 2

Wyniki obliczeń dokonanych w oparciu o zmodyfikowaną metodę Wilsona oraz jej dokładność

Nr rury	1	2	3	4
C_o	0.7637	0.7518	0.6304	0.6095
C_i	0.0278	0.0294	0.0279	0.0296
błąd pomiaru Σd_i^2	0.5181	0.6607	1.0457	0.0199
błąd standart. $\Delta(a_2)^2$	7.0492	17.3272	9.5500	3.4103

Tabela 3

Sprawności żeber uzyskane metodą iteracyjną oraz
z zależnością Karhu (19) dla badanych rur
(HCFC-22, $t = +30^{\circ}\text{C}$)

Rura nr 1			Rura nr 2		
$q[\text{W}/\text{m}^2]$	$\eta_{f,iter}$	$\eta_{f,Karhu}$	$q[\text{W}/\text{m}^2]$	$\eta_{f,iter}$	$\eta_{f,Karhu}$
6860	0.748	0.951	7140	0.589	0.943
8486	0.829	0.957	8459	0.721	0.951
9128	0.866	0.961	9714	0.800	0.957
10453	0.868	0.962	10813	0.825	0.959
12086	0.887	0.965	12977	0.848	0.962
12870	0.890	0.965	13356	0.858	0.963
14380	0.891	0.966	14562	0.866	0.964
15421	0.895	0.967	15466	0.872	0.965
16115	0.900	0.968	16437	0.877	0.966

Rura nr 3			Rura nr 4		
$q[\text{W}/\text{m}^2]$	$\eta_{f,iter}$	$\eta_{f,Karhu}$	$q[\text{W}/\text{m}^2]$	$\eta_{f,iter}$	$\eta_{f,Karhu}$
3963	0.718	0.921	7668	0.872	0.968
5744	0.786	0.933	10105	0.905	0.972
7163	0.839	0.941	12592	0.928	0.975
8166	0.856	0.944	14850	0.933	0.977
9146	0.865	0.946	16596	0.939	0.978
9606	0.877	0.948	18784	0.940	0.979
9925	0.882	0.949			
14377	0.880	0.953			
15077	0.889	0.955			

Na rys. 7 przedstawiono doświadczalne wartości WWC otrzymane dla badanych rur z pomiaru bezpośredniego. Jak widać – najwyższe WWC uzyskano dla rury nr 2, tj. rury o gęstości ożebrowania 755 szt./mb., zaopatrzonej we wzdluzną, litą pletwę drenującą. Można oszacować, że zastosowanie pletwy daje wzrost WWC średnio o około 50% w stosunku do rury o tej samej geometrii ożebrowania bez pletwy. Przyczyną znacznej intensyfikacji wnikania ciepła jest całkowity drenaż kroplin z powierzchni rury, bowiem kąt zalania dla rury nr 1 i nr 2 wynosił odpowiednio około 163° oraz 180° .

Tabela 4

Wartości WWC pomierzone obiema metodami.

Rura nr 1				Rura nr 2			
q	α_{bez}	α_{Wil}	α_{bez}/α_W	q	α_{bez}	α_{Wil}	α_{bez}/α_W
W/m^2	$W(m^2 K)$		-	W/m^2	$W(m^2 K)$		-
8486	9051	6720	1.35	9714	11340	7042	1.61
9128	7026	6569	1.07	10813	9858	6803	1.45
10453	6882	6299	1.09	12977	8443	6430	1.31
12086	5895	6021	0.98	13356	7868	6382	1.23
12870	5719	5905	0.97	14562	7400	6218	1.19
14380	5638	5712	0.99	15466	7100	6109	1.16
15421	5428	5596	0.97	16437	6797	5996	1.13
16115	5112	5521	0.93				

Rura nr 3				Rura nr 4			
q	α_{bez}	α_{Wil}	α_{bez}/α_W	q	α_{bez}	α_{Wil}	α_{bez}/α_W
W/m^2	$W(m^2 K)$		-	W/m^2	$W(m^2 K)$		-
7163	7961	6408	1.24	12592	8122	6716	1.21
8166	7034	6143	1.15	14850	7459	6380	1.17
9146	6573	5925	1.11	16596	6741	6168	1.09
9606	5954	5829	1.02	18784	6633	5945	1.12
9925	5724	5769	0.99				
14377	5744	5149	1.12				
15077	5280	5076	1.04				

Kąty zalania dla rury nr 3 i nr 4 dla R 22 osiągają wartości odpowiednio: 152° oraz 145° (gęstości ożebrowania porównywanych rur wynoszą odpowiednio 1026 i 999 *szt./mb.*). Jak wynika z przedstawionych danych – stosując rurę nr 4 osiąga się wyższe wartości WWC pomimo, że posiada ona nieco mniejsze czynne pole powierzchni wymiany ciepła, wynikające z mniejszego kąta zalania. Przyczyn takiego stanu rzeczy należy doszukiwać się w różnicy geometrii ich ożebrowania. Profil żeber rury nr 3 jest zbliżony do prostokątnego, tymczasem profil żebra rury nr 4 – do trójkątnego. Ożebrowanie tych rur zostało przy tym wykonane różnymi technikami: odpowiednio przez nawalcowanie i przez obróbkę mechaniczną. Powyższy efekt zgodny jest z teorią Karhu i Borowkova, według której zintensyfikowanie ruchu skroplin na powierzchni bocznej żebra możliwe jest poprzez

dobranie właściwych jego proporcji geometrycznych. Również porównanie wartości WWC otrzymanych dla rury nr 1 i nr 3 dowodzi, że zwiększenie gęstości ożebrowania niekoniecznie musi prowadzić do intensyfikacji procesu wnikania ciepła, bowiem dla pierwszej z nich uzyskano nawet nieco wyższe wartości WWC w zakresie mniejszych obciążeń cieplnych. Efekt ten można tylko częściowo wytłumaczyć różnicą kątów zalania oraz nieco mniejszą sprawnością żeber.

Omówione powyżej relacje pomiędzy wartościami WWC uzyskanymi dla trzech porównywanych rur można zdaniem autorów próbować wyjaśnić w oparciu o wspomnianą wyżej teorię Karhu i Borowkova [18], w której przyjęli między innymi następującą definicję liczby Webera:

$$We = \frac{\partial p / \partial x}{\rho g} = \frac{\sigma \cos \Theta}{b H \rho g (1 + \operatorname{tg} \Theta)}, \quad (28)$$

przy założeniu, że promień krzywizny błony skroplin na wierzchołku żebra R_{ft} przyjęty jest w postaci:

$$R_{ft} = 0.5 t_{ft} (1 + \operatorname{tg} \Theta).$$

Tabela 5

Liczba Webera wg (29) dla badanych rur.

Rura	(We) wg zał. (28)	(We) wg zał. (29)
1	0.84	1.84
2	0.84	1.84
3	1.18	2.78
4	1.52	5.82

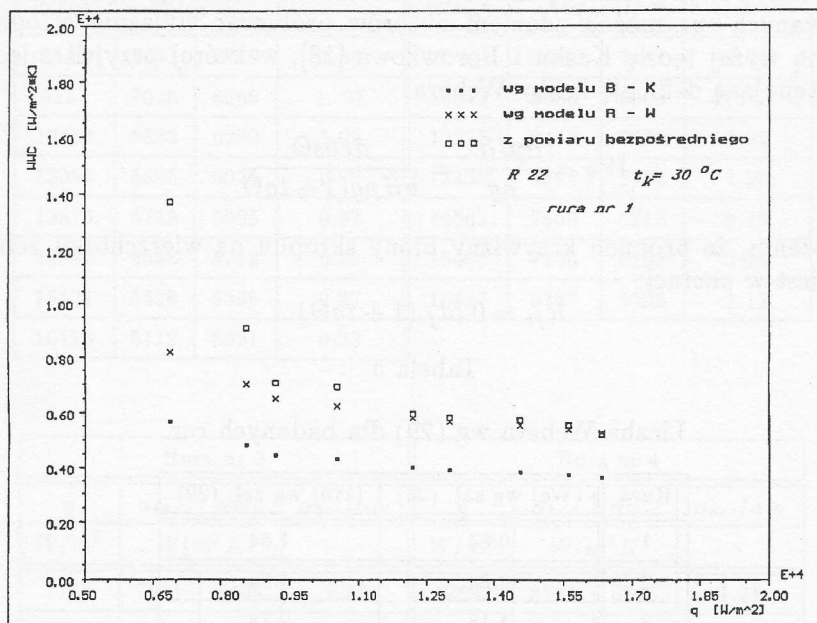
Jak wynika z danych przedstawionych w tabeli 5, liczba Webera zdefiniowana wzorem (28) nie tłumaczy znacznych różnic pomiędzy wartościami WWC uzyskanymi dla porównywanych rur. W oparciu o omówiony wyżej model Rudy'ego i Webba można zdefiniować liczbę Webera w postaci:

$$We = \frac{2\sigma}{\rho g H} \left(\frac{1}{t_{ft}} + \frac{1}{b_{fb}(1 + \sin \Theta)} \right), \quad (29)$$

Liczba Webera zdefiniowana wzorem (29) znacznie różni się dla porównywanych rur. Zauważyć przy tym można, że uzyskano relatywnie dużą wartość tej liczby dla rury nr 4 w porównaniu z rurą nr 3, co świadczy o tym, że korzystne proporcje geometryczne ożebrowania rury nr 4 powodują powstanie znacznego gradientu ciśnienia w błonie skroplin wywołanego siłami napięcia powierzchniowego. Porównanie liczb Webera dla rury nr 1 i 3 zdaje się potwierdzać stwierdzenie, że znacznie istotniejsze jest dobranie odpowiednich proporcji geometrycznych żeber niż wykonanie ożebrowania o małej podziałce: zwiększenie ilości żeber na metr

długości rury (rura nr 3) nie okazało się czynnikiem intensyfikującym wnikanie ciepła w omawianym procesie.

Na rys. 8 ÷ 11 dokonano porównania doświadczalnych wartości WWC uzyskanych w metodzie bezpośredniej z wartościami teoretycznymi obliczonymi w oparciu o model Beatty'ego i Katza (1) oraz model Rudy'ego i Webba (2).

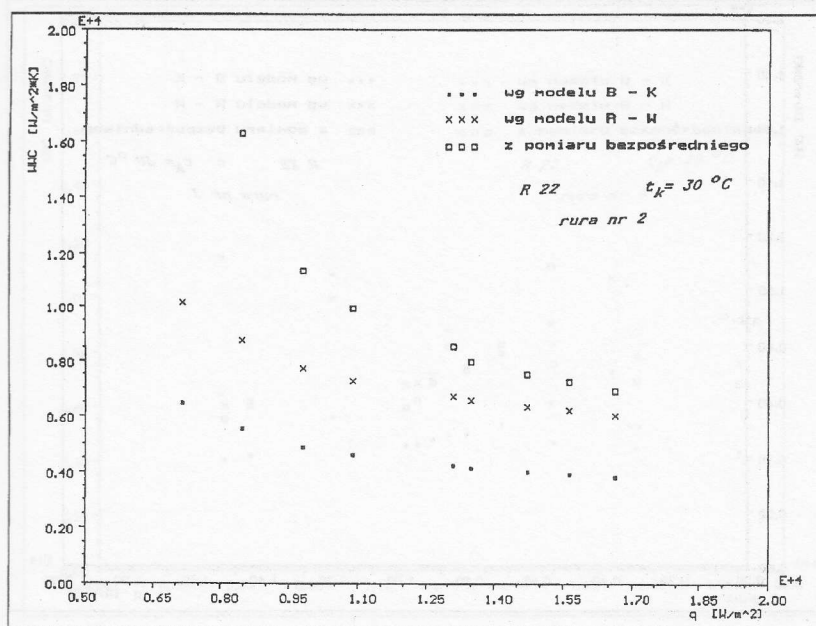


Rys. 8. WWC pomierzone metodą bezpośrednią oraz obliczone z zależności teoretycznych Beatty'ego i Katza oraz Rudy'ego i webba dla badanych czterech rur

Jak należało oczekiwać, pierwszy z modeli daje wartości zaniżone już dla rur o średniej gęstości ożebrowania. Drugi model, jak wynika z prezentowanych wykresów, z dużą dokładnością odwzorowuje wyniki pomiarów już dla średnich wartości gęstości strumienia ciepła, dając błędy nie większe niż ok. 20% (jedynie dla bardzo małych wartości q , odpowiadających różnicy temperatur $\Delta T_k < 1.0$ K, model ten daje błędy przekraczające 20 %). Wynika stąd, że dla różnic temperatur $\Delta T_k > 1.0$ K (tj. niezbyt małych gęstości strumienia ciepła $q > 6000 \div 8000$ W/m²K), można stosować w obliczeniach inżynierskich omawianą zależność Rudy'ego i Webba.

Nieco większe różnice pomiędzy omawianą zależnością teoretyczną a wartościami WWC uzyskanymi z pomiaru bezpośredniego dla rury nr 2 (zaopatrzonej w pletwę) wynikają zdaniem autorów z małej dokładności modelu teoretycznego opisującego kąt zalania dla rury ożebrowanej wyposażonej w pletwę litą.

W tabeli 3 zamieszczono sprawności żeber w zależności od gęstości strumienia ciepła, otrzymane z zależności empirycznej (19) lub wyżej omówionej metody

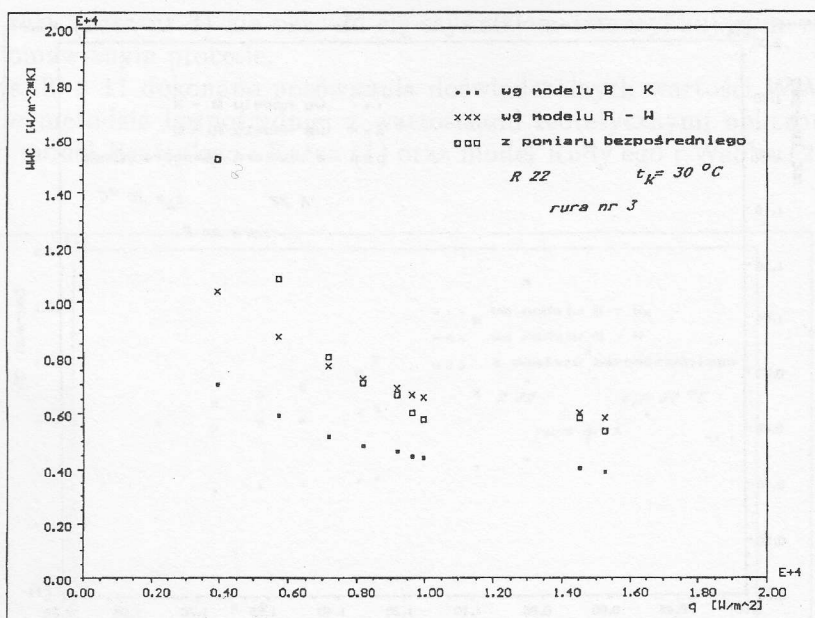


Rys. 9. WWC pomierzone metodą bezpośrednią oraz obliczone z zależności teoretycznych Beatty'ego i Katza oraz Rudy'ego i Webba dla badanych czterech rur

iteracyjnej, opartej na zależności dla żeber prostych przy stałym współczynniku wnikania ciepła na obwodzie żebra. Na tej podstawie można stwierdzić, że sprawność obliczona w oparciu o zależność Karhu jest zawsze większa od wyznaczonej iteracyjnie. Pierwsza ze sprawności w zakresie średnich i dużych gęstości strumienia ciepła zmienia się nieznacznie. Warto zauważyć, że sprawność żeber rury nr 4 jest większa, pomimo większej gęstości ożebrowania, niż sprawności żeber pozostałych rur.

Rys. 12 przedstawia wykresy Wilsona dla badanych rur, sporządzone według powyżej przedstawionego algorytmu. W tabeli 4 porównano wartości WWC otrzymane ze zmodyfikowanej metody Wilsona oraz z pomiaru bezpośredniego. Metodę tą zastosowaliśmy dla punktów pomiarowych, dla których liczba Reynoldsa dla wody chłodzącej jest większa od 10000, gdyż taki jest zakres ważności wykorzystywanej zależności Dittusa i Boeltera. Jak widać z tego zestawienia, zmodyfikowana metoda Wilsona daje wartości WWC znacznie różniące się od uzyskanych przez nas z metody bezpośredniej w obszarze małych gęstości strumienia ciepła (małych różnic temperatur ΔT_k), natomiast w obszarze dużych wartości q rozbieżność obu metod waha się w granicach około 10% w zależności od badanej rury.

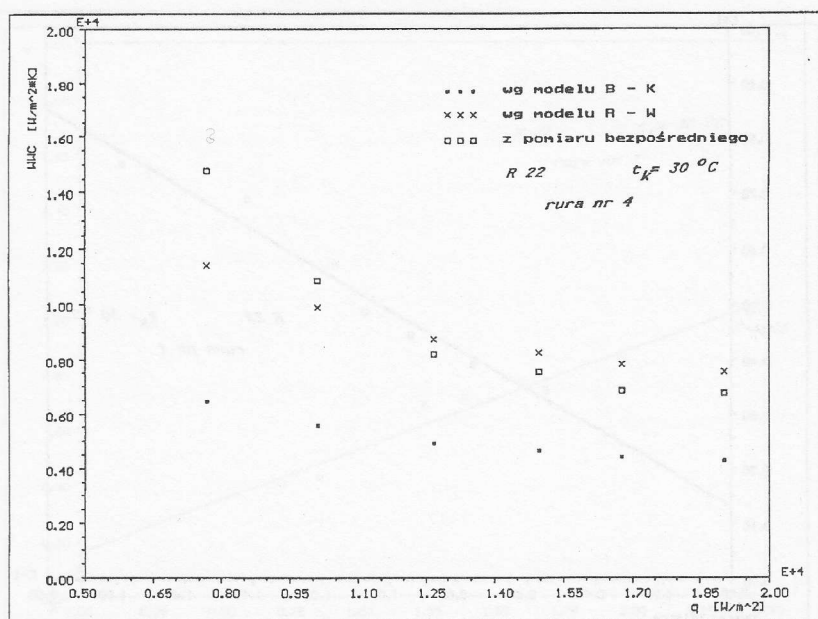
Obydwie stosowane metody wyznaczania współczynnika wnikania ciepła po stronie czynnika skraplanego obciążone są właściwymi sobie, trudnymi do oszacowania błędami [21]. Na przykład w metodzie bezpośredniej występuje problem pomiaru rozkładu temperatury w żeberku, na co zwrócono uwagę wcześniej.



Rys. 10. WWC pomierzone metodą bezpośrednią oraz obliczone z zależności teoretycznych Beatty'ego i Katza oraz Rudy'ego i Webba dla badanych czterech rur

Jednocześnie trudno jest oszacować wpływ technologii montażu termopary u podnóża żeber na rozkład temperatury w materiale rury. Warto zwrócić uwagę, iż rzeczywisty błąd pomiaru temperatury osiągany tą techniką pomiarową jest trudny do oszacowania. Próby niszczące zamocowania termopar, przeprowadzone po wykonanych badaniach cieplnych, wykazały obecność mikropecherzy gazowych w spoinach u podstaw żeber. W związku z tym domniemywać można, że mogły być one przyczyną powstania błędu systematycznego, niemożliwego do określenia. Te obserwacje pozwalają stwierdzić, że oszacowana wielkość błędu pomiarowego może być nieprecyzyjna. Błąd wyznaczenia WWC obliczony metodą różniczki zupełnej, przykładowo dla rury nr 1, nie przekracza co prawda 6 %, jednak pewien wpływ na jego wielkość w naszej ocenie, w świetle powyższych informacji, może mieć dokładność montażu termopar.

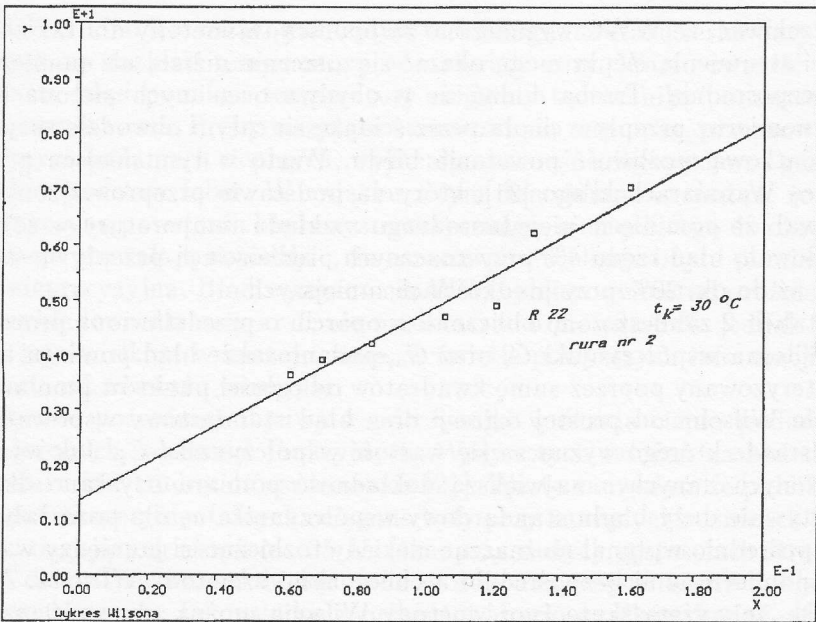
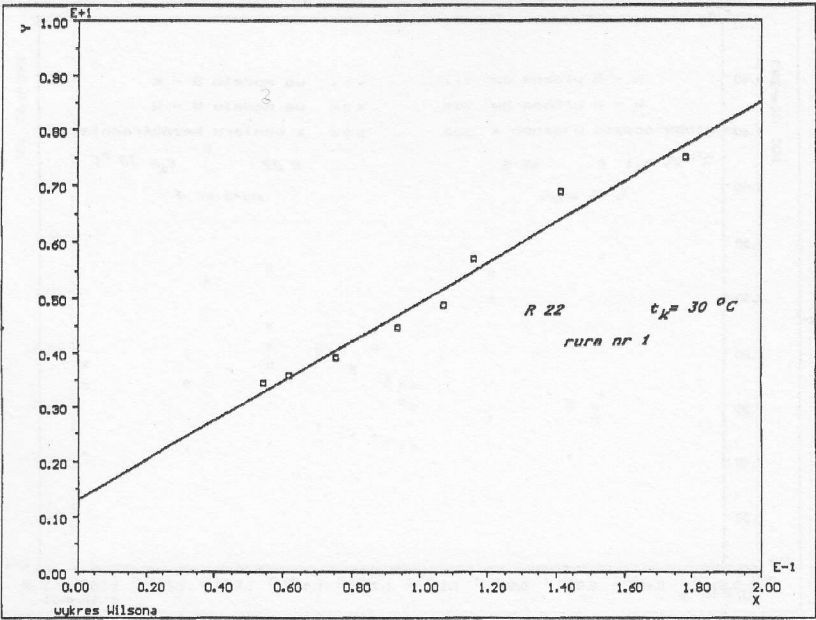
W metodzie pośredniej obydwa współczynniki wnikania ciepła podane są w postaci założonych zależności funkcyjnych. Wpływ tych założeń na końcowy rezultat pomiaru jest trudny do oszacowania [21]. Warto zauważyć, że publikowane wyniki badań eksperymentalnych osiągane były przy znacznych różnicach temperatur ΔT_k , sięgających nawet ok. 35 K, (tzn. przy dużych gęstościach strumienia ciepła q) i dla takich warunków ich autorzy dokonują często oceny dokładności modeli teoretycznych. Jak wynika z prezentowanych wyników badań doświadczalnych, w obszarze małych wartości q wykorzystany w metodzie Wilsona model teoretyczny Rudy'ego i Webba nie daje zadowalających rezultatów. Stąd też na-



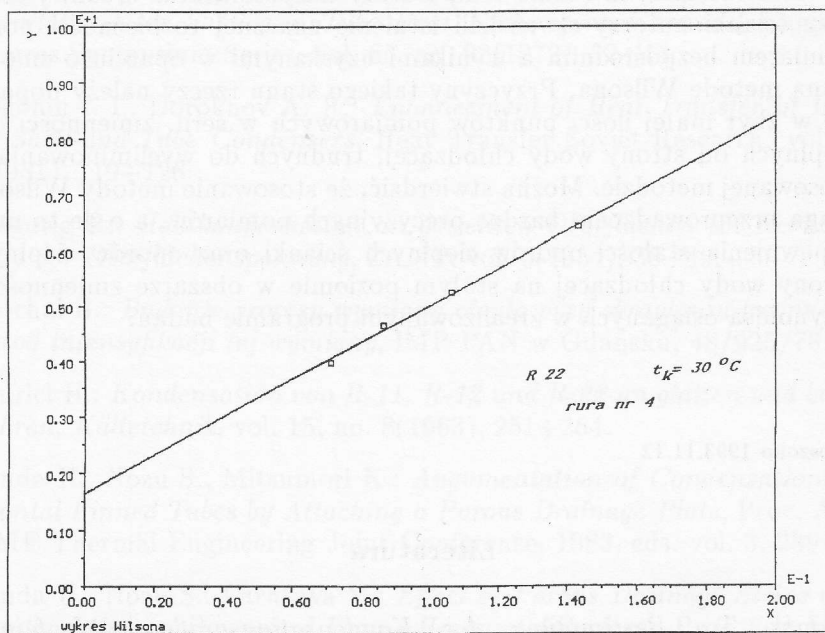
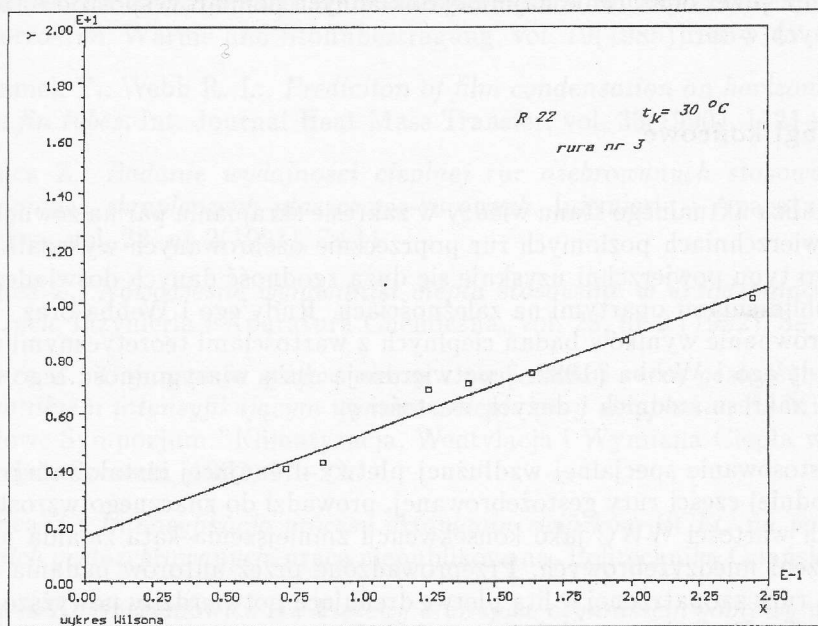
Rys. 11. WWC pomierzone metodą bezpośrednią oraz obliczone z zależności teoretycznych Beatty'ego i Katza oraz Rudy'ego i Webba dla badanych czterech rur

leży oczekiwać, że WWC wyznaczone za pomocą tej metody dla takich wartości gęstości strumienia ciepła mogą okazać się znacznie niższe, niż pomierzone metodą bezpośrednią. Trzeba dodać, że w obydwu ocenianych metodach zakłada się równomierny przepływ ciepła przez ściankę na całym obwodzie rury, co stwarza dodatkową możliwość powstania błędu. Warto w tym miejscu powołać się na pracę Wanniarachchi'ego [31], który na podstawie przeprowadzonych badań oszacował, że pominięcie niejednorodnego rozkładu temperatury w ścianie rury spowodowało błąd rzędu 4% przy znacznych prędkościach przepływu wody chłodzącej, aż do ok. 20% przy prędkościach mniejszych.

W tabeli 2 zamieszczono obliczone w oparciu o przedstawioną procedurę metody Wilsona współczynniki C_i oraz C_o , podano także błąd pomiaru tą metodą charakteryzowany poprzez sumę kwadratów odległości punktów pomiarowych na wykresie Wilsona od prostej regresji oraz błąd standardowy współczynnika a_2 , na podstawie którego wyznacza się wartość współczynnika C_i . Jak wynika z zamieszczonych danych – największą dokładność pomiaru uzyskano dla rury nr 4. Relatywnie duży błąd standardowy współczynnika a_2 dla pozostałych trzech rur bezpośrednio wpłynął na znaczne niekiedy rozbieżności pomiędzy wartościami WWC pomierzonymi bezpośrednio a obliczonymi z metody Wilsona. Z tabel 2 i 3 wynika, że wyższą skuteczność metody Wilsona można zapewnić poprzez wykonanie dość dużej ilości pomiarów w serii oraz zadbanie o ich dokładność, co powinno zmniejszyć błąd wyznaczenia współczynnika C_i . Efekt powyższy można



Rys. 12. Wykresy Wilsona dla badanych rur



Rys. 12. Wykresy Wilsona dla badanych rur

uzyskać np. przez odrzucenie najmniej dokładnych pomiarów spośród dużej ilości wykonanych w serii.

6. Uwagi końcowe

- Analiza aktualnego stanu wiedzy w zakresie skraplania par na zewnętrznych powierzchniach poziomych rur poprzecznie ożebrowanych wykazała, że dla tego typu powierzchni uzyskuje się dużą zgodność danych doświadczalnych z obliczeniami opartymi na zależnościach Rudy'ego i Webba oraz Hondy. Porównanie wyników badań cieplnych z wartościami teoretycznymi modelu Rudy'ego i Webba (1982r.) potwierdzają dużą wiarygodność tego modelu dla zakresu średnich i dużych wartości q .
- Zastosowanie specjalnej wzdłużnej pletwy drenującej instalowanej w podspodniej części rury gęstożebrowanej, prowadzi do znacznego wzrostu średnich wartości WWC jako konsekwencji zmniejszenia kąta zalania jej przestrzeni międzyżebrowych. Przeprowadzone przez autorów badania cieplne dla rury zaopatrzonej w litą pletwę drenującą potwierdziły powyższe stwierdzenie. Dodatkowo należy zauważyć, że istotnym czynnikiem wydaje się problem optymalizacji profilu omawianej pletwy.
- W obszarze małych różnic temperatury nasycenia oraz średniej temperatury ścianki autorzy stwierdzili istnienie znacznej rozbieżności pomiędzy pomiarem bezpośrednim a wynikami uzyskanymi w oparciu o zmodyfikowaną metodę Wilsona. Przyczyny takiego stanu rzeczy należy dopatrywać się w zbyt małej ilości punktów pomiarowych w serii, zmienności oporów cieplnych od strony wody chłodzącej, trudnych do wyeliminowania w zastosowanej metodzie. Można stwierdzić, że stosowanie metody Wilsona wymaga przeprowadzenia bardzo precyzyjnych pomiarów, a o ile to możliwe, zapewnienia stałości oporów cieplnych ścianki oraz oporów cieplnych od strony wody chłodzącej na stałym poziomie w obszarze zmienności liczb Reynoldsa osiągniętych w zrealizowanym programie badań.

Pracę zgłoszono 1993.11.12

Literatura

- [1] Adamek T.: *Bestimmung der Kondensationsgrößen auf feingewellten Oberflächen zur Auslegung optimaler Wandprofile*, Wärme und Stoffübertragung, vol. 15(1981), 255÷270.

- [2] Adamek T.: *Rechenmodell der Filmkondensation an engberippten Kondensatorrohren*, Wärme und Stoffübertragung, vol. 19(1985), 145÷157.
- [3] Adamek T.: Webb R. L., *Predicition of film condensation on horizontal integral fin tubes*, Int. Journal Heat Mass Transfer, vol. 33(1990), 1721÷1735.
- [4] Bonca Z.: *Badanie wydajności cieplnej rur ożebrowanych stosowanych w poziomych skraplaczach płaszczowo-rurowych*, Inżynieria i Aparatura Chemiczna, vol. 22, nr 2(1991), 7÷11.
- [5] Bonca Z.: *Nowoczesne wymienniki ciepła stosowane w urządzeniach chłodniczych*, Inżynieria i Aparatura Chemiczna, vol. 23, nr 2 (1992), 3÷11.
- [6] Bonca Z.: *Organizacja splotu cieczy z powierzchni rurek gęstożebrowanych czynnikiem intensyfikującym wymianę ciepła przy skraplaniu*, IV Międzynarodowe Sympozjum "Klimatyzacja, Wentylacja i Wymiana Ciepła w Transporcie", Szczecin, 1992, 17÷22.
- [7] Bonca Z.: *Intensyfikacja procesu skraplania związków HCFC na poziomych rurach gęstożebrowanych*, praca niepublikowana, Politechnika Gdańska, 1992.
- [8] Bonca Z., Butrymowicz D.: *Pletewy drenujące czynnikiem poprawy wymiany ciepła w procesie skraplania na rurach gęstożebrowanych*, Inżynieria i Aparatura Chemiczna, vol. 25, nr 3(1994), 8÷13.
- [9] Briggs D. E., Young E. H.: *Modified Wilson Plot Techiques for Heat Transfer Correlations for Shell and Tube Heat Exchangers*, Chemical Engineering. Progres Symposium Series, vol. 65, no. 92(1972), 32÷45.
- [10] Gogonin I. I., Dorokhov A. R.: *Enhancement of Heat Transfer in Horizontal Shell-and-Tube Condensers*, Heat Transfer Soviet-Research, vol. 3, no. 3(1981), 119÷126.
- [11] Gregorig R.: *Hautkondensation an gewellten Oberflächen bei Berücksichtigung der Oberflächenspannung*, ZAMP, vol. 5(1954), 36÷49.
- [12] Grochal B.: *Badanie procesu wymiany ciepła przy skraplaniu freonu-21 oraz metod intensyfikacji tej wymiany*, IMP PAN w Gdańsku, 48/925/78.
- [13] Henrici H.: *Kondensation von R-11, R-12 und R-22 an glatten und berippten Rohren*, Kältetchnik, vol. 15, no. 8(1963), 251÷254.
- [14] Honda H., Nozu S., Mitsumori K.: *Augumentation of Condensation on Horizontal Finned Tubes by Attaching a Porous Drainage Plate*, Proc. ASME – JSME Thermal Engineering Joint Conference, 1983, eds. vol. 3, 289÷296.
- [15] Honda H., Nozu S., Furukava Y.: *Effect of Porous Drainage Strips on Film Condensation on Downward-Facing Horizontal Surfaces*, Proc. 8-th Int. Heat Transfer Conference, Washington, Hemisphere Publishing Corp., 1986, vol. 4, 1713÷1718.

- [16] Honda H., Nozu S.: *A Prediction Method for Heat Transfer During Film Condensation on Horizontal Low Integral-Finned Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 109(1987), 218÷225.
- [17] Iwanow O. P., Chiżniakow S. W.: *Povyšeniye effektivnosti teploobmena pri kondensacii freonov na pučkah gorizontaľnykh trub*, Chłodil'naja Tiekhnika, no. 4(1989), 20÷24.
- [18] Karchu W. A., Borowkow W. P.: *Plenočnaja kondensacija para na gorizontaľnykh mielkorebristych trubach*, Inż.-Fiz. Žurnal, vol. XIX, no. 4(1970), 617÷624.
- [19] Krupiczka R., Kozak S.: *Wymiana ciepła w procesie kondensacji pary na poziomych rurach z żebrami pierścieniowymi*, Inżynieria Chemiczna i Procesowa, vol. 8, nr 1(1987), 29÷40.
- [20] Marto P. J.: *An Evaluation of Film Condensation on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 110(1988), 1287÷1307.
- [21] Marto P. J.: *Film Condensation Heat-Transfer Measurements on Horizontal Tubes: Problems and Progress*, Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, 1988, 1049÷1060.
- [22] Marto P. J., Zebrowski D., Wanniarachchi A.S., Rose J. W.: *An Experimental Study of R-113 Film Condensation on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, 1990, vol. 112, 758÷768.
- [23] Masuda H., Rose J. W.: *Condensation of Ethylene Glycol on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 110(1988), 1019÷1022.
- [24] Mayhew Y. R.: *Additional Observations on Vapor Shear and Condensate Inundation - Power Condenser. Heat Transfer Technology. Computer Modeling, Design, Fouling.*, eds. Marto P. J. & Nunn R. H., 229 ÷ 257.
- [25] Mikieliewicz J., Bonca Z.: *Wymiana ciepła w procesie skraplania R12 i R22 na zewnętrznych powierzchniach poziomych pęczków rur ożebrowanych – Rozwój maszyn i urządzeń chłodniczych w badaniach teoretycznych i eksperymentalnych*, Kraków, 1991, 281÷299.
- [26] Mikieliewicz J.: *Model teoretyczny litej płetwy drenującej*. Praca niepublikowana (w ramach CPBP 02.06/IV.4), Politechnika Gdańska, Gdańsk, 1990.
- [27] Owen R. G., Sardesai R. G., Smith R. A., Lee W. C.: *Gravity Controlled Condensation on Low Integral-Fin Tubes*, Proc. Symp. on Condensers: Theory and Practice, 1. Chem. Eng. Symp., no. 75, 415÷428.
- [28] Rudy T. M., Webb R. L.: *Condensate Retention on Horizontal Integral-Fin Tubes*, Advances in Enhanced Heat Transfer 1981 HTC, vol. 18.

- [29] Rudy T. M., Webb R. L.: *An analytical Model to Predict Condensate Retention on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 107(1985), 361÷368.
- [30] Sukhatme S. P., Jagadish B. S., Parbhakaran P.: *Film Condensation of R-11 Vapor on Single Horizontal Enhanced Condenser Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 112(1990), 229÷234.
- [31] Wanniarachchi A. S., Marto P. J., Rose J. W.: *Film Condensation of Steam on Horizontal Finned Tubes: Effect of Fin Spacing*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 108(1986), 960÷966.
- [32] Webb R. L., Keswani S. T., Rudy T. M.: *Investigation of Surface Tension and Gravity Effects in Film Condensation*, Proc. 7th Int. Heat Transfer Conference Washington, Hemisphere Publishing Corp., vol. 5, 175÷180.
- [33] Webb R. L., Rudy T. M., Kedzierski A.: *Prediction of the Condensation Coefficient on Horizontal Integral-Fin Tubes*, ASME Journal of Heat Transfer, vol. 107(1985), 369÷376.
- [34] 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 Journal of Heat Transfer, 1986, vol. 108, 946÷950.

The Experimental Investigation of Heat Transfer During the Film Condensation of Freon HCFC-22 on Integral-Fin Tubes

Summary

The paper reviews problems of heat transfer during the film condensation on a horizontal, integral-fin tube. The authors discuss one of the new ways of increasing heat exchange by improvement on the condensate drainage using a special porous or solid drainage strip placed at the very bottom of the tube.

There are presented the methods and results of the experiments on condensation of HCFC-22 on finned tubes with or without a solid drainage strip. The modified Wilson plot technique is discussed and its results are compared to those obtained by the direct wall temperature measurement method.