

Prace Naukowe Instytutu Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów
Politechniki Wrocławskiej

Seria: Monografie

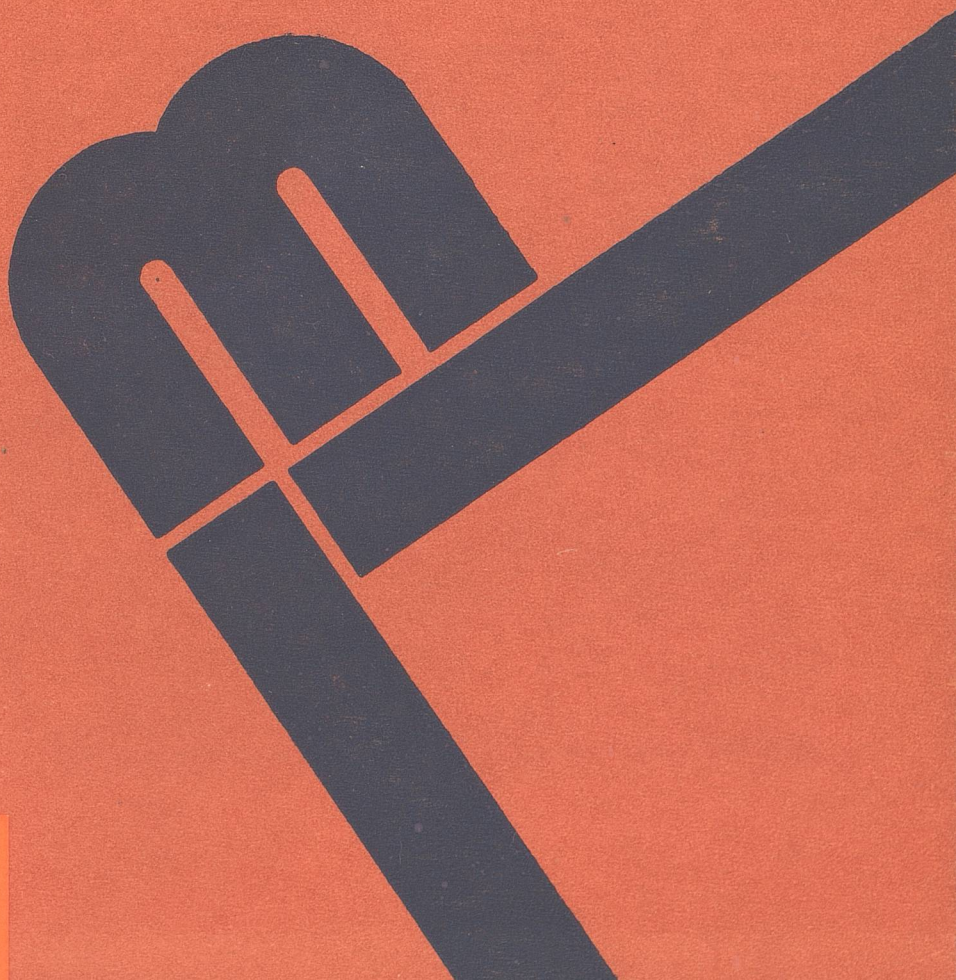
42

20

Zbigniew Królicki

Dławienie dwufazowych czynników chłodniczych

Wrocław 1991



Scientific Papers of the Institute of Power Engineering
and Fluid Mechanics

No. 42

of the Technical University of Wrocław

No. 42

Monographs

No. 20

1991

Zbigniew KRÓLICKI

Throttling process of two-phase refrigerants flow





Zbigniew Królicki

Dławienie dwufazowych czynników chłodniczych



Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej · Wrocław 1991

Recenzenci

Kazimierz MACZEK

Jarosław MIKIELEWICZ

Redaktor naukowy

Krystyna JEŻOWIECKA-KABSCH

Opracowanie redakcyjne

Maria IZBICKA

Korekta

Zofia JASINA



Biblioteka Główna i OINT
Politechniki Wrocławskiej



001798983

© Copyright by Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1991

WYDAWNICTWO POLITECHNIKI WROCŁAWSKIEJ

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław



30 87 15 L/1

ISSN 0324-9387

Nakład 150+70 egz. Ark. wyd. 9,5. Ark. druk. 7¹/₈. Papier offset. kl. III, 70 g, B1.

Oddano do druku w październiku 1991 r. Druk ukończono w listopadzie 1991 r.

Zakład Graficzny Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 1082/91.

*Modelowanie, chłodziarka,
przepływ dwufazowy*

Zbigniew KRÓLICKI*

DŁAWIENIE DWUFAZOWYCH CZYNNIKÓW CHŁODNICZYCH

Przedmiotem pracy jest proces adiabatycznego i diabatyycznego dławienia czynników dwufazowych, zachodzący w kapilarnych elementach dławiących sprężarkowych systemów chłodniczych - jego matematyczne modelowanie z wykorzystaniem w pracach poznawczych, obliczeniowych i projektowych. Formułowanie modeli matematycznych oparto na podstawach teoretycznych przepływów dwufazowych, wybranych modelach struktur przepływu, modelach własności czynników chłodniczych, z uwzględnieniem rzeczywistych warunków geometrycznych, technologicznych i eksploatacyjnych. Formułowanie i rozwiązanie modeli zostało przeprowadzone w sposób umożliwiający automatyzację prac obliczeniowych. Prace eksperymentalne, prowadzone zgodnie z teorią planowania doświadczeń i eksperymentem czynnym, zostały podporządkowane weryfikacji i uściśleniu założeń, ustaleniu warunków brzegowych i weryfikacji rezultatów modelowania matematycznego. Rozwiązane analitycznie i zweryfikowane eksperymentalnie modele, przeznaczone są do prowadzenia analiz poznawczych, praktycznego obliczania i doboru elementów dławiących. Mogą stanowić podstawę do obliczania i konstrukcji elementów prototypowych o podobnych zasadach działania oraz do prowadzenia prac optymalizacyjnych.

*) Politechnika Wrocławska, Instytut Techniki Ciepłej i Mechaniki Płynów, Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław.

Ważniejsze oznaczenia:

- a - prędkość dźwięku, m/s
- A - pole przekroju poprzecznego, m^2
- C - stała w równaniach modelowych,
- c_p - właściwa pojemność cieplna przy stałym ciśnieniu, J/kg·K
- c_v - właściwa pojemność cieplna przy stałej objętości, J/kg·K
- D - średnica, mm
- G - gęstość strumienia substancji, $kg/s \cdot m^2$
- g - przyspieszenie ziemskie, m/s^2
- h - entalpia właściwa, J/kg
- h_o - entalpia właściwa całkowita, J/kg
- k - współczynnik przenikania ciepła, $W/m^2 \cdot K$
- L - długość, m
- N_v - objętościowa koncentracja pęcherzyków parowych, $1/m^3$
- $\dot{m}$ - strumień substancji, kg/s
- p - ciśnienie względne, Pa
- O - obwód, m
- $\dot{q}$ - gęstość strumienia ciepła, W/m^2
- $\dot{q}_z$ - gęstość strumienia ciepła, W/m
- $\dot{Q}$ - strumień ciepła, W
- r - właściwe ciepło parowania, J/kg
- S - poślizg międzyfazowy,
- s - entropia właściwa, J/kg·K
- T - temperatura, K
- τ - czas, s
- τ_o - napężenie styczne, N/m^2
- $\dot{V}$ - strumień objętości substancji, m^3/s
- v - objętość właściwa, m^3/kg
- w - prędkość przepływu, m/s
- x - stopień suchości pary,
- y, z - osie układu współrzędnych,
- α - współczynnik wnikania ciepła, $W/m^2 \cdot K$
- μ - dynamiczny współczynnik lepkości, $N \cdot s/m^2$
- ν - kinematyczny współczynnik lepkości, m^2/s
- ρ - gęstość substancji, kg/m^3
- ρ_p - gęstość zarodków parowych, $1/m^2$
- λ - współczynnik przewodzenia ciepła, $W/m \cdot K$
- ξ - współczynnik oporów tarcia,
- φ - stopień zapełnienia przekroju,
- η_p - częstotliwość powstawania pęcherzyków parowych, 1/s

- $\bar{\Delta}$ - chropowatość względna,
- Δ - chropowatość bezwzględna, m
- ΔT - różnica temperatur, K

Liczby podobieństwa:

- Gr - liczba Grashofa
- Ma - liczba Macha
- Nu - liczba Nusselta
- Pr - liczba Prandtla
- Re - liczba Reynoldsa
- Fr - liczba Frouda

Indeksy:

- ' - ciecz w stanie wrzenia
- " - para nasycona sucha
- 1 - wlot
- 2 - wylot
- A - otoczenie
- d - dochłodzenie
- kr - punkt krytyczny
- k - kondensacja
- o - parowanie
- R - czynnik chłodniczy
- s - doziębienie
- śr - wartość średnia
- V - para
- zw - zwoje, spiralność

CZĘŚĆ I. WPROWADZENIE

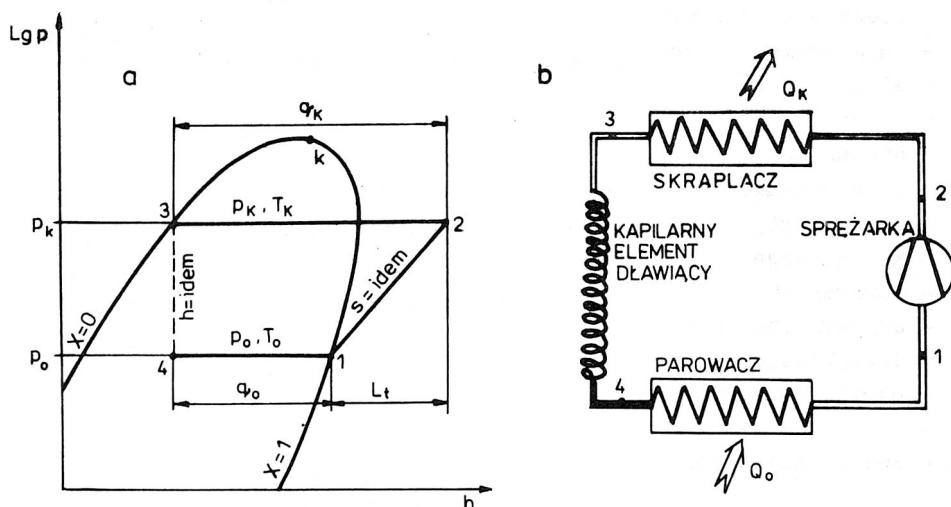
1. Wstęp

Przepływy czynników dwufazowych (parowo-cieczowych) są procesami powszechnie zachodzącymi w wymiennikach ciepła, kotłach i wytwornicach pary, przewodach i kanałach, maszynach przepływowych, reaktorach chemicznych i jądrowych - niemal we wszystkich gałęziach techniki.

Niezależnie od tak ogromnej powszechności występowania, wiele procesów rzeczywistych zachodzących w zjawiskach przepływowych, opiera się jak dotąd analizom teoretycznym i badaniom doświadczalnym, a ogromna liczba publikacji, czasopism specjalistycznych i konferencji naukowych

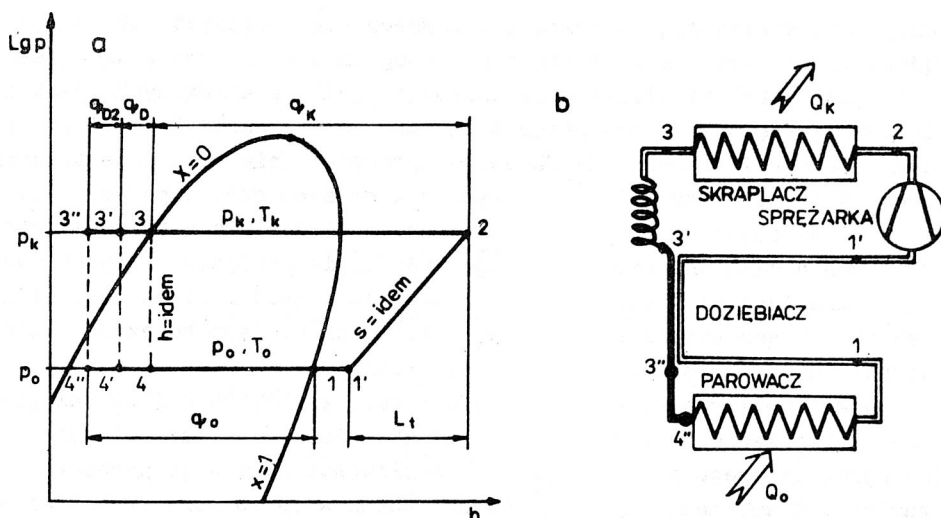
dotyczących tych problemów świadczy najlepiej o zainteresowaniu naukowców i istotności poruszanych zagadnień.

Wszystkim rzeczywistym dwufazowym procesom przepływowym towarzyszy zmiana wartości parametrów termodynamicznych wzdłuż drogi przepływu, spowodowana oddziaływaniem sił tarcia [9], [88], [128], [133]. Strata ciśnienia na oporach przepływu jest zjawiskiem nieodwracalnym, powiększającym straty energetyczne [2], [9], [36], [128]. To niekorzystne energetycznie zjawisko jest niekiedy świadomie wykorzystywane do obniżenia ciśnienia czynnika termodynamicznego wszędzie tam, gdzie znaczne obniżenie ciśnienia jest podyktowane potrzebami procesowymi lub termodynamicznymi. Proces dławienia czynnika dwufazowego w przewodach przepływowych jest zagadnieniem bardzo istotnym w wielu gałęziach techniki, między innymi w chłodnictwie.



Rys. 1. Jednostopniowa chłodziarka sprężarkowa, a) teoretyczny obieg suchy Lindego, b) schemat ideowy chłodziarki sprężarkowej
Fig. 1. One-step compressor refrigerator, a) Linde theoretical dry cycle, b) schematic diagram of compressor refrigerator

W lewobieżnym obiegu termodynamicznym chłodziarki parowej, np. obiegu suchym Lindego, przedstawionym na rys. 1, dławienie czynnika obiegowego - przemiana 3-4 - zastępujące rozprężanie w rozprężarce z obiegu Carnota, umożliwia obniżenie ciśnienia i temperatury czynnika od wartości T_k, p_k do wartości T_o, p_o . Przemiana przebiega przy stałej entalpii $h_3 = h_4$, gdyż w procesie dławienia czynnik nie wykonuje pracy [9], [124], [125]. Elementami stosowanymi do dławienia dwufazowego czynnika są przewężenia przekroju lub przewody o stałym przekroju poprzecznym i średnicach wewnętrznych $D = 0,64-2,5$ mm i długości względnej $L/D > 2500$. Elementy te, zwane "rurkami kapilarnymi" lub "kapilarnymi ele-



Rys. 2. Jednostopniowa chłodziarka sprężarkowa z doziębniaczem,
a) obieg teoretyczny, b) schemat ideowy
Fig. 2. One-step compressor refrigerator with a subcooler,
a) theoretical cycle, b) schematic diagram

mentami dławiącymi" stosowane są w agregatach sprężarkowych: chłodziarkach domowych, szafach i ladach chłodniczych, zamrażarkach domowych i handlowych. Rurki kapilarne stosowane są również z powodzeniem w małej i średniej wydajności klimatyzatorach a także w pompach ciepła i to przy wydajnościach sięgających kilkunastu kW.

"Rurka kapilarna", "kapilara" czy "kapilarny element dławiący" są nazwami umownymi, stosowanymi powszechnie w technice chłodniczej w celu podkreślenia małej średnicy. Nazwy są mylące i mogą sugerować związki z efektami kapilarnymi, które w przepływach czynników chłodniczych przez te przewody nie występują. Ponieważ jednak są konsekwentnie używane nie tylko w zwrotach potocznych ale również w publikacjach naukowych, w tym Międzynarodowego Instytutu Chłodnictwa, w pracy postanowiono używać tego nazewnictwa.

Poza techniką chłodniczą dławienie czynnika dwufazowego w rurkach kapilarnych występuje w reaktorach chemicznych i jądrowych, w urządzeniach przemysłu chemicznego, spożywczego, energetyki i kriogeniki. Kapilarne elementy dławiące stosuje się również jako tłumiki pulsacji w urządzeniach regulacyjno-zabezpieczających oraz jako elementy czujników termostatycznych, rozpylaczy i mierników natężeń przepływu [4], [6], [7], [8], [9], [11], [19], [23], [24], [26], [27], [30], [35], [38], [46], [75], [77], [82], [87], [101], [118], [127]. Stosowane są wszędzie tam, gdzie wymagany jest określony, względnie duży, spadek ciśnienia, a warunki eksploatacyjne i technologiczne oraz niewielkie strumienie przepływającej sub-

stancji uniemożliwiają zastosowanie zaworów regulacyjnych lub innych urządzeń dławiących. Okazały się one szczególnie przydatne w urządzeniach, gdzie obok niewielkich strumieni czynnika i wymaganych spadków ciśnienia występuje zmiana stanu skupienia (ciecz-para) lub też wzrost stopnia suchości czynnika dwufazowego. Prostota, niewielki koszt, brak ruchomych części oraz związana z tym duża niezawodność i pewność działania powodują coraz szersze ich zastosowanie. Inna zaleta to możliwość wyrównywania ciśnień podczas postoju urządzenia pomiędzy stronami wysokiego i niskiego ciśnienia, co np. zmniejsza moment rozruchowy silnika sprężarki urządzenia ziębniczego w chwili startu. Jest to szczególnie istotne w urządzeniach pracujących cyklicznie.

Rurki kapilarne mają również wiele wad, z których najistotniejsze to duża wrażliwość na zanieczyszczenia i czułość na zmianę ilości czynnika wypełniającego instalację, brak możliwości regulacji parametrów i strumienia dławionego czynnika. Inna istotna wada to duże trudności w obliczaniu i doborze do konkretnych rozwiązań technicznych.

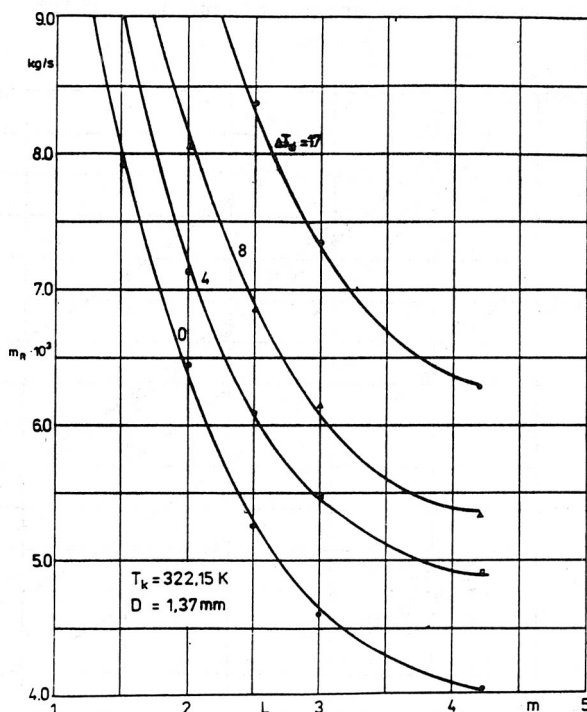
W niektórych urządzeniach, np. małych agregatach sprężarkowych i pompach ciepła, proces dławienia czynnika chłodniczego w rurce kapilarnej przebiega przy zmieniającej się znacznie temperaturze wzdłuż drogi dławienia [20], [43], [45], [57], [95], [96], [105], [106]. W takich wypadkach proces dławienia zachodzi przy wymianie ciepła z otoczeniem i w odróżnieniu od wielu rozważań literaturowych [7], [14], [93], [115], [131], nie jest procesem adiabatycznym.

Podczas realizacji obiegów lewobieżnych z regeneracją ciepła (rys. 2) wprowadza się celowe oddziaływanie termodynamiczne na dwufazowy czynnik w elemencie dławiącym [50], [67], [68], [95], [96], co ma na celu nie tylko zwiększenie właściwej wydajności ziębienia, w porównaniu z obiegiem suchym, ale również wzrost przepustowości rurki [50], [106]. Rurka oziębiana jest na pewnej długości, przy czym długość wymiennika ciepła jest parametrem konstrukcyjnym, ustalonym na etapie projektowania.

Rurki kapilarne stosuje się przede wszystkim (70% zastosowań) w chłodnictwie, technice klimatyzacyjnej i ogrzewnictwie, a czynnikami dławionymi są freony R11, R12, R13, R22. Również te przypadki przepływu są najczęściej przedmiotem analiz i badań prowadzonych przez wiele poważnych ośrodków naukowych [116].

2. Metody obliczania i doboru kapilarnych elementów dławiących

Określenie spadku ciśnienia, wartości parametrów termodynamicznych, fizycznych i strumienia dławionego czynnika jest istotne zarówno z punktu widzenia optymalnego projektowania elementów dławiących jak i właści-



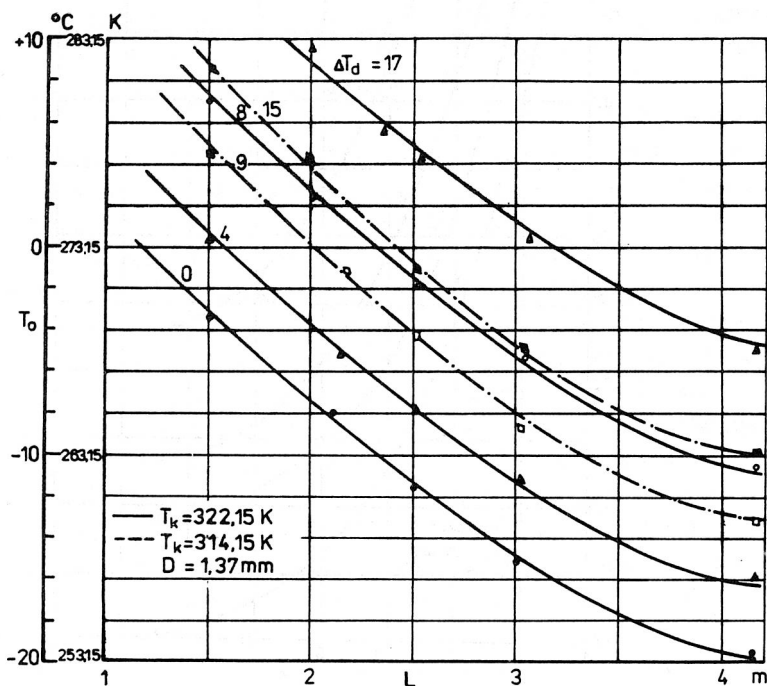
Rys. 3. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika chłodniczego w [60] zależności od długości elementu dławiącego i stopnia dochłodzenia
 Fig. 3. Changes of the throttled refrigerant mass flow rate depending on the throttling device length and aftercooling degree [60]

wego doboru urządzeń współdziałających podczas realizacji obiegu termodynamicznego, np. sprężarek, pomp, wymienników ciepła.

O istotności problemu świadczą najlepiej liczne prace podejmowane w celu opracowania metod i wzorów do obliczania elementów dławiących. Ilość tych prac a także różnorodność prezentowanych wyników i wąski zakres stosowalności poszczególnych metod, wskazują na dużą złożoność problemu oraz trudności w tworzeniu i wykorzystaniu proponowanych zależności w praktyce.

Największym mankamentem prawie wszystkich prezentowanych w literaturze metod jest sprowadzenie obliczania elementu do określenia jego długości, przy zadanych pozostałych parametrach. W oparciu o swoją intuicję i doświadczenie, projektant musi odpowiedzieć na pytania: czy wybrać krótszy element o mniejszej średnicy czy dłuższy o średnicy większej; czy przewidzieć zastosowanie doziębiana czy nie, na jakim pozio-

nie ustalić wartości dochłodzenia czynnika chłodniczego na wlocie do elementu itp. Wszystkie te ustalenia powinny być dokonane już na etapie założeń a nie zawsze jest to sprawa prosta i oczywista.

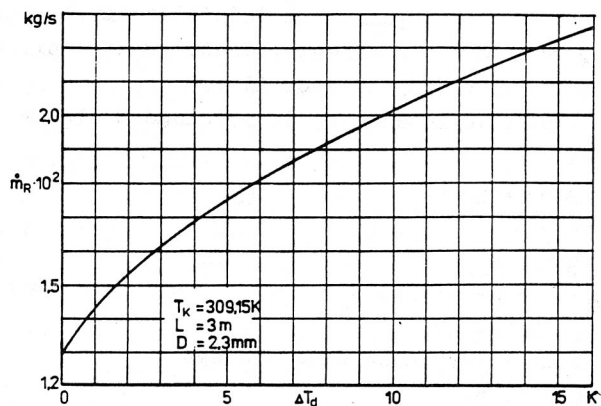


Rys. 4. Zmiany wartości temperatury czynnika chłodniczego na wylocie z elementu dławiącego, w zależności od długości elementu, stopnia dochłodzenia oraz temperatury kondensacji [60]

Fig. 4. Changes of the refrigerant temperature at the outlet from the throttled device depending on the device length, aftercooling degree and temperature of condensation [60]

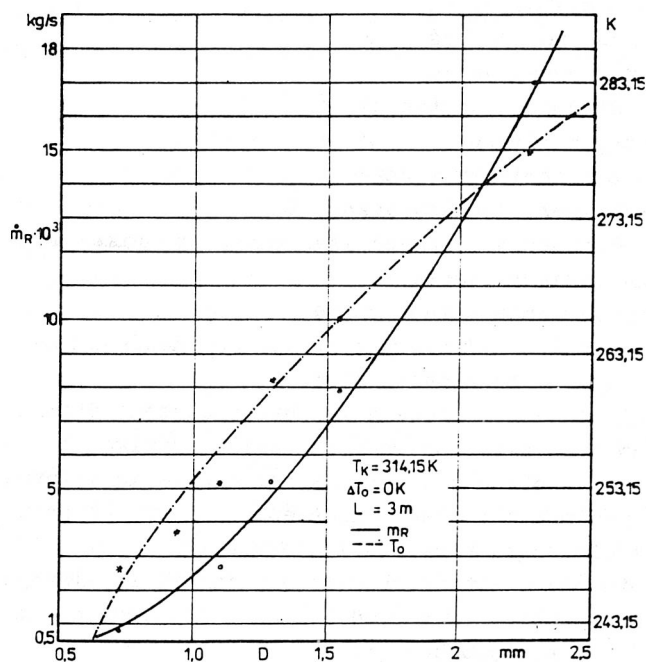
Na rysunku 3 i 4 przedstawiono zależność wartości strumienia oraz temperatury czynnika chłodniczego na wylocie z elementu dławiącego od długości elementu, a na rys. 5 i 6 wpływ dochłodzenia oraz średnicy na te same parametry. Z przedstawionych zależności wynika, że dobór elementu dławiącego jest pewnego rodzaju działaniem optymalizacyjnym, komplikowanym dodatkowo przez możliwość występowania przepływów krytycznych.

Warto również zaznaczyć, że od właściwego doboru rurki kapilarnej do danego urządzenia ziębniczego zależy nie tylko poprawność realizowanego obiegu ziębnienia ale również wyniki stosowanej w takich urządzeniach regulacji dwupołożeniowej (włącz-wyłącz) i zużycie energii elektrycznej.



Rys. 5. Zmiany wartości strumienia czynnika chłodniczego w zależności od stopnia dochłodzenia [60]

Fig. 5. Changes of the refrigerant mass flow rate depending on aftercooling degree [60]



Rys. 6. Zmiany wartości strumienia i temperatury czynnika chłodniczego na wylocie z elementu dławiącego w zależności od średnicy elementu [60]

Fig. 6. Changes of the refrigerant mass flow rate and temperature at the outlet from the throttling device depending on the device diameter [60]

Z ostatnich prac teoretycznych i doświadczalnych wynika, że optymalny, dla danej wydajności ziębienia, dobór rurki kapilarnej może dać nawet 15% oszczędności w zużyciu energii [69].

Parametry charakteryzujące kapilarny element dławiący i proces w nim zachodzący to:

Parametry geometryczne

- długość L
- średnica D
- średnica zwinięcia D_{zw} (gdy element jest zwinięty w węzownicę spiralną).

Parametry wlotowe czynnika chłodniczego

- ciśnienie p_1
- temperatura T_1
- stopień dochłodzenia ΔT_d lub
- stopień suchości pary x_1 .

Parametry wylotowe czynnika chłodniczego

- ciśnienie p_2
- temperatura T_2
- stopień suchości x_2 .

Parametry przepływowe

- strumień substancji $\dot{m}_R$

Parametry krytyczne

- ciśnienie krytyczne p_{kr}
- temperatura krytyczna T_{kr}
- krytyczny strumień dławionego czynnika $\dot{m}_{kr}$.

Warunki wymiany ciepła

- dławienie adiabatyczne
- dławienie diabatyckie: długość doziębiacza L_s lub wymiana ciepła z otoczeniem.

Prawidłowo zaprojektowany i dobrany element dławiący powinien zapewnić zdławienie określonego strumienia czynnika chłodniczego od zadanego ciśnienia wlotowego do wymaganego ciśnienia wylotowego, przy czym obliczanie powinno obejmować określenie wszystkich brakujących parametrów charakteryzujących proces i element.

Prezentowane w literaturze metody doboru kapilarnych elementów dławiących o średnicy $D = 0,64-2,5$ mm i długościach $L = 0,6-6$ m, można podzielić na następujące grupy:

- a) graficzne,
- b) analityczno-graficzne,
- c) analityczne,
- d) inne (stosowane np. bezpośrednio przy produkcji urządzeń z kapilarnymi elementami dławiącymi).

ad. a) Metody te oparte na różnego rodzaju nomogramach i wykresach są stosowane i zalecane przede wszystkim do orientacyjnych obliczeń inżynierskich. Ponieważ większość z tych metod była opracowana na podstawie wyników częściowych badań doświadczalnych, więc dla badanego zakresu można się spodziewać dużej korelacji pomiędzy wynikami obliczeń a rezultatami uzyskiwanymi w praktyce. Wyniki badań częściowych przetransformowano na cały zakres zmienności średnic i długości [25], [120], rozszerzając tym samym zakres stosowalności metody.

W badaniach doświadczalnych, służących do opracowania nomogramów, wykorzystano również czynniki modelowe, a otrzymane wyniki przeliczano za pomocą zależności analitycznych na wartości odpowiadające czynnikom roboczym [101], [112]. Metody graficzne nie uwzględniają też wpływu wymiany ciepła oraz zakładają przebieg procesu dławienia przy stałej entalpii.

Jak podkreślają sami autorzy [4], [25], [120], [127], metody graficzne należy stosować w obliczeniach wstępnych a użycie ich w dokładnych obliczeniach wymaga dodatkowego sprawdzenia. Coraz powszechniejsze zastosowanie elektronicznej techniki obliczeniowej w projektowaniu jest przyczyną coraz mniejszego zainteresowania tymi metodami, gdyż mała dokładność i trudności w ich oprogramowaniu odstrasza ewentualnych użytkowników.

ad. b) Metody te oparte głównie na obliczeniach wykreślnych wymagają wyznaczenia wartości wyrażeń analitycznych wiążących się ze sobą w określony dla danej metody sposób. Są to wielkości charakteryzujące własności fizyczne dławionego czynnika [7], parametry wlotowe i wylotowe [89], [90] itp. W niektórych przypadkach wykresy i nomogramy są przydatne do obliczania wartości wyrażeń, których rozwiązanie analityczne jest pracochłonne [89] lub wymaga określenia wartości parametrów wyznaczanych doświadczalnie [91].

ad. c) Wśród tych metod daje się zauważyć ogromną różnorodność prezentowanych zależności, sposobów ich opracowywania i dokładności uzyskiwanych rezultatów. Niektóre metody odznaczają się dużym uproszczeniem bez uwzględniania wielu istotnych parametrów [40], [113], inne zaś oparte są tylko na zależnościach empirycznych nie popartych należytą analizą teoretyczną [112], [115], lub opracowane na podstawie praw hydromechaniki i termodynamiki bez potwierdzania doświadczalnego [89], [114].

W większości metod analitycznych doboru i obliczania kapilarnych elementów dławiących nie uwzględniono wymiany ciepła, zakładając adiabatyczność procesu oraz kierunek przemian po linii $h = \text{idem}$. W badaniach weryfikujących metody analityczne nie uwzględniono współpracy z pozostałymi elementami urządzenia, co w niektórych przypadkach może dawać wyniki niezgodne z wartościami spotykanymi w praktyce.

Metodę opartą na analizie teoretycznej i uwzględniającą wyniki doświadczeń zaproponowano w pracy [131]. W oparciu o założenie modelu przepływu kroplowego dwufazowego czynnika, drogi dławienia po $h = \text{idem}$ oraz stanu cieczy nasyconej na wlocie do elementu dławiącego, opracowano zależność analityczną na wartość maksymalną strumienia dławionego czynnika przy zadanych L i D . Wiele zależności do równania podstawowego zostało uzyskane na podstawie aproksymacji wyników badań eksperymentalnych. Metoda została sprawdzona dla czynnika R22 jednak w wąskim zakresie stosowanych średnic i długości elementów. Metoda ze względu na rozbudowany opis matematyczny nadaje się w zasadzie do oprogramowania i obliczeń za pomocą ETO. Metoda, przedstawiona w latach sześćdziesiątych jest jedną z najlepiej opracowanych metod analitycznych, niezależnie od wielokrotnie krytykowanego, przyjęcia jako podstawy do opisu matematycznego, modelu kroplowego przepływu dwufazowego [6],[7], co jest mało dokładne w zastosowaniu do przepływu dwufazowego w przewodach o tak małej średnicy wewnętrznej. Mankamentem jest również nie uwzględnienie wpływu wymiany ciepła na wartość parametrów wylotowych.

W pracach [48],[57],[80] przedstawiono inną metodę przydatną do zastosowania przy projektowaniu i optymalizacji w programach kompleksowych z zastosowaniem ETO. Metoda ta została opracowana na podstawie teorii przepływów dwufazowych i termodynamiki na podstawie analizy teoretycznej zagadnienia. Przyjęto model homogeniczny przepływu dwufazowego, drogę dławienia po linii Fanno, dowolny stan czynnika przed elementem dławiącym (ciecz przechłodzona, ciecz nasycona, para mokra) i proces z wymianą lub bez wymiany ciepła. Stworzono układ równań różniczkowych, których rozwiązanie umożliwia określenie stanu termodynamicznego i własności czynnika w dowolnym przekroju elementu dławiącego. Metoda została zweryfikowana doświadczalnie, przy czym stanowiskiem eksperymentalnym były rzeczywiste agregaty sprężarkowe pracujące w chłodziarkach domowych [46],[57].

Jak podkreśla wielu autorów (np. [81],[82]), duża dokładność metody obliczeniowej w porównaniu z wartościami eksperymentalnymi przy średnicach $D = 0,64-1 \text{ mm}$ i $\dot{m}_R \approx 0,001 \text{ kg/s}$, ulega pogorszeniu po zastosowaniu jej do większych średnic i większych wartości strumieni przepływającego czynnika. Próby rozszerzenia stosowności metody na większy zakres strumieni substancji i średnic elementu (m.in. poprzez modyfikację modelu przepływu dwufazowego) przyniosły pewną poprawę wyników [82], nie satysfakcjonując jednak autorów.

Rozwój metod statystycznych i komputerowych doprowadził do zastosowania pełnej analizy regresji również przy opracowaniu analitycznej metody obliczania elementów dławiących [1],[46]. Podstawą metody [1] są równania aproksymujące, których postać została ustalona na podstawie

analizy regresji i statystycznego opracowania wyników badań innych autorów [14],[35],[73],[93],[127]. Metoda [46] to również równania regresji opracowane na podstawie wyników badań własnych, prowadzonych jednak w wąskim zakresie stosowalności elementów kapilarnych. Wykorzystanie proponowanych zależności daje dobrą dokładność z wynikami eksperymentu, jednak tylko dla tego zakresu średnic i długości, na podstawie którego metoda została opracowana.

ad. d) Oprócz metod stosowanych w projektowaniu i obliczaniu kapilarnych elementów dławiących istnieją również metody doboru, które są związane z produkcją tych elementów lub montażem urządzeń, w skład których wchodzi te elementy. Są to np. zalecenia producentów tych elementów [21],[25], zalecenia producentów urządzeń współpracujących, np. sprężarek [98], normy branżowe [25], stanowiska testujące na liniach produkcyjnych urządzeń z kapilarnymi elementami dławiącymi [40].

W tabeli 1 zestawiono wyniki obliczeń kapilarnego elementu dławiącego, uzyskane prezentowanymi w literaturze metodami, dla założonych parametrów wlotowych i wylotowych. Wartości parametrów i warunki dodatkowe ustalono w taki sposób, aby istniała możliwość wykorzystania prezentowanych metod doboru i porównania uzyskanych wyników. Jak wynika z tabeli, wykorzystanie poszczególnych metod do rozwiązania zadań praktycznych może dać bardzo rozbieżne wyniki. W analizowanym przykładzie wyniki obliczeń długości elementu dławiącego, liczone różnymi metodami, mogą różnić się od siebie nawet dziesięciokrotnie.

3. Stosowane modele matematyczne procesu dławienia

Modelowanie procesów ciepłno-przepływowych jest przedmiotem wielu prac autorów zajmujących się analizami poznawczymi, optymalizacją, teorią regulacji i automatyzacją, a przede wszystkim teorią i praktyką projektowania.

Również próby modelowania procesu dławienia czynników chłodniczych były prawie zawsze podporządkowane problemom aplikacyjnym. Wynikało to z konkretnego praktycznego zapotrzebowania. Stanowiły one etap pośredni lub ostateczny prac, polegających na opracowaniu metody obliczeniowej lub projektowej. W takim ujęciu modelowanie obejmowało proces i obiekt, w którym ten proces się odbywał, czyli element dławiący. Polegało to na poszukiwaniu funkcji obiektu w wielowymiarowej przestrzeni ograniczonej.

- stosowalnością elementów dławiących (wydajność ziębienia lub grzania, strumień dławionego czynnika, wydajność skokowa sprężarki),
- stosowanymi średnicami i długością elementów,

Tabela 1

Wyniki obliczeń i doboru kapilarnego elementu
 dławiącego za pomocą proponowanych w literaturze metod.
 $D=0.74$ mm, $m_R=0.001$ kg/s, $p_1=10.05$ MPa, $p_2=1.51$ MPa, $x_1=0$

Lp.	Autor	Metoda	Założenia dodatkowe	Wynik: L, m
1	Gogolin A. [25]	graficzna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	2.32
2	Wajnbreg D.S. [127,4]	graficzna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	1.6
3	Prosek J.R. [101]	graficzna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	2.59
4	Szawra W.M. [120]	graficzna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	2.88
5	Mattarolo L. [90,91]	graficzno- analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	1.7
6	Backstrom M. [6,7]	graficzno- analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	8.25
7	Kipp E. [40]	analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	7.45
8	Staebler L.A. [40,113]	analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	10.62
9	Whitesel H.A. [131]	analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=0$	1.28
10	Bolstad M.M. [14]	analityczna	proces adiabatyczny $h=var$, 1. FANNO, $x_1=0$	6.51
11	Stoecker W.F. [115]	analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=0$	1.8
12	Stoecker W.F. [44,115]	analityczna	proces adiabatyczny $h=var$, 1. FANNO, $x_1=0$	1.87
13	Alagin M.I. [1]	analityczna	proces adiabatyczny $h=idem$, $x_1=dowolne$	1.54
14	Królicki Z. [48]	numeryczna	proces adiabatyczny $h=var$ - po 1. FANNO $x_1=dowolne$	2.18

- zmiennością parametrów procesu (ciśnienie, temperatura, stopień suchości lub przechłodzenie na wlocie do elementu dławiącego oraz ciśnienie, temperatura na wylocie z elementu),

- założeniami dodatkowymi (proces adiabatyczny lub diabatyyczny, uwzględnienie doziębienia czy nie, itp.).

Pierwsze prezentowane w literaturze modele [40], [113] były wynikiem opracowania danych eksperymentalnych. Przedstawiane w postaci zależności aproksymacyjnych, wiązały matematycznie parametry procesu i strumień dławionego czynnika z geometrią elementu. Zależności typu

$$L = c_1 D^{c_2} p_1^{c_3} p_2^{c_4} \dot{V}_R^{c_5} \quad (3.1)$$

miały jednak charakter niezwykle ograniczony - zarówno w sensie poznawczym jak i zakresu stosowalności. Poszczególne składniki równań nie zawsze oddawały też charakter zmian i zależności fizyczne pomiędzy zmiennymi opisującymi proces.

Problemy regulacji, automatyzacji czy niezawodności pracy [12], [13] [120], a także coraz szerszy zakres prowadzonych badań eksperymentalnych [120], wymagały prowadzenia analiz teoretycznych oraz np. identyfikacji procesu dławienia na wykresach fazowych. Spowodowało to podejmowanie prób modelowania procesu dławienia w oparciu o podstawy teoretyczne głównie prawa termodynamiki [9], [14], [89], [90], [91] i mechaniki płynów jednofazowych [7], [8], [112], [121].

Proces dławienia traktowany był statycznie i jednowymiarowo jako typowy proces adiabatycznego przepływu czynnika jednofazowego przez opór liniowy [110], [112], [121]. Odwzorowana na wykresie fazowym przemiana termodynamiczna procesu dławienia [40], [89], [90], [115], stanowiąca jedno z założeń do tych analiz, przedstawiona jest jako przemiana izentalpowa $h = \text{idem}$. Modelowaniu matematycznemu podlegał najczęściej spadek ciśnienia na określonej długości elementu dławiącego. Z dobrymi rezultatami używano do tego celu równania H.Darcy'ego [71]

$$\Delta p_{1-2} = \xi \frac{L \rho w^2}{2D}, \quad (3.2)$$

w którym ewentualnym korektom i modyfikacjom podlegały sposoby określania gęstości, współczynnika oporów i prędkości przepływu dławionego czynnika [21], [7], [91].

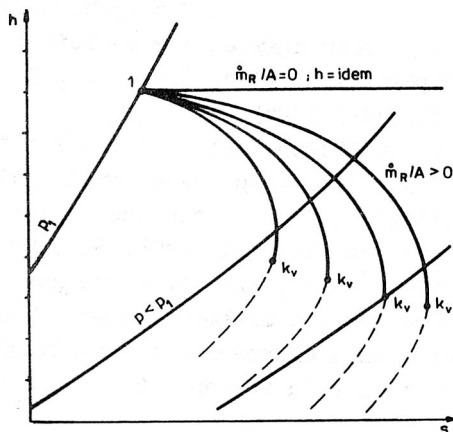
W proponowanych ujęciach, proces dławienia i element traktowane były łącznie ale jako tzw. "czarna skrzynka", tzn. funkcje matematyczne opisują zależności typu wlot-wylot, bez wnikania w lokalny charakter przemiany, lokalne wartości parametrów fizycznych i termodynamicznych.

Wychodząc od funkcji elementu dławiącego w obiegu chłodniczym, zaproponowano inne podejście do problemu dławienia [87], [93]. Zwrócono uwagę, że dławienie dwufazowego czynnika jest poprzedzone procesem przepływowym fazy ciekowej, tzn. do elementu dopływa czynnik w stanie ciekłym i na skutek oporów przepływu obniża swoje ciśnienie do stanu nasylenia i odparowuje. Element dławiący powinien być zatem podzielony na dwie wyraźne strefy: strefę przepływu jednofazowego i strefę przepływu dwufazowego o rosnącym udziale fazy parowej.

Niektórzy autorzy [9], [14], [21] zwrócili uwagę, że proces dławienia dwufazowego czynnika można rozpatrywać jako szczególny przypadek rzeczywistego przepływu adiabatycznego, tym samym powinien on być odwzorowany po krzywej FANNO. Równanie krzywej FANNO [9]

$$h = h_0 - \frac{1}{2} v^2 (\dot{m}_R/A)^2 \quad (3.3)$$

wiąże ze sobą objętość właściwą, entalpię i gęstość strumienia substancji, wykluczając założenie przebiegu procesu po linii $h = \text{idem}$. Przykładowy przebieg krzywych FANNO dla różnych wartości gęstości strumie-



Rys. 7. Krzywe FANNO przy różnych wartościach gęstości strumienia substancji [9], [53]
Fig. 7. FANNO curves with various values of mass flux density [9], [53]

nia substancji przedstawiono na rys. 7. Umieszczenie przebiegu części procesu dławienia na krzywej FANNO umożliwiło jednocześnie interpretację pewnych zjawisk obserwowanych w trakcie badań doświadczalnych jak i normalnej eksploatacji urządzeń z elementami dławiącymi, np. zjawiska tzw. "zatykania rurki kapilarnej" [121] i powstawania warunków do występowania przepływu krytycznego.

Analiza wykreślanej dla procesu dławienia krzywej FANNO i związana z tym możliwość prowadzenia dociekań teoretycznych [21], [14] skłoniła niektórych badaczy do zmiany sposobu modelowania i wprowadzania do równań ogólnych, np. równania Darcy'ego czy krzywej FANNO, współczynników doświadczalnych i poprawek.

Modele typu [90], [91]

$$L/D = 2/w^2 \int_{P_1}^{P_2} dp/v - 2 \ln (v_2/v_1) \quad (3.4)$$

czy też [6], [7]

$$1,26 L \frac{w^2}{m_R^2 2D^5} = \int_1^2 dp/v \quad (3.5)$$

są trudne do praktycznego wykorzystania i analiz, gdyż wymagają żmudnych obliczeń analityczno-graficznych lub zastąpienia różniczki dp/v przyrostem $\Delta p/v_{\text{śr}}$, co wpływa zdecydowanie na jakość uzyskiwanych wyników. Poprawy dokładności szukano we wprowadzeniu metod iteracyjnych w rozwiązywaniu takich modeli, bądź też formułowaniu od razu postaci modelu podporządkowanej iteracyjnej metodzie rozwiązania. W takich wypadkach całkowity spadek ciśnienia czynnika na zadanej długości elementu został podzielony na szereg spadków na odcinkach elementarnych, dla których wartości parametrów termodynamicznych, fizycznych i przepływowych określano jako średnie ekwiwalentne z całego przedziału [44], [115]

$$L = \sum_{i=1}^n \Delta l_i \quad (3.6)$$

oraz

$$\Delta p = \sum_{i=1}^n \Delta p_i, \quad (3.7)$$

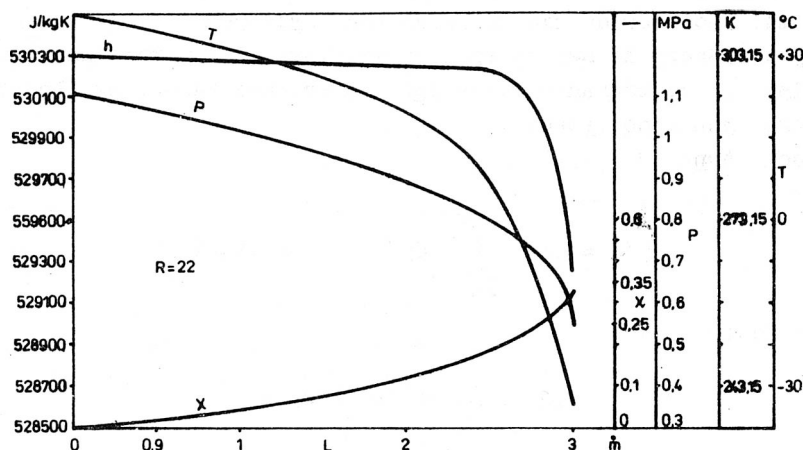
gdzie

$$\Delta p_i = \xi_{i\text{śr}} \frac{\Delta l_i w_{i\text{śr}}}{2D v_{i\text{śr}}},$$

$$\xi_{i\text{śr}} = 0,5(\xi_i + \xi_{i+1}),$$

$$v_{i\text{śr}} = 0,5(v_i + v_{i+1}),$$

$$w_{i\text{śr}} = 0,5(w_i + w_{i+1}).$$



Rys. 8. Zmiany parametrów dławionego czynnika chłodniczego
wzdłuż elementu dławiącego [55], [56]
Fig. 8. Changes of the throttled refrigerant parameters
along the throttling device [55], [56]

Takie modele umożliwiały wykreślenie i analizę zmian wartości poszczególnych parametrów wzdłuż długości elementu dławiącego. Przykładowy przebieg takich zmian przedstawiono na rys. 8. Dokładność takich metod modelowania zależała od ilości kroków iteracyjnych, dlatego też ich praktyczna i teoretyczna użyteczność wzrosła po wprowadzeniu technik komputerowych, skracających czas obliczeń.

Niezależnie od stosowanej metody rozwiązania, cechą charakterystyczną większości prób modelowania procesu dławienia czynników chłodniczych była dążność autorów do adoptowania gotowych i znanych zależności z termodynamiki czy mechaniki płynów, z ewentualnymi niewielkimi modyfikacjami. Traktowanie dławienia dwufazowego czynnika jako przepływu płynu jednorodnego wiązało się z założeniem, lub milczącym założeniem modelu homogenicznego przepływu dwufazowego. Dawało to również możliwość wykorzystania do jego opisu podstawowych równań zachowawczych i zależności obowiązuujących dla ośrodków ciągłych.

Pierwsze, udane próby takiego podejścia do modelowania procesu dławienia [117], skłoniły do poszukiwania optymalnego modelu, właśnie drogą kolejnych przekształceń i uzupełnień podstawowych równań zachowawczych, tzn. równania zachowania masy, zachowania pędu i zachowania energii [28], [31], [36], [41], [123], [130], [133]. Postać tych równań, sposób przekształceń, warunki brzegowe i warunki uzupełniające są następstwem dokonywanych założeń, przyjętych modeli struktur przepływu dwufazowego, wartości parametrów przepływowych oraz warunków wymiany ciepła.

Istotnym zagadnieniem jest założenie odpowiedniego modelu struktury przepływu dwufazowego. Determinuje to dalsze założenia, warunki i sposoby przekształceń oraz rozwiązanie. Najczęściej zakładany jest model homogeniczny [9], [57], [115], jakkolwiek podejmowano próby wprowadzenia modelu pęcherzykowego [58], [82] rozwarstwowanego-kropłowego [131] i poślizgowego [52]. Uzyskiwane wyniki, niezależnie od podobnych założeń wstępnych, nie zawsze nadawały się do prowadzenia szczegółowych analiz teoretycznych i ich przydatność praktyczna również była znikoma. Przyczyną bywa złożona postać matematyczna, duża ilość ograniczeń lub nie uwzględnienie rzeczywistych warunków pracy.

Niezależnie od rodzaju przyjętego modelu struktury dwufazowej, zgodność z rzeczywistymi warunkami pracy kapilary wymaga uwzględnienia np. adiabatyczności procesu, czyli jednoznacznego określenia zmiennej " $\dot{q}$ " w równaniu zachowania energii. Najczęściej powinno sprowadzać się to do odrębnego modelowania warunków wymiany ciepła, które powiąże ze sobą, w charakterystyczny dla danego przypadku sposób, zmienne cząstkowe, jako że $\dot{q}$ jest funkcją

$$\dot{q} = \dot{q}(T_R, T_V, k_{RV}, \alpha_R, \alpha_V, \dots). \quad (3.8)$$

Należy zaznaczyć, że praktycznie we wszystkich prezentowanych w literaturze modelach teoretycznych, nie licząc publikacji autora [57], [80] problem adiabatyczności procesu dławienia jest matematycznie pomijany, jakkolwiek w wielu pracach mówi się o istotnym wpływie wymiany ciepła [20], [67], [68], [95], [96]. Jeżeli oczywiście w rozwiązaniu technicznym urządzenia żiębniczego nie zastosowano doziębiania w trakcie procesu dławienia, to można założyć, jednak również z pewnym przybliżeniem [80] adiabatyczność procesu oraz $\dot{q} = 0$. Gdy jednak zastosowano doziębiacz, to specyfika tego rozwiązania wymagała każdorazowo szczegółowego rozpatrzenia i odrębnych założeń.

Praktyczne rozwiązania i bezpośrednie wykorzystanie większości prezentowanych modeli wymaga, jak podkreślają sami autorzy, wielu prac uzupełniających. Konieczne jest np. wprowadzenie do modeli zależności opisujących własności fizyczne i termodynamiczne dławionego czynnika lub współczynnika oporów tarcia. W rezultacie wymaga to odrębnych, czasami złożonych, analiz i odrębnego matematycznego modelowania.

4. Treść, cel i zakres pracy

Treścią niniejszej pracy jest modelowanie matematyczne procesów diabatycznego i adiabatycznego dławienia dwufazowych czynników chłodniczych w kapilarnych elementach dławiących oraz ich wykorzystanie w analizach teoretycznych, pracach obliczeniowych, projektowych i badawczych.

Celem poznawczym pracy jest model rzeczywistego procesu cieplno-przepływowego czynnika dwufazowego, jakim jest proces dławienia. Jest to model umożliwiający symulację pracy elementu dławiącego w zmiennych warunkach zewnętrznych, a tym samym analizę odpowiedzi obiektu na zmianę parametrów decyzyjnych oraz ich optymalizację, której celem może być określenie takich parametrów procesowych i konstrukcyjnych, aby żądany efekt działania obiektu w określonym ograniczeniach obszarze pracy był maksymalny lub też podporządkowany zadanemu kryterium optymalizacji.

Z analizy i przeglądu metod obliczania i doboru kapilarnych elementów dławiących, stosowanych modeli i metod modelowania, a także uzyskiwanych rezultatów badawczych wynika, że procesu dławienia czynnika chłodniczego w takim elemencie nie można traktować jako prostego przypadku adiabatycznego przepływu jednofazowego czy dwufazowego o stałych parametrach.

Autorzy zajmujący się matematycznym i teoretycznym opisem procesu dławienia nie zawsze byli w stanie wyeliminować ograniczenia i założenia upraszczające, nie zawsze też uzyskiwane rezultaty mogły być łatwo weryfikowane doświadczalnie, wskazując na dokładność modelu.

Na drodze do stworzenia uniwersalnego, dokładnie opisującego proces rzeczywisty i weryfikowalnego doświadczalnie modelu matematycznego procesu dławienia, stoi przede wszystkim duża złożoność tego procesu i ilość możliwych przypadków praktycznych. Tworzenie takiego modelu wymaga podejścia kompleksowego - obejmującego obiekt, proces podstawowy, procesy i zjawiska towarzyszące.

Zaprezentowana w pracy metoda modelowania jest próbą właśnie takiego spojrzenia na rzeczywisty proces dławienia czynnika chłodniczego. W takim ujęciu, przedmiot analizy i modelowania jest zbiorem wzajemnie powiązanych elementów składowych, wynikających z rzeczywistej charakterystyki procesu, traktowanych jako ogniwa modelu całościowego.

Modelowanie polega na określeniu poszczególnych modeli, takich jak:

- model wstępnego przepływu jednofazowego,
- model struktury dwufazowej,
- model wymiany ciepła,

- model własności fizycznych i termodynamicznych czynnika,
- model współczynników oporów tarcia,
- model strat wejścia i wyjścia,

oraz znalezieniu matematycznych i fizycznych powiązań między nimi.

Istotnym problemem jest zarówno wybór odpowiedniej metody rozwiązania modelu jak i weryfikacja eksperymentalna uzyskiwanych rezultatów, wpływająca bezpośrednio na ocenę dokładności i poprawności modelu a także metody modelowania.

5. Charakterystyka procesu dławienia

Dławienie czynnika chłodniczego w kapilarnym elemencie dławiącym jest procesem specyficznym, wyraźnie różniącym się od wielu procesów opisywanych w literaturze teorii przepływów dwufazowych [3], [17], [18], [31], [33], [71], [72], [76], [77], [88], [99], [123], [130]. Charakterystycznymi cechami rzeczywistego procesu dławienia czynników chłodniczych w elementach kapilarnych są:

- parametry konstrukcyjne elementu: duży stosunek L/D ,
- małe strumienie czynnika: $\dot{m}_R = 0,0005-0,03 \text{ kg/s}$,
- zmienne wartości parametrów termodynamicznych, fizycznych, przepływowych czynnika wzdłuż drogi dławienia,
- odparowanie cieczy z mieszaniny dwufazowej będące wynikiem silnego spadku ciśnienia na drodze dławienia,
- adiabatyczność procesu będąca wynikiem wymiany ciepła z otoczeniem lub celowego oddziaływania termicznego w doziębiaczu,
- możliwość wystąpienia krytycznych warunków przepływu,
- możliwość wystąpienia warunków przepływu metastabilnego,
- możliwość znacznych zmian stanu czynnika na wlocie do elementu dławiącego - zmian stopnia suchości pary, lub przechłodzenia cieczy.

Wszystkie wymienione cechy, jak również te, które są wynikiem współpracy elementu dławiącego z pozostałymi elementami obiegu, są przyczyną wielu założeń upraszczających, skomplikowanej postaci opisu matematycznego procesu i konstrukcji przydatnego do wykorzystania praktycznego modelu matematycznego. Z drugiej strony, charakter procesu dławienia w kapilarnych elementach daje możliwość modelowania numerycznego, traktowania procesu jako jednowymiarowy i ustalony.

6. Modele struktur przepływów dwufazowych w elementach dławiających

Podstawą do analiz poznawczych oraz modelowania matematycznego przepływów dwufazowych może być przyjęcie modelu struktury przepływu. Wymaga to jednak szczegółowej analizy warunków i wartości parametrów przepływowych, kształtujących konkretną formę struktury rzeczywistej przepływu lub też prowadzenia badań wizualizacyjnych.

6.1. Mapy przepływu dla procesu dławienia dwufazowych czynników chłodniczych w kapilarnych elementach dławiających

Wyniki analiz i obliczeń teoretycznych przepływów nanoszone są często na wykresy zwane mapami przepływów.

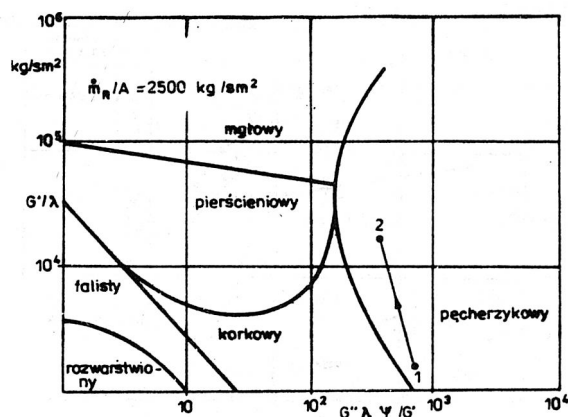
Mapy przepływów są najczęściej układami dwóch współrzędnych, w których danej strukturze, scharakteryzowanej wartościami określonych parametrów, odpowiada pewien obszar. Mapy sporządzane są najczęściej dla warunków specjalnych i przypadków szczególnych. Próby wykreślenia map przepływu uogólniających dane zjawisko były również podejmowane, ale nie zawsze kończyły się powodzeniem [22], [31], [88], [123], [130].

Analiza dostępnych metod sporządzania map przepływu oraz zasad uogólniania wykazała brak zgodności między różnymi opracowaniami. Spowodowane jest to m.in. brakiem jednoznacznych korelacji pomiędzy poszczególnymi wielkościami uogólniającymi dane zjawisko, zmiennością warunków przejścia jednej struktury w drugą jak i występowania form przejściowych. Niezwykle istotny jest również dobór odpowiedniego układu współrzędnych.

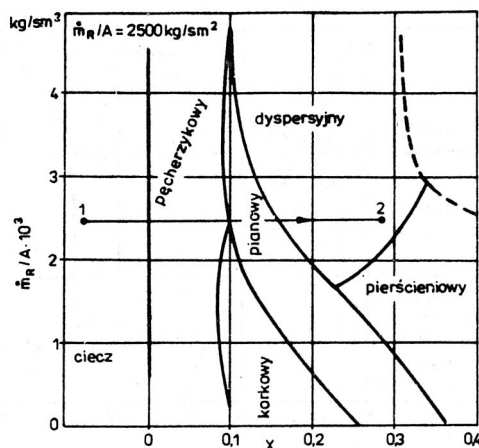
Sporządzenie map przepływu dla procesu dławienia dwufazowego czynnika chlorowcopochodnego i określanie na tej podstawie struktury przepływu, może być podstawą przyjęcia modelu struktury przepływu wykorzystywanego w modelowaniu matematycznym przepływu. Zarówno podawane w literaturze gotowe mapy przepływu, jak i sposoby ich wyznaczania [123], [130] nie mogą być w pełni wykorzystane do analizy procesu dławienia, m.in. ze względu na cechy charakteryzujące ten proces (pkt 5).

W literaturze brak jest jednoznaczności co do rodzajów rzeczywistych struktur przepływu dwufazowego w przewodach poziomych i pionowych [31], [33], [130], szczególnie w odniesieniu do czynników chlorowcopochodnych. Trudności stwarza również jednoznaczne określenie zależności analitycznych, adekwatnych do analizowanych czynników, opisujących granice rozdziału struktur oraz występowania stref charakteryzujących się strukturami przejściowymi.

Podstawową trudnością w odwzorowaniu procesu dławienia na mapie przepływu jest fakt, że sporządzane mapy zakładają stałość parametrów



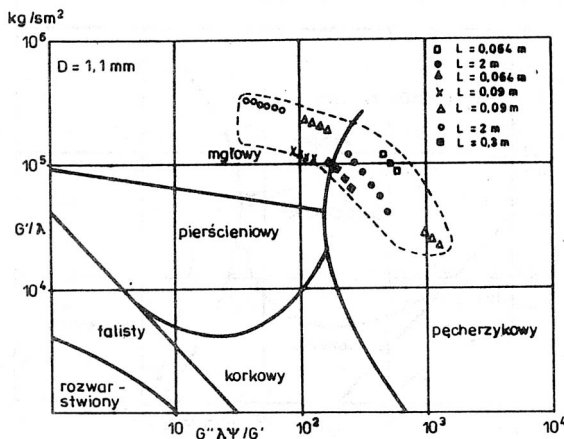
Rys. 9. Mapa przepływu wg Bakera dla dławienia dwufazowego czynnika R12
Fig. 9. Flow map by Baker for throttling two-phase refrigerant R12



Rys. 10. Mapa przepływu wg Benneta dla dławienia czynnika R12
Fig. 10. Flow map by Bennet for the throttling two-phase refrigerant R12

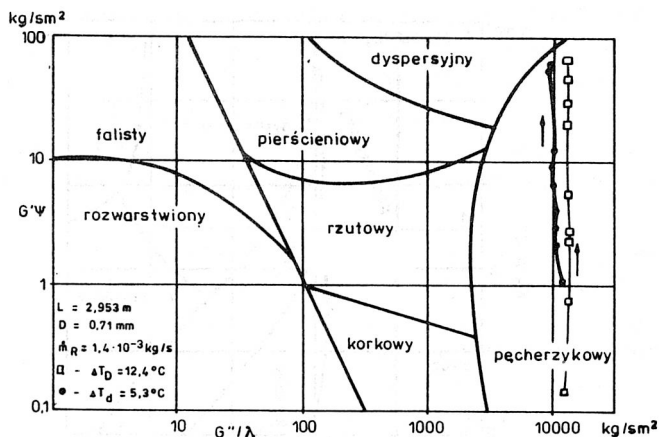
termodynamicznych bez uwzględniania możliwości zmian tych parametrów w trakcie przebiegu procesu.

W pracy [98] zaproponowano rozwiązanie tego problemu poprzez wykreślenie mapy przepływu dla warunków końcowych procesu i wykreślenie w założonym układzie parametrów przebiegu procesu. Jak podkreśla sam autor, jest to na pewno duża niedokładność, a analiza ma charakter tylko



Rys. 11. Mapa przepływu wg Bakera dla krytycznych warunków przepływu. Przebieg dławienia określony na podstawie danych doświadczalnych [98]

Fig. 11. Flow map by Baker for critical flow conditions. Throttling course based on experimental data [98]

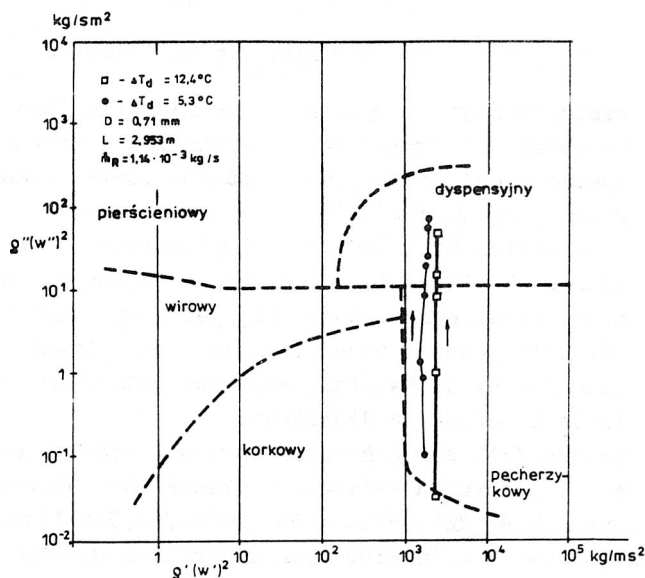


Rys. 12. Mapa przepływu wg Bakera. Przebieg dławienia wyznaczony na podstawie danych doświadczalnych [96]

Fig. 12. Flow map by Baker. Throttling course based on experimental data [96]

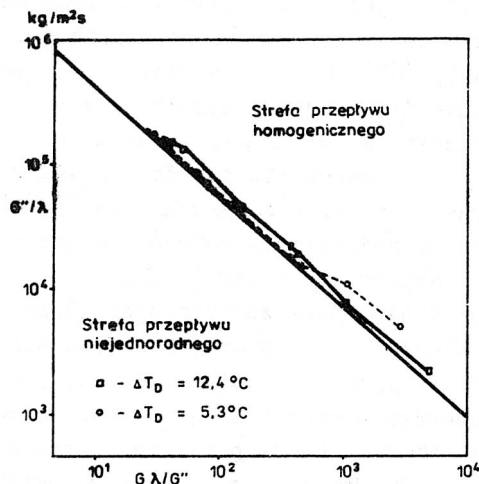
orientacyjny. Niemniej jednak uzyskane informacje są wystarczające do oceny możliwości występowania poszczególnych struktur przepływu w trakcie całego procesu. Na rysunkach 9 i 10 przedstawiono mapy przepływów opracowane na podstawie obliczeń i analiz teoretycznych [98], [123], [130] z zaznaczeniem przykładowego przebiegu procesu dławienia. Zależności do obliczeń zostały zaczerpnięte z prac [98], [123].

Na rysunkach 11-14 przedstawiono mapy przepływu dla procesu dławienia w elementach kapilarnych, wyznaczonego na podstawie badań eksperymentalnych [98], [96], [107]. Z przedstawionych map przepływu wynika, że w przypadku dławienia dwufazowego czynnika chlorowcopochodnego w kapilarnym elemencie dławiącym, w warunkach gdy na wlocie do elementu dopływa ciekły czynnik, można oczekiwać przede wszystkim struktury pęcherzykowej przepływu oraz struktur pochodnych, tzn. przepływu dyspersyjnego, mgłowego, pianowego. Przedstawiony na rys. 14 zmodyfikowany wykres Bakera [96] ogranicza obszar dwufazowy do dwóch stref - przepływu jednorodnego i niejednorodnego. Mapa została sporządzona na podstawie wielu danych eksperymentalnych i teoretycznych analiz przepływu, z których wiele miało charakter typowo chłodniczy. Według prezentowanych danych doświadczalnych przepływ w kapilarze jest typowo jednorodny. Autorzy wyciągnęli również wniosek, że każdy przepływ w kapilarze, którego gęstość strumienia masy $\dot{m}_R/A > 2710 \text{ kg/s} \cdot \text{m}^2$ może być uważany za jednorodny. Przepływy o mniejszej gęstości strumienia masy mogą, ale nie muszą, być jednorodne.



Rys. 13. Mapa przepływu wg Hewitta i Robertsa. Przebieg dławienia wyznaczony na podstawie danych doświadczalnych [96]

Fig. 13. Flow map by Hewitt and Roberts. Throttling course determined based on experimental data [96]



Rys. 14. Zmodyfikowana mapa przepływu wg Bakera, wykreślona na podstawie danych doświadczalnych [96]
 Fig. 14. Modified flow map by Baker based on experimental data [96]

6.2. Wizualizacja procesu przepływowego

Badania wizualizacyjne, czyli obserwowanie przepływu w elementach przezroczystych (rurki szklane, szklane wstawki i wzlierniki), dają możliwość oceny występującej struktury – warunków powstawania i zmienności oraz cech charakterystycznych.

Prezentowane wyniki badań burzliwych przepływów freonów R12 i R22 w elementach szklanych o średnicy $D < 1,5$ mm wykazały, w badanym zakresie parametrów, występowanie struktury pęcherzykowej [7], [21], [79], [93]. Badania te były jednak prowadzone w pewnym wybranym zakresie parametrów (określona średnica, ustalone wartości natężenia przepływu) oraz warunków na wlocie do elementu dławiącego.

Autor przeprowadził również badania wizualizacyjne przepływów freonów w szklanych, kapilarnych elementach dławiących [60], [61] w pełnym zakresie stosowanych średnic elementów (od 0,7–2,5 mm) oraz szerokim zakresie zmienności parametrów wlotowych zbiénika i natężeń przepływu.

Przeprowadzono również badania wizualizacyjne na stanowisku badawczym całkowicie wykonanym ze szkła technicznego, co umożliwiło wizualizację nie tylko procesu dławienia ale również pozostałych procesów realizowanych w zbiéniarce sprężarkowej.

Szczegółowy opis stanowisk badawczych oraz rezultaty badań przedstawiono w pracach [58], [59]. Na podstawie uzyskanych wyników można dokonać następujących uogólnień.

W początkowej części elementu dławiącego obserwuje się przepływ cieczy, który w pewnym wyraźnym punkcie przechodzi w gwałtowny przepływ dwufazowy o strukturze pęcherzykowej silnie rozproszonej. Przepływ pęcherzykowy występuje od początku odparowania do końca elementu dławiącego. Drobne pęcherzyki pary, widoczne dopiero po kilkakrotnym powiększeniu, tworzą wspólnie z cieczą jednorodną emulsję parowo-cieczową. Można zaobserwować duże wymieszanie dwufazowego strumienia i przepływ silnie burzliwy. Wyniki obserwacji w pełni potwierdza literatura [7], [79], [93].

Można stwierdzić, że wnikliwe badania wizualizacyjne potwierdziły w pełni rezultat analiz teoretycznych odwzorowanych na mapach przepływu. W tej sytuacji wydaje się, że najwłaściwszym modelem struktury dwufazowej, który należy przyjąć do opisu matematycznego, będzie model homogeniczny przepływu lub model pęcherzykowy.

6.3. Model homogeniczny przepływu dwufazowego

Na tle prezentowanych opisów i korelacji matematycznych dotyczących przepływów dwufazowych [31], [33], [71], [72], [77], [78], [99], [123], [128], [130] szczególnie interesujący jest tzw. model homogeniczny przepływu zwany również modelem pseudojednofazowym. Niezależnie od swej prostoty i przejrzystości odznacza się on tym, że nie ustępuje pod względem dokładności wielu innym korelacjom, o bardziej złożonym opisie fizycznym i matematycznym.

W modelu homogenicznym zakłada się termodynamiczną i mechaniczną równowagę między fazami, która nie zostaje naruszona przy dowolnych oddziaływaniach. W dowolnie małej objętości strumienia, obie fazy rozłożone są równomiernie. Jedna faza jest fazą "niosącą", a druga występuje w postaci pęcherzyków lub kropli, których ilość jest dostatecznie duża a rozmiar dostatecznie mały, aby dwufazowy czynnik rozpatrywać jako ośrodek izotropowy. Obie fazy płyną z jednakową prędkością co oznacza, że pominięty jest poślizg międzyfazowy. Dowolne przyspieszenie strumienia, spowodowane oddziaływaniem zewnętrznym lub wewnętrznym, jest równoznaczne z jednakowym przyspieszeniem obu faz. Własności i parametry termodynamiczne mieszaniny, stałe w przekroju poprzecznym przewodu, mogą się zmieniać wzdłuż drogi przepływu. Zmiany te mogą być opisywane równaniami typowymi dla mieszanin. Dużą zaletą modelu homogenicznego jest możliwość stosowania zarówno do jednoskładnikowych jak i wieloskładnikowych przepływów dwufazowych.

Model homogeniczny w odniesieniu do rzeczywistej struktury przepływowej jest zawsze uproszczeniem, ale dokładność modelu jest tym większa, im mniejsza jest wartość stopnia suchości mieszaniny oraz większe wza-

jemne wymieszanie faz [72], [99]. Czyli inaczej, stopień uproszczenia różnie przy wzroście " x " i wzroście rozwarstwienia faz. Największe zgodności modelu homogenicznego z rzeczywistymi przepływami dwufazowymi uzyskane zostały przy rozwiniętych przepływach burzliwych, $Re > 10\ 000$, średnicach przewodów $D < 3\text{ mm}$ oraz stopnia suchości mieszaniny $x < 0,4$ [7], [72], [99], [123]. Zalety modelu oraz jego przydatność do matematycznego opisu procesu wykazano w pracach [31], [71], [72], [123], natomiast w pracy [99] przedstawiono tzw. model homogeniczny ulepszony, łączący w sobie prostotę modelu homogenicznego z dużą dokładnością w całym przedziale zmienności $0 \leq x \leq 1$.

6.4. Model pęcherzykowy przepływu dwufazowego

Analiza map przepływu dla procesu dławienia, wyników badań wizualizacyjnych i danych teoretycznych, wskazują na możliwość występowania, w tych procesach przepływowych, struktury pęcherzykowej przepływu dwufazowego. Model pęcherzykowy jest pewnym przybliżeniem rzeczywistej struktury pęcherzykowej przepływu dwufazowego, który umożliwia opis analityczny i matematyczny procesu.

Model oparty jest na niezwykle bogatej teorii wzrostu i generacji pęcherzyka pary w przegrzanej cieczy [123], [130], która powstała z doświadczeń i eksperymentów wizualizacyjnych. W zależności od kierunku prowadzonych badań i uzyskiwanych wyników, wprowadzono założenia uzupełniające model lub adoptujące go do danego przypadku praktycznego [82], [128]. Wprowadzenie opisu dodatkowych zmiennych, jak np. stopień zapełnienia przekroju czy poślizg międzyfazowy, przybliża model do przypadków rzeczywistych. Najlepsze dokładności uzyskiwano przy stopniach suchości $x \leq 0,3$, a więc dla początku parowania nasyconej cieczy.

W modelu pęcherzykowym zakłada się jednoczesną obecność w przekroju poprzecznym przewodu cieczy i pęcherzyków pary, przy czym ich wzajemny udział jest charakteryzowany stopniem zapełnienia przekroju i stopniem suchości. Spośród wielu zmiennych opisujących model pęcherzykowy wymienia się najczęściej częstotliwość powstawania pęcherzyków, minimalny promień pęcherzyka i objętościową koncentrację pęcherzyków.

Własności mieszaniny zmieniają się w sposób dyskretny i są odmienne dla cieczy i pary. Pęcherzyki pary powstają tylko na ściance przewodu i odrywają się od niej. Dalszy wzrost pęcherzyka odbywa się w jądrze strugi, przy czym samorzutne powstanie pęcherzyka na ściance może być wynikiem dopływu ciepła z zewnątrz (proces diabatyczny) lub sił tarcia (proces adiabatyczny), bądź jednego i drugiego.

Wszystkie pęcherzyki mają kształt sferoidalny i znajdują się w stanie nasycenia z cieczą. Zakłada się jednocześnie, że pęcherzyki nie oddziałują pomiędzy sobą. Faza ciekła i faza parowa mogą poruszać się z

jednakową lub odmienną prędkością. Stosunek prędkości charakteryzowany jest wartością poślizgu międzyfazowego $S \neq 1$ gdy prędkości są różne i $S = 1$ gdy są jednakowe. Wartość poślizgu międzyfazowego jest m.in. funkcją stopnia suchości mieszaniny i dla małych wartości $x \leq 0,3$ istnieje możliwość założenia $S = 1$ [98].

6.5. Model przepływu rozwarstwowanego (poślizgowego)

W modelu przepływu rozwarstwowanego [31], [130] przyjmuje się, że obie fazy mają różne własności fizyczne, termodynamiczne i płyną z różną prędkością. Stopień skomplikowania modelu i ilość przyjętych założeń jest rezultatem uproszczeń dokonywanych już na etapie formułowania równań podstawowych. Równania ciągłości, momentu i energii formułowane są dla każdej fazy oddzielnie, a przekształcenia oraz ostateczne postacie równań są wynikiem przyjętych zmiennych oraz metod rozwiązania.

Model przepływu rozwarstwowanego zwany niekiedy modelem "dwupłynowym" lub "poślizgowym" opiera się na założeniu, że między fazą gazową a ciekłą, na granicy faz, występuje poślizg, uwzględniany przez różne prędkości rzeczywiste przepływu pary i cieczy. Model dwupłynowy może być stosowany do struktur rozproszonych i struktur rozwarstwionych, przy czym najlepsze wyniki uzyskuje się stosując go do przepływów z wyraźną granicą rozdziału faz, takich jak np. przepływ pierścieniowy [31], [33].

Podczas dławienia czynnika chłodniczego w elementach kapilarnych przepływ rozwarstwiony nie występuje, co wynika m.in. z analizy map przepływu czy badań wizualizacyjnych. Fakt występowania struktur rozproszonych, np. przepływu pęcherzykowego, stawia pod znakiem zapytania możliwość zastosowania modelu przepływu rozwarstwowanego do opisu tego procesu. Zastosowanie modelu dwupłynowego będzie więc obejmowało głównie uwzględnienie poślizgu międzyfazowego, przy pozostałych danych i założeniach charakterystycznych dla struktury pęcherzykowej.

7. Modelowanie matematyczne dławienia czynnika dwufazowego

Punktem wyjściowym do modelowania procesu przepływowego mogą być, zapisane w postaci ogólnej, trzy równania podstawowe [15], [124], [125]:

Równanie zachowania masy

$$A(\partial \rho / \partial \tau) + \partial \dot{m} / \partial z = 0, \quad (7.1)$$

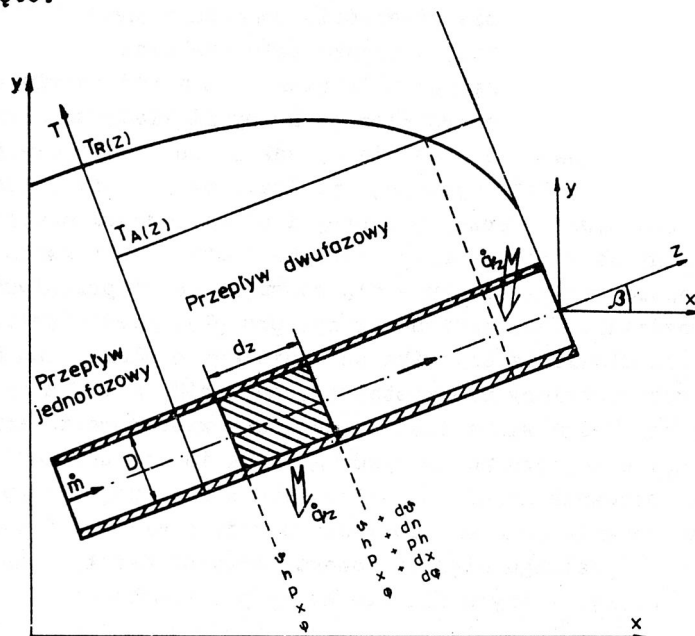
Równanie zachowania pędu

$$\partial \dot{m} / \partial \tau - A dp/dz = O\tau_0 + A\rho wdw/dz + A\rho g \sin \beta, \quad (7.2)$$

Równanie zachowania energii

$$\rho A \partial h / \partial \tau + d[\rho w A (h + w^2/2)] / dz = -\rho g w \sin \beta + \Pi D \dot{q}_z. \quad (7.3)$$

Z przedstawionej charakterystyki procesu dławienia oraz analizy podejmowanych prób modelowania wynika, że rozważany przypadek dławienia można traktować jako ustalony ($\dot{m}_R/A = \text{const}$), jednowymiarowy ($L/D > 4000$, $Re \geq 10\,000$) proces przepływowy. Wektor prędkości może być skierowany zgodnie z osią przewodu - elementu dławiącego. Prędkość przepływu, ciśnienie, entalpia, objętość właściwa i inne wielkości mogą być traktowane jako jednoznaczne funkcje położenia - zmiennej z skierowanej wzdłuż osi przewodu. Jednocześnie ciepło przewodzenia wzdłuż osi przewodu zostaje pominięte.



Rys. 15. Elementarny odcinek elementu dławiącego.
Przepływ jednowymiarowy - schemat bilansu pędu i energii
Fig. 15. Elementary section of the throttling device.
One-dimensional flow-diagram for the momentum and energy balance

Z równań (7.1)-(7.3) oraz z bilansu sił dla elementarnej objętości dwufazowego czynnika w przewodzie dławiącym (rys. 15) wynika równanie zachowania pędu postaci [123], [130]

$$\partial \dot{m} / \partial \tau - A dp / dz = (w p)^2 d\bar{v} / dz - 0,125 \Pi \xi D p w^2 - \rho g w \sin \beta, \quad (7.2a)$$

gdzie:

$$\bar{V} = x^2/\rho\rho'' + (1-x^2)/(1-\varphi)\rho'$$

$$\rho = \varphi\rho'' + (1-\varphi)\rho',$$

a z bilansu energii równanie

$$\rho A \partial h / \partial \tau - r A \partial \Psi / \partial \tau + \rho w A \partial h / \partial z + \rho w^2 \partial w / \partial z = \Pi D \dot{q}_z - \rho w g \sin \beta, \quad (7.3a)$$

gdzie:

$$\Psi = \rho' x (1 - \varphi) - \rho'' \varphi (1 - x),$$

$$h = h'' x + h' (1 - x),$$

$$x = \varphi \rho'' w'' / (\varphi \rho'' w'' + (1 - \varphi) \rho' w').$$

Postać tych równań, sposób prowadzenia dalszych przekształceń, warunki brzegowe i warunku uzupełniające są następstwem dokonywanych założeń, przyjętych modeli struktury przepływu dwufazowego, wartości parametrów przepływowych oraz warunków wymiany ciepła.

7.1. Model homogeniczny przepływu dwufazowego w opisie matematycznym procesu dławienia

Po uwzględnieniu charakterystyki i założeń modelu homogenicznego układ równań (7.1), (7.2a), (7.3a) można zapisać w postaci

$$\partial \dot{m} / \partial z = \partial (\rho w A) / \partial z = 0, \quad (7.4)$$

$$A \partial p / \partial z + \dot{m} \partial w / \partial z = -\rho g \sin \beta - 0,125 \Pi \xi D \rho w^2, \quad (7.5)$$

$$\partial / \partial z [\dot{m} (h + w^2/2)] = -g A \rho \sin \beta + \Pi D \dot{q}_z. \quad (7.6)$$

Przyjęcie modelu homogenicznego przepływu dwufazowego umożliwia swobodny dobór układu zmiennych opisujących proces, a tym samym uzyskanie najbardziej dogodnej postaci wynikowej równań modelowych, przy tej samej postaci równań wyjściowych i podobnych przekształceniach. Rozwiązując układ równań (7.4)–(7.6) względem zmiennych h i p otrzymano [58], [80]

$$dp/dz = W_1/W,$$

$$dh/dz = W_2/W,$$

gdzie:

$$W = \begin{vmatrix} 1 + G^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h; & G^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \\ -v; & 1 \end{vmatrix}$$

$$W_1 = \begin{vmatrix} -(\bar{g} + \bar{\xi}); & G^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \\ \bar{q}_z + \bar{\xi} v; & 1 \end{vmatrix}$$

$$W_2 = \begin{vmatrix} 1 + G^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h; & -(\bar{g} + \bar{\xi}) \\ v; & \bar{q}_z + \bar{\xi} v \end{vmatrix}$$

i ostatecznie

$$dp/dz = -B \{ \bar{g} + \bar{\xi} + G^2 (\partial v / \partial h)_p \bar{\xi} v \}, \quad (7.7)$$

$$dh/dz = B \{ [1 + G^2 (\partial v / \partial p)_h] [\bar{q}_z + \bar{\xi} v] - [\bar{g} + \bar{\xi} v] \}, \quad (7.8)$$

gdzie:

$$B = \left\{ 1 + \bar{G}^2 (\partial v / \partial p)_h + \bar{G}^2 (\partial v / \partial h)_p v \right\},$$

$$\bar{g} = A \rho g \sin \beta, \quad \bar{q}_z = \pi D \dot{q}_z \dot{m}^{-1},$$

$$\bar{\xi} = 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v_A^{-2,5}.$$

Brakujące człony $(\partial v / \partial p)_h$ i $(\partial v / \partial h)_p$ równań (7.7) i (7.8) określono z zależności

$$v(p, h) = v'(p) + x(p, h) [v''(p) - v'(p)] \quad (7.9)$$

oraz

$$x(p, h) = [h - h'(p)] / [h''(p) - h'(p)], \quad (7.10)$$

skąd

$$(\partial v / \partial h)_p = (v'' - v') / (h'' - h') = 1/T \partial T / \partial p = \bar{\varphi}_H, \quad (7.11)$$

$$(\partial v / \partial p)_h = \bar{\varphi}_H \Psi_H, \quad (7.12)$$

gdzie:

$$\Psi_H = \partial v' / \partial T + x(\partial v'' / \partial T - \partial v' / \partial T) - \bar{\varphi}_H [\partial h' / \partial T + x(\partial h'' / \partial T - \partial h' / \partial T)].$$

W niektórych przypadkach modelowania, szczególnie tam gdzie istnieje potrzeba weryfikacji analizy teoretycznej eksperymentem doświadczalnym, można wyjściowy układ równań rozwiązać względem zmiennych bezpośrednio mierzalnych, np. p i x . Dla takiego przypadku, po przekształceniach uzyskano

$$\partial p / \partial z = \bar{G} \left\{ 0,5 \xi D [(h'' - h') / (v'' - v') + \bar{G}^2 v] \right\}, \quad (7.13)$$

$$\partial x / \partial z = \bar{G} / (v'' - v') \left\{ 0,5 \xi D [(\partial h / \partial p)_x - v G^2 (\partial v / \partial p)_x] \right\}, \quad (7.14)$$

gdzie:

$$\bar{G} = \left\{ 1 + G^2 \left[(h'' - h') / (v'' - v') \right] \left[1 + G^2 (\partial v / \partial p)_x - (\partial h / \partial p)_x v^{-1} \right] \right\}^{-1}$$

oraz z równań uzupełniających

$$(\partial h / \partial p)_x = x \partial h'' / \partial p + (1 - x) \partial h' / \partial p, \quad (7.15)$$

$$(\partial v / \partial p)_x = x \partial v'' / \partial p + (1 - x) \partial v' / \partial p. \quad (7.16)$$

7.2. Model pęcherzykowy przepływu dwufazowego w opisie matematycznym procesu dławienia

Charakterystyka i założenia modelu pęcherzykowego przepływu dwufazowego wymagają uzupełnienia równań (7.1), (7.2a), (7.3a) zależnościami opisującymi warunki powstania i wzrostu pęcherzyka, częstotliwości powstawania, koncentrację objętościową i liczbę pęcherzyków w danej objętości, stopień zapełnienia przekroju i własności fizycznych mieszaniny [28], [37], [72], [76], [77], [88], [123].

Z założeń modelu pęcherzykowego oraz zasad bilansowania wynika

$$M_{\tau+d\tau} - M_{\tau} = M_Z - M_{Z+dz} + M_0, \quad (7.17)$$

gdzie:

M_{τ} , $M_{\tau+d\tau}$ - masa pary znajdująca się w wydzielonym elemencie przewodu w chwili τ oraz $\tau+d\tau$,

M_Z , M_{Z+dz} - masa pary wpływająca i wypływająca z wydzielonego elementu przewodu w czasie dt ,

M_0 - masa pary powstająca w elemencie przewodu w czasie dt w wyniku wzrostu pęcherzyka pary.

$$\left. \begin{aligned} M_{\tau} &= \rho'' \varphi A dz \\ m_Z &= \rho'' \varphi A w'' dz \end{aligned} \right\}, \quad (7.18)$$

a po uwzględnieniu zasady rozkładu w szereg Taylora

$$\left. \begin{aligned} M_{\tau+d\tau} &= M_{\tau} + \partial M_{\tau} / \partial \tau d\tau + \dots \\ M_{Z+dz} &= M_Z + \partial M_Z / \partial z dz + \dots \end{aligned} \right\}. \quad (7.19)$$

Do określania wartości M_0 można posłużyć się teorią "punktowego rozłożenia źródeł masy" [76]. Właściwa liniowa gęstość źródeł masy może być opisana zależnością

$$b = \partial m'' / \partial z = \partial A'' / \partial z \rho'' w'' = \rho'' w'' A \partial \varphi / \partial z \quad (7.20)$$

stopień zapełnienia przekroju przewodu

$$\varphi = \Pi/A \sum_{j=1}^{j=k} N_j R_j^2, \quad (7.21)$$

gdzie N_j - ilość pęcherzyków o promieniu R_j .
Po zróżniczkowaniu

$$\partial \varphi / \partial z = 2\Pi/A \sum_{j=1}^{j=k} N_j R_j \partial R_j / \partial z. \quad (7.22)$$

Jeśli się wykorzysta zasadę wzrostu pęcherzyka w przegrzanej cieczy [76], to

$$\partial R_j / \partial \tau_i = \frac{4\lambda' \Delta T}{r \rho'' R_j}, \quad (7.23)$$

gdzie:

τ_i - czas "życia" pęcherzyka pary,
 $\Delta T = T' - T_{nas}$.

W okresie $\partial \tau_i$ pęcherzyk przebędzie drogę ∂z , wobec tego

$$\partial R_j / \partial z = \frac{1}{w''} \frac{4\lambda' \Delta T}{r \rho'' R_j}. \quad (7.24)$$

Po wprowadzeniu tych zależności do równania (7.20) i (7.21) uzyskano

$$b = \frac{8\Pi\lambda\Delta T}{r} \sum_{j=1}^{j=k} N_j, \quad (7.25)$$

a po uwzględnieniu, że

$$M_0 = b \, dz \, d\tau \quad (7.26)$$

otrzymano

$$M_0 = \frac{8\Pi\lambda\Delta T}{r} N \, dz \, d\tau, \quad (7.27)$$

gdzie $N = \sum_{j=1}^{j=k} N_j$ - ilość pęcherzyków w poprzecznym przekroju przewodu.

Po wstawieniu do równania (7.17) równania (7.18), (7.19), (7.27) otrzymuje się

$$\partial(\varphi \rho'') / \partial \tau = \frac{8\Pi\lambda\Delta T}{Ar} N - \partial(\varphi \rho'' w'') / \partial z. \quad (7.28)$$

Ilość pęcherzyków N można określić na podstawie zasad bilansowania podanych w równaniu

$$N_{\tau+d\tau} - N_{\tau} = N_z - N_{z+dz} + \Delta N, \quad (7.29)$$

gdzie:

- $N_{\tau}, N_{\tau+d\tau}$ - liczba pęcherzyków znajdujących się w elemencie dz w chwili τ oraz $\tau+d\tau$,
 N_z, N_{z+dz} - liczba pęcherzyków wpływających i wypływających z elementu dz w czasie $d\tau$,
 ΔN - liczba pęcherzyków powstających w wydzielonej objętości w czasie $d\tau$.

Jednocześnie

$$\Delta N = \rho_p / \eta_p \cdot 0 \, d\tau \, dz \quad (7.30)$$

oraz

$$\left. \begin{aligned} N_z &= N_v A w d\tau \\ N_{\tau} &= N_{\phi} A dz \end{aligned} \right\}. \quad (7.31)$$

Według [76]

$$N = A N_v^{2/3}. \quad (7.32)$$

Po zastosowaniu rozkładu w szereg Taylora

$$\left. \begin{aligned} N_{\tau+d\tau} &= N_{\tau} + \partial N_{\tau} / \partial \tau \, d\tau \\ N_{z+dz} &= N_z + \partial N_z / \partial z \, dz \end{aligned} \right\}. \quad (7.33)$$

Po wstawieniu zależności (7.30), (7.31), (7.33) do równania (7.29) i dokonaniu przekształceń otrzymano

$$\partial N_v / \partial \tau = \frac{\rho_p \Pi D}{\eta_p A} - \partial (N_v w) / \partial z. \quad (7.34)$$

Układ równań podstawowych (7.1), (7.2a), (7.3a) po uzyciu równań (7.28) i (7.34) przyjmuje postać [58], [81]

$$A \partial \rho / \partial \tau + \partial \dot{m} / \partial z = 0, \quad (7.35)$$

$$A \bar{\rho} \partial h / \partial \tau - r A \partial \Psi / \partial \tau + \dot{m} \partial h / \partial z + \dot{m} w \partial w / \partial z = \Pi D \dot{q}_z - \dot{m} g \sin \beta, \quad (7.36)$$

$$\partial \dot{m} / \partial \tau + \partial (\bar{V} A^{-1} G^2) / \partial z = -A [\partial p / \partial z + \Pi \tau_0 / A + \rho g \sin \beta], \quad (7.37)$$

$$\partial (\phi \rho) / \partial \tau = 8 \Pi \lambda A \tau_r^{-1} N_v^{2/3} - \partial (\phi \rho w) / \partial z, \quad (7.38)$$

$$\partial N_v / \partial \tau = \rho_p \Pi D (\eta_p A)^{-1} - \partial (w N_v) / \partial z. \quad (7.39)$$

Biorąc pod uwagę, że w czasie procesu dławienia stopień suchości mieszaniny dwufazowej $x \leq 0,4$ można założyć, że obie fazy płyną z jednakową prędkością. Po uwzględnieniu tego założenia oraz zastosowaniu prze-

kształcenia wykorzystanego w modelowaniu przepływu homogenicznego dla przepływu ustalonego uzyskano postać układu równań przydatną do bezpośredniego rozwiązania numerycznego

$$d(\rho w A)/dz = 0, \quad (7.40)$$

$$dh/dz - dp/dz \rho^{-1} = \bar{\xi} + \bar{a}_z, \quad (7.41)$$

$$d\varphi/dz [w^2 A^{-1}(\rho'' - \rho')] + dp/dz [1 + w^2 A^2 \bar{\rho}] = -\bar{g} - \bar{\xi}, \quad (7.42)$$

$$d(\varphi \rho'' w)/dz = 8\pi \Lambda \Delta \text{Tr}^{-1} N^{2/3}, \quad (7.43)$$

$$d(w N_V)/dz = \rho_p \Pi D (\eta_p A)^{-1}, \quad (7.44)$$

gdzie

$$\bar{\rho} = [\partial \rho' / \partial p + \varphi (\partial \rho'' / \partial p - \partial \rho' / \partial p)].$$

7.3. Model przepływu rozwarstwowanego w opisie matematycznym procesu dławienia

Modelowanie przepływu rozwarstwowanego wymaga sformułowania równań (7.1)-(7.3) dla każdej fazy oddzielnie [31] lub przyjęcia równań wyjściowych (7.1), (7.2a), (7.3a) w postaci uwzględniającej rozwarstwienie faz [130]. W obu wypadkach, do prowadzenia przekształceń umożliwiających uzyskanie postaci równań przydatnej do rozwiązania numerycznego, wykorzystywane są zależności charakterystyczne dla tej formy przepływu dwufazowego

$$\dot{m} = \dot{m}' + \dot{m}'' = \varphi \rho'' w'' + (1 - \varphi) \rho' w', \quad (7.45)$$

$$G = \rho' w' (1 - \varphi) / (1 - x) = \rho'' w'' \varphi / x, \quad (7.46)$$

$$w''/w' = x \rho' (1 - \varphi) / \varphi \rho'' (1 - x). \quad (7.47)$$

Stopień suchości x i stopień zapełnienia przekroju φ związane są ze sobą zależnościami typu $x = x(\varphi, p)$. Po elementarnych przekształceniach można uzyskać dodatkowe równanie uzupełniające układ równań podstawowych

$$\partial x / \partial z = x \varphi^{-1} (\rho'' w'')^{-1} [\partial \varphi / \partial z (\rho'' w'') + \partial (\rho'' w'') / \partial z \varphi]. \quad (7.48)$$

Po uwzględnieniu równań (7.48) i (7.45)-(7.47) oraz przekształceń wykorzystanych w modelowaniu przepływu pęcherzykowego uzyskano, dla warunków ustalonych, postać układu równań przydatną do bezpośredniego rozwiązania numerycznego

$$\partial (w'' N_V) / \partial z = \rho_p \Pi D / \eta_p A, \quad (7.49)$$

$$\begin{aligned} \partial p / \partial z (1 + G^2 \bar{x} \bar{p}) + \partial p / \partial z (G^2 \bar{x} (\rho'' - \rho')) = \\ = \bar{g} - \bar{\xi} (x/\rho'' + (1-x)/\rho') m^2 \rho^{-2}, \end{aligned} \quad (7.50)$$

$$\begin{aligned} \partial p / \partial z (\partial h / \partial p)_x + (h'' - h') \partial x / \partial z - [x/\rho'' + \\ + (1-x)/\rho'] \partial p / \partial z = \bar{q}_z + \bar{\xi} G^2 \bar{x}, \end{aligned} \quad (7.51)$$

$$\partial p / \partial z = \partial \varphi / \partial z (\varphi^{-1} - 1) [(\partial \rho'' / \partial p) (\rho'' \varphi)^{-1}]^{-1}. \quad (7.52)$$

gdzie

$$\bar{x} = x^2 / \rho'^2 + (1-x)^2 / \rho'^2.$$

Wszystkie równania różniczkowe wchodzące w skład modeli matematycznych procesu dławienia mogą być przekształcone w inny niż zaproponowany przez autora sposób, pod kątem innych zmiennych decyzyjnych, których wybór może być uwarunkowany metodą rozwiązania, postacią zależności uzupełniających czy też przewidywaną metodą doświadczalnej weryfikacji.

W przypadku homogenicznego przepływu dwufazowego do dalszych rozwiązań i rozwiązania numerycznego przyjęto układ równań ze zmiennymi p i h , dla modelu pęcherzykowego p, h, N_v, x, φ , dla modelu rozwarstwowanego p, x, φ, N_v .

7.4. Diabatyczność procesu dławienia

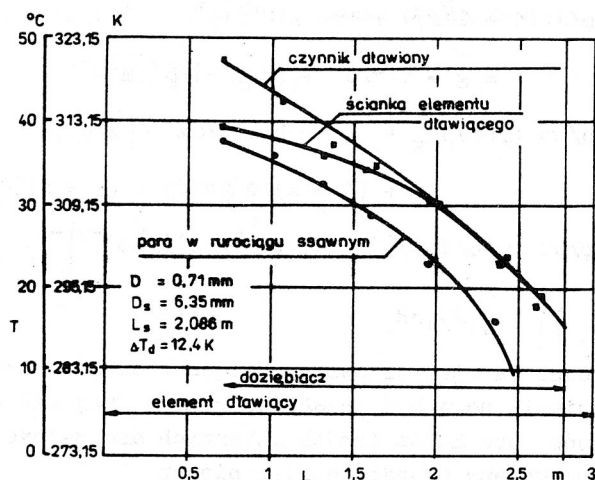
Rzeczywisty proces dławienia przebiega zawsze w warunkach wymiany ciepła bądź to z otoczeniem, bądź to w doziębiaczu. Przedstawione w punkcie 7 równania wyjściowe do opisu procesu przepływowego są słuszne zarówno dla procesów adiabatycznych $\dot{q}_z = 0$, jak i diabatycznych $\dot{q}_z \neq 0$. Do rozwiązania układów równań stanowiących model matematyczny procesu dławienia, konieczna jest znajomość wartości gęstości strumienia ciepła $\dot{q}_z$ [W/m] odniesionego do długości ogrzewanej lub oziębianej części elementu dławiącego.

7.4.1. Gęstość strumienia ciepła

Wartość gęstości strumienia ciepła tylko w szczególnych przypadkach jest wartością $\dot{q}_z = \text{const}$, dlatego też do pełnego opisu procesu wymiany ciepła należy w zasadzie określić

$$\dot{Q}_z = \int_{z_1}^{z_2} d\dot{Q}_z dz = \int_{z_1}^{z_2} D\dot{q}_z(z) dz. \quad (7.53)$$

Profil rozkładu strumienia ciepła ma podstawowe znaczenie przy określaniu zmian wartości parametrów przepływającego czynnika, a zwłaszcza



Rys. 16. Rozkład temperatur w doziewbiaczu określony na podstawie danych doświadczalnych [96]

Fig. 16. Temperature distribution in the subcooler determined based on experimental data [96]

$\varphi = \varphi(z)$ oraz $x = x(z)$. Należy jednak uwzględnić jeden z możliwych przypadków:

- nie zastosowano doziewbiania i dławienie odbywa się tylko przy wymianie ciepła z otoczeniem,
- zastosowanie doziewbiania - doziewbiana jest tylko część wylotowa elementu dławiącego (około 1/3). Takie rozwiązanie stosowane jest obecnie najczęściej,
- zastosowano doziewbianie i doziewbiana jest dowolna część elementu dławiącego.

Na rysunku 15 zaznaczono przykładowy rozkład temperatur w przypadku, gdy do dławionego czynnika chłodniczego dopływa tylko ciepło z otoczenia [80]. Początkowa faza dławienia jest ochładzana, a po wyrównaniu temperatur końcowa faza dławienia jest ogrzewana. Znając rozkład temperatur $T_R(z)$ oraz $T_A(z)$ oraz wartości współczynnika wnikania ciepła k_{RA} , gęstość strumienia ciepła można określić z zależności

$$\dot{q}_z = k_{RA} [T_R(z) - T_A(z)] . \quad (7.54)$$

Gdy w rozwiązaniu technicznym urządzenia chłodniczego zastosowano doziewbiacz, to określenie gęstości strumienia ciepła z analogicznego równania

$$\dot{q}_z = k_{RV} [T_R(z) - T_V(z)] \quad (7.55)$$

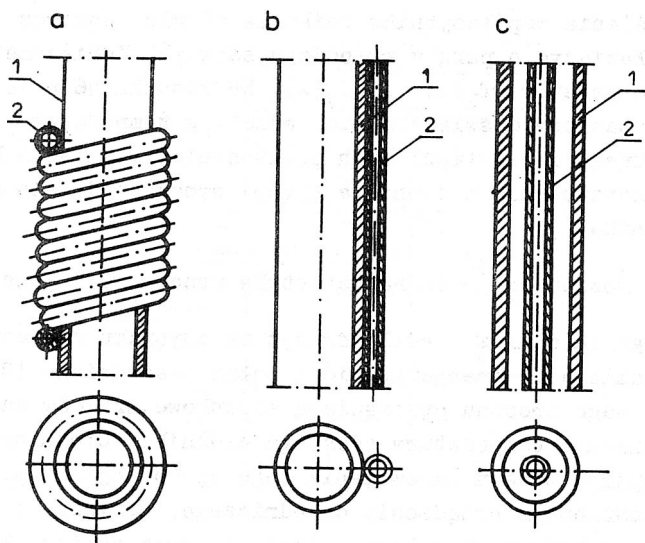
wymaga określania współczynnika wnikania ciepła, pomiędzy czynnikiem w elemencie dławiącym a parą w rurociągu ssawnym. Konieczne jest także określenie temperatur $T_R(z)$ i $T_V(z)$. Na rysunku 16 przedstawiono przykładowy, wyznaczony doświadczalnie, przebieg temperatur w doziębiaczu. Biorąc pod uwagę ilość (możliwych praktycznie) rozwiązań konstrukcji doziębiacza, korzystanie z równania (7.55) wymaga oddzielnego modelowania tego wymiennika.

7.4.2. Doziębacz - charakterystyka procesowa i konstrukcyjna

W obiegu chłodniczym realizowanym na czynniku roboczym R12 stosowanie doziębienia jest energetycznie w pełni uzasadnione [9], [83]. Za zastosowaniem tego procesu przemawiają dodatkowo względy ruchowe, takie jak np. obniżenie temperatury ciekłego czynnika chłodniczego przed zaworem regulacyjnym w celu zapewnienia jego spokojnej pracy. W typowym rozwiązaniu technicznym urządzenia chłodniczego, doziębacz jest wymiennikiem ciepła, w którym skroplony, ciekły czynnik obniża swoją temperaturę przez odprowadzenie ciepła do pary opuszczającej parowacz i zasysanej do sprężarki.

Inne rozwiązanie stosowane jest w urządzeniach z kapilarnym elementem dławiącym. Element dławiący wprowadzany jest na pewnej swojej długości do przewodu ssawnego sprężarki. W utworzonym w ten sposób przeciuprądowym wymienniku ciepła współdziałają termicznie: para w rurociągu ssawnym i czynnik dławiony w elemencie dławiącym. Ciepło nie jest zatem odbierane od cieczy przed rozpoczęciem procesu dławienia, jak to ma miejsce w klasycznym doziębiaczu, ale od dławionego czynnika w trakcie trwania procesu. Takie rozwiązanie konstrukcyjne wymiennika nie jest jedynym znanym i stosowanym w urządzeniach z kapilarnym elementem dławiącym. Konstrukcja wymiennika ulegała kolejnym modyfikacjom. Zmieniano sposób połączenia rurki kapilarnej z rurociągiem ssawnym a także, biorąc pod uwagę, że długość rurki kapilarnej jest średnio 2,5-3 razy większa od długości rurociągu ssawnego, miejsce usytuowania doziębiacza na długości rurki kapilarnej. Poszczególne wersje były przedmiotem badań i analiz, a wnioski służyły do opracowania kolejnych rozwiązań technicznych [20], [25], [95], [105], [117].

W pierwszych konstrukcjach chłodziarek, kapilarny element dławiący owijano bezpośrednio na rurociągu ssącym nie stosując żadnych dodatkowych trwałych połączeń (rys. 17a), następnie przylutowano element dławiący do rurociągu ssawnego (rys. 17b). Rozwiązanie takie stosowane jest m.in. w konstrukcjach radzieckich. W ostatnich latach powszechnie stosowany jest doziębacz, w którym element dławiący wprowadzany jest bezpośrednio do przewodu ssawnego (rys. 17c). To rozwiązanie, zapewniające najlepsze warunki wymiany ciepła, pociągało za sobą konieczność



Rys. 17. Sposoby łączenia elementu dławiącego z rurociągiem ssawnym:
1 - rurociąg ssawny, 2 - kapilarny element dławiący
Fig. 17. Methods of connecting the capillary throttling device with the
suction line, 1 - suction line, 2 - capillary throttling device

zmiany konstrukcji wlotu, elementu dławiącego, do parowacza. Długość wymiennika ciepła jest różna i w zależności od rozwiązania waha się w granicach 0,8–1,5 m, zależnie od długości przewodu ssawnego.

Doziębieniu poddawano stopniowo wszystkie części elementu dławiącego, a o wyborze miejsca decydowały przede wszystkim względy technologiczne. Początkowo doziębiano część wstępną elementu dławiącego, w której odbywa się przepływ jednofazowy [121]. Trudności technologiczne spowodowały, że w kolejnych konstrukcjach doziębiano odcinek środkowy, pozostawiając część wstępną i wylotową na działanie otoczenia [105], [106]. Z chwilą gdy wprowadzono element dławiący do rurociągu ssawnego, doziębienie objęło całą część wylotową. W produkcji przemysłowej, np. chłodziarek domowych, dominuje ten typ doziębiacza.

Wpływ wymiany ciepła na charakter procesu dławienia, wartość parametrów dławionego czynnika i parametrów pracy urządzenia chłodniczego, stanowi temat kilku prac doświadczalnych [20], [50], [67], [68], [95], [96], [105]. Wnioski formułowane po zakończeniu tych prac odnoszą się jednak tylko do wybranych wyników badań i komentują kierunek zmian wartości parametrów. Niewiele prac dotyczy teoretycznych opisów ilościowych czy też uwzględniania adiabatyczności przepływu w metodach obliczeniowych.

Na tle prezentowanych prac, szczególnie interesujące są prace [95], [96] obejmujące, obok badań wymiany ciepła, przykładowego rozwiązania doziębiacza, próby uwzględnienia adiabatyczności dławienia, przy określa-

niu stanów termodynamicznych dławionego dwufazowego czynnika na wykresach fazowych i mapach przepływu. Większość autorów [20], [67], [68], [95], [96] jest zgodna, że wpływ wymiany ciepła na charakter procesu dławienia jest dosyć złożony i nie można go uważać za jednoznacznie i w pełni opisany teoretycznie czy do końca zbadany eksperymentalnie.

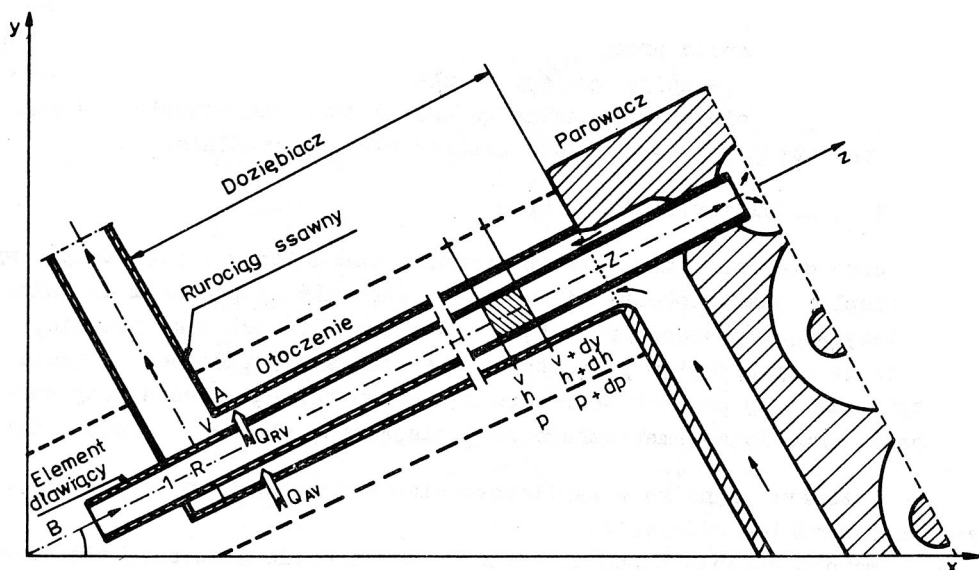
7.4.3. Model wymiennika ciepła

Proces dławienia dwufazowego czynnika chłodniczego, połączony z wymianą ciepła, jest procesem nietypowym i zupełnie niepodobnym do żadnego z klasycznych procesów przepływu dwufazowego takich jak: wrzenie, kondensacja czy przepływ przy stałych parametrach. Trudności na jakie napotyka się przy próbach teoretycznego opisu takiego procesu czy konstruowaniu modelu matematycznego uogólniającego, wynikają z faktu, że:

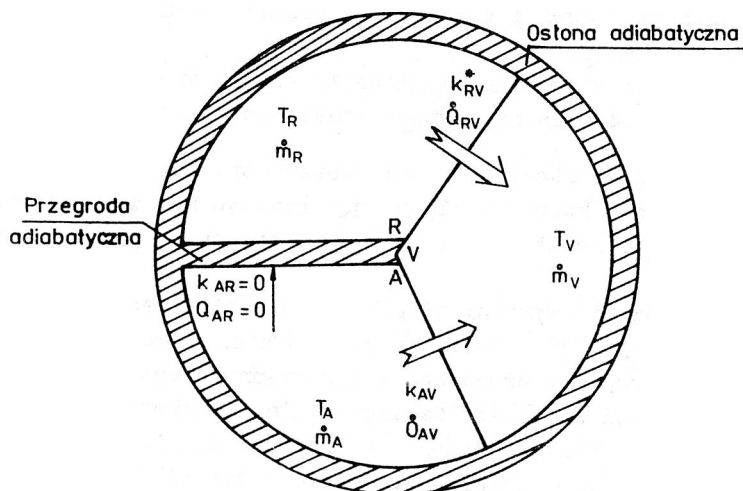
- przepływ czynnika w kapilarnym elemencie dławiącym odbywa się ze znacznym spadkiem ciśnienia,
- wzrost stopnia suchości czynnika w elemencie dławiącym nie może być rozpatrywany jako efekt oddziaływania termicznego, a wręcz przeciwnie, oddziaływanie termiczne hamuje proces parowania,
- nie można jednoznacznie określić stanu czynnika chłodniczego w elemencie dławiącym w chwili rozpoczęcia procesu doziębienia, tzn. na wlocie do wymiennika,
- brak izolacji termicznej wymiennika ciepła stwarza możliwość znacznego wpływu otoczenia na wartość modelowanych rozkładów temperatur.

W pracy [45] przedstawiono model teoretyczny takiego wymiennika ciepła - doziębiacza, który uwzględniając rzeczywiste warunki procesów umożliwia określenie rozkładu temperatur, a tym samym gęstości strumienia ciepła.

W celu modelowania wymiany ciepła w wymienniku, schematycznie przedstawionym na rys. 18, otoczenie potraktowano jako trzeci czynnik termodynamiczny i zaproponowano model trójczynnika wymiennika ciepła [94], [111]. Model zastępczy takiego wymiennika przedstawia rys. 19. Według oznaczeń na rysunku, czynnik R współdziała termicznie z czynnikiem V, czynnik A współdziała termicznie z czynnikiem V, natomiast bezpośrednie współdziałanie czynników R i A jest niemożliwe. Oprócz jednowymiarowości przepływu założono, że czynnik dławiony w elemencie kapilarnym zaczyna odparowywać na wlocie do wymiennika ciepła, a przemiana dławienia odbywa się po krzywej FANNO. Rurociągiem ssawnym płynie z parowacza para przegrzana czynnika z pomijalnie małymi stratami ciśnienia.



Rys. 18. Schemat wymiennika ciepła - doziębacz
Fig. 18. Diagram of a heat exchanger - subcooler



Rys. 19. Zastępczy model wymiennika ciepła
Fig. 19. Substitute model of a heat exchanger

Wykorzystując I zasadę termodynamiki oraz równanie Pecleta dla trzech układów adiabatycznych przedstawionych na rys. 19, można zapisać następujący układ równań [45]:

$$\dot{m}_R(dh_R - v_R dp) = k_{RV}(T_R - T_V)dz, \quad (7.56)$$

$$\dot{m}_V(dh_V - v_V dp) = [k_{RV}(T_R - T_V) + k_{AV}(T_A - T_V)]dz, \quad (7.57)$$

$$\dot{m}_A(dh_A - v_A dp) = k_{AV}(T_A - T_V)dz, \quad (7.58)$$

który po uwzględnieniu założeń przyjmuje postać:

$$dT_R/dz \dot{m}_R [(\dot{m}_R/A)^2 v_R dv_R/dT_R + dh_R/dT_R] = k_{RV}(T_R - T_V), \quad (7.59)$$

$$dT_V/dz \dot{m}_V c_{pV} = k_{RV}(T_R - T_V) + k_{AV}(T_A - T_V), \quad (7.60)$$

$$dT_A/dz \dot{m}_A c_{pA} = k_{AV}(T_A - T_V). \quad (7.61)$$

Zmianę entalpii oraz objętości właściwej dwufazowego czynnika w kapilarnym elemencie dławiącym (7.57) można z pewnym przybliżeniem opisać zależnościami aproksymacyjnymi

$$h_R = h_R(T_R, (w_{R1}/v_{R1})^2),$$

$$v_R = v_R(T_R, (w_{R1}/v_{R1})^2).$$

Postać tych funkcji oraz wartości współczynników równań aproksymujących [45] określono na podstawie wyników analizy teoretycznej, modelowania procesu dławienia oraz wyników badań doświadczalnych [50], metodą analizy regresji wielokrotnej [120]. Po uwzględnieniu wyników aproksymacji i przekształceniach równania (7.59) otrzymano

$$dT_R/dz \dot{m}_R [(w_{R1}/v_{R1})^2 E_0 E_3 + F_1] = k_{RV}(T_R - T_V). \quad (7.62)$$

Wartości współczynników podano w tabeli 2.

Rozwiązaniem układu równań (7.60)-(7.62) względem zmiennej T_V będzie równanie różniczkowe drugiego rzędu

$$d^2 T_V/dz^2 + [k_{RV}/W_R + (k_{RV} + k_{AV})/W_V + k_{AV}/W_A]dT_V/dz + \theta_1 k_{RV} k_{AV}(T_V - \theta_2), \quad (7.63)$$

gdzie:

$$W_R = \dot{m}_R [(w_{R1}/v_{R1})^2 E_0 E_3 + F_1],$$

$$W_F = \dot{m}_V c_{pV},$$

$$W_A = \dot{m}_A c_{pA},$$

$$\theta_1 = (W_R + W_V + W_A)/W_R W_V W_A,$$

$$\theta_2 = (W_R T_{R1} + W_V T_{V2} + W_A T_{A2})/(W_R + W_V + W_A).$$

Jeśli się założy, że temperatura otoczenia pozostaje stała $T_A = \text{idem}$ oraz $W_A = \infty$, to z równania (7.63)

$$T_V = T_A + \bar{\Psi}_V \left[(\bar{k}_R + \bar{k}_V - \lambda_2 \bar{W}_V) e^{\lambda_1 z} - (\bar{k}_R + \bar{k}_V - \lambda_1 \bar{W}_V) e^{\lambda_2 z} \right]$$

gdzie:

$$\bar{k}_R = k_{RV}(T_{R1} - T_{V2}),$$

$$\bar{k}_V = k_{AV}(T_A - T_{V2}),$$

$$\bar{W}_V = W_V(T_{V2} - T_A),$$

$$\bar{\Psi}_V = (2W_V(\varphi_V - \Psi_V)^{0,5})^{-1},$$

$$\lambda_1 = \varphi_V + (\varphi_V^2 - \Psi_V)^{0,5},$$

$$\lambda_2 = \varphi_V - (\varphi_V^2 - \Psi_V)^{0,5},$$

$$\varphi_V = -0,5(k_{RV}/W_R + k_{RV}k_{AV}/W_V),$$

$$\Psi_V = k_{RV}k_{AV}/W_R W_V.$$

Zależność (7.42) pozwala na wyznaczenie temperatury pary czynnika chłodniczego w przewodzie ssawnym w granicach wymiennika ciepła, jeżeli znane są współczynniki przenikania ciepła k_{RV} oraz k_{AV} . Współczynniki te określono na podstawie zależności podawanych w literaturze [34], [78], [92], a współczynniki wnikania ciepła α [$W/m^2 \cdot K$] na podstawie kryterium Nusselta [34]. Współczynnik wnikania ciepła α_V dla pary w rurociągu ssawnym określono z równania

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4} (D_S/D)^{0,45}. \quad (7.65)$$

Wartość współczynnika α_A na drodze konwekcji naturalnej po stronie otoczenia określono z zależności [34]

$$Nu = m(Gr Pr)^n, \quad (7.66)$$

gdzie: m, n - stałe zależne od charakteru ruchu.

Wartość współczynnika α_R po stronie czynnika w elemencie dławiącym

$$Nu = Nu' 6150 \left[(v'' \dot{q}_{RV}/rw)(v/v'')^{1,45} (r/c_{pR} T_R)^{0,333} \right]^{0,7}. \quad (7.67)$$

Prawidłowość doboru wzorów obliczeniowych sprawdzono doświadczalnie i porównano z danymi eksperymentalnymi również innych autorów [45], [50], [65], [66], [106], [119]. Wyniki porównania przedstawiono na rys. 20 i 21. Na rysunku 22 przedstawiono przykładowe zmiany temperatury pary czynnika w rurociągu ssawnym przy różnych temperaturach otoczenia [45], [50].

Tabela 2

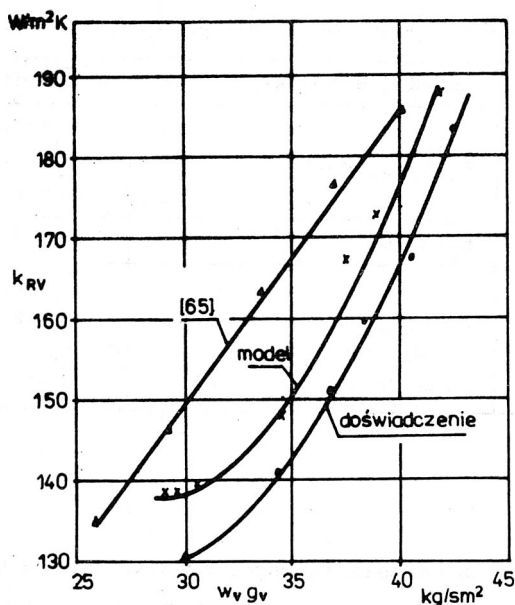
Wartości współczynników E_0, E_1, F_1 . [45]

Współczynnik	Równanie aproksymujące	Wartości stałych
E_0	$E_0 = A_1 T_{R1}^3 + A_2 / C + A_3 / C$	$A_1 = -2.399 \cdot 10^{-4}$ $A_2 = 3.387 \cdot 10^8$ $A_3 = 1.950 \cdot 10^7$
E_1	$E_1 = A_4 / C$	$A_4 = 1.406 \cdot 10^4$
F_1	$F_1 = B_1 T_{R1}^3 + B_2 \sin C + B_3 \sin 3C + B_4 / \lg C$ $C = (w_{R1} / v_{R1})^2$	$B_1 = 9.177$ $B_2 = 2.608 \cdot 10^8$ $B_3 = 1.186 \cdot 10^8$ $B_4 = 4.495 \cdot 10^9$

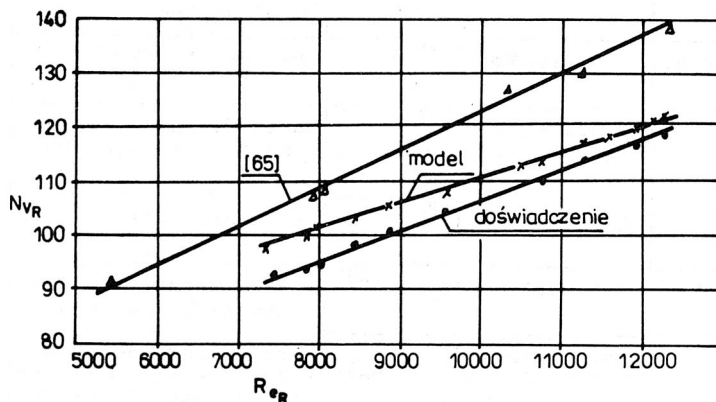
Tabela 3

Zależności do określania współczynnika oporów tarcia

Autor, poz. bibliograf.	Zależność	Uwagi
Mattarolo L. [89,90,91]	$\xi = 0.3164 \cdot Re^{-0.25}$	Na podst. badań eksper. wsp. tarcia proponuje się zwiększyć o 25% $\mu = \mu' + x(\mu'' - \mu')$
Stoecker W.F. [115]	$\xi = 0.3164 \cdot Re^{-0.25}$	$\mu = \mu' + x(\mu'' - \mu')$
Koizumi H. Yokoyama K. [41]	$\xi = 0.3164 \cdot Re^{-0.25}$	Wartości sprawdzone dośw. dla czynnika R22
Backstrom M. [8]	$\xi = 0.3164 \cdot Re^{-0.25}$	$\mu = \mu' + x(\mu'' - \mu')$
Sutyryna T.M. [117]	$\xi = 0.0032 + 0.221 \cdot Re^{-0.237}$	Sprawdz. dośw. dla R22 i krótkich elem. dław.
Cooper L. Chu C. Briskeu K. [21]	$\xi = 0.791 \cdot Re^{-0.25}$ $Re = Re' + 0.5 \cdot x \cdot (Re'' - Re')$	Wart. sprawdz. dośw. dla R22. Poprawka na liczbę Re mniejsza ξ ok. 25%
Kujpers L.J. [70]	$\xi^{-0.5} = -21 \lg [0.2695 \Delta / D + 2.51 Re^{-1} \xi^{-0.5}]$	Zależność uzyskana z f. Colebrooka i sprawdzona dla R12
Pate M. Tree D. [96]	$\xi = 0.349 \cdot Re^{-0.47}$	$\mu = (x v'' \mu'' + (1-x) v' \mu') / v$

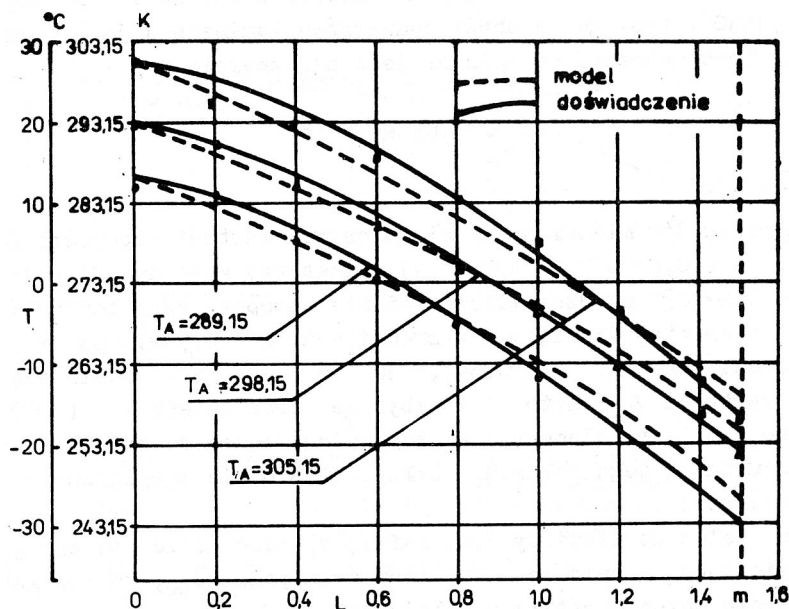


Rys. 20. Zmiany współczynnika przenikania ciepła k_{RV} w funkcji gęstości strumienia pary w przewodzie ssawnym
 Fig. 20. Changes of overall heat transfer coefficient k_{RV} in the function of vapour mass flux density in the suction line



Rys. 21. Zależność $Nu_R = Nu_R(Re_R)$ po stronie czynnika w elemencie dławiącym
 Fig. 21. The dependence $Nu_R = Nu_R(Re_R)$ on the side of the refrigerant in the throttling device

Uzyskana zależność na rozkład temperatury pary $T_v(z)$ może być bezpośrednio wprowadzona do wzoru (7.55), a następnie do modeli matematycznych przedstawionych w rozdz. 7.1-7.3.



Rys. 22. Zmiany temperatur pary czynnika w rurociągu ssawnym przy różnych temperaturach otoczenia
 Fig. 22. Changes in refrigerant vapour temperature in the suction line at various ambient temperatures

7.5. Model współczynnika oporów tarcia

Do rozwiązania modeli matematycznych opisujących proces dławienia dwufazowego czynnika konieczna jest znajomość i jednoznaczne określenie zależności opisujących współczynnik oporów tarcia. Literatura dotycząca tego zagadnienia jest niezwykle obszerna ([2],[3],[4],[8],[21],[40],[41],[70],[89],[90],[96],[115],[117]) i w praktyce każdy autor zajmujący się procesem dławienia proponuje swoje zależności zarówno analityczne, jak i ustalone na podstawie danych doświadczalnych.

Wielu autorów [8],[41],[89],[90],[115] proponuje, aby przyjmując model homogeniczny przepływu dwufazowego, współczynnik oporów tarcia wyznaczyć na podstawie zależności spotykanych w hydrodynamice przepływów jednofazowych, określając własności fizyczne dwufazowego czynnika z równań typowych dla mieszanin. Do obliczenia występującego w kapilarnych elementach dławiających przepływu burzliwego i przejściowego, proponowane jest najczęściej skorzystanie z zależności Blasiusa

$$\xi = 0,3164 \text{Re}^{-0,25}. \quad (7.68)$$

Zależność tę należy stosować do przewodów hydraulicznie gładkich [2], [75], [110], tzn. gdy grubość podwarstwy laminarnej jest większa od wartości chropowatości, co opisane jest zależnością

$$\bar{\Delta} \leq 17,85 \operatorname{Re}^{0,875}, \quad (7.69)$$

gdzie: $\bar{\Delta} = \Delta/D$. (7.70)

Dla przewodów miedzianych, ciągnionych, wartość chropowatości bezwzględnej $\Delta = 0,8 \cdot 10^{-6}$ m [27], [34]. Niektórzy autorzy [2] podają wartość $\Delta = 0,2 \cdot 10^{-6}$ m. Szczegółowe badania chropowatości bezwzględnej kapilarnych elementów dławiających o średnicach $D = 0,7-2,0$ mm wykonanych z miedzi, dały wartość $\Delta = 0,6-1,1 \cdot 10^{-6}$ m [26], [40]. Jeśli się uwzględni wartości Δ , wartości liczby Re oraz zależności (7.69) oraz (7.70), to kapilarny element dławiający można uważać za hydraulicznie gładki. Słuszność tego założenia była wielokrotnie weryfikowana przez różnych autorów.

Jeżeli element dławiający jest zwinięty, najczęściej ze względów technologicznych, w spiralę o średnicy zwinięcia D_{zw} , to współczynnik oporów tarcia można określić z zależności

$$\xi_{zw} = \xi_1 + \xi_1 \delta. \quad (7.71)$$

Współczynnik poprawkowy δ , uwzględniający wpływ krzywizny drogi przepływu na współczynnik oporów tarcia ξ_1 uzyskiwany w przewodzie prostym o tej samej długości, autor proponuje [49] wyznaczyć z zależności

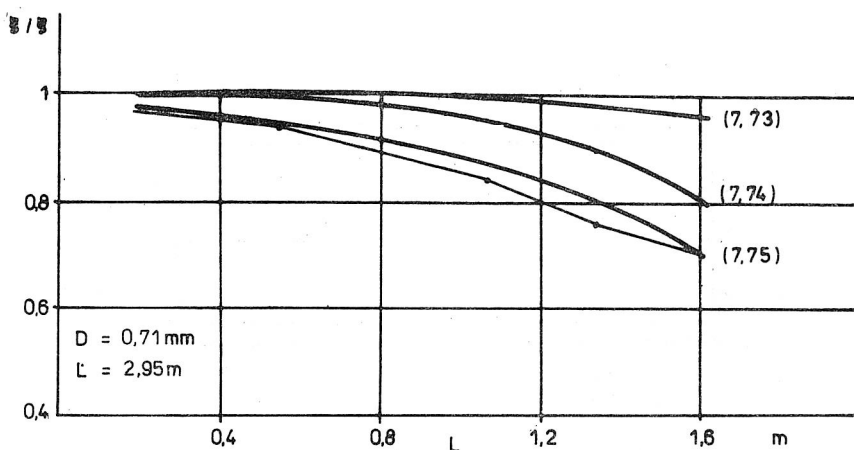
$$\delta = c_1 \operatorname{Re}^{c_2 (D/D_{zw})^{c_3}}, \quad (7.72)$$

gdzie:

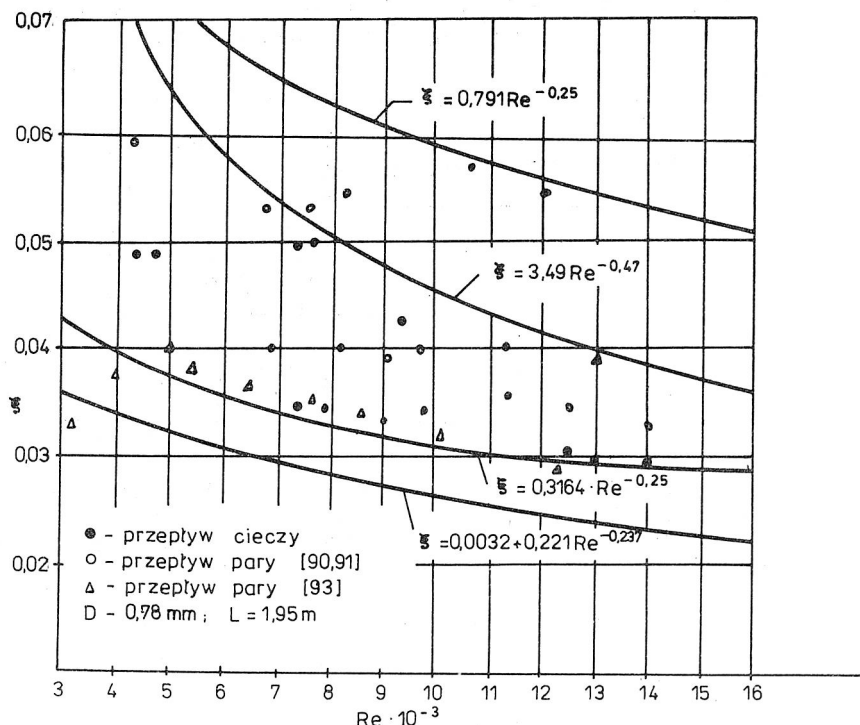
$$c_1 = 2,069, \quad c_2 = 0,049, \quad c_3 = 0,979.$$

Wartość współczynnika oporów tarcia ξ_{zw} , określana za pomocą zależności (7.71) i (7.72), jest około 20-30% wyższa od współczynnika oporów tarcia ξ_1 dla przewodu prostego.

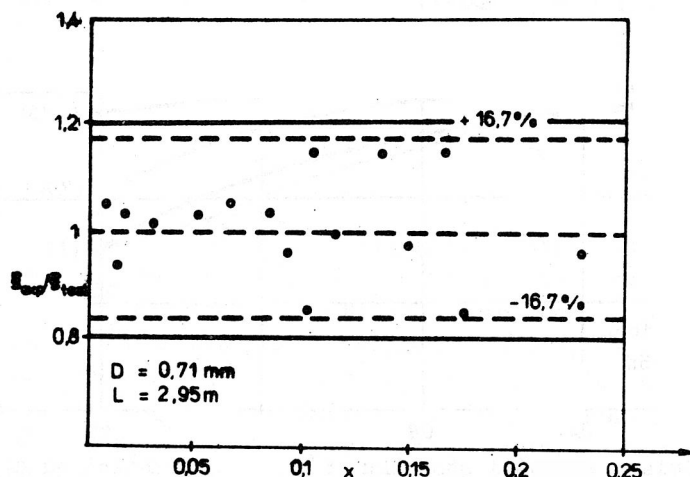
W tabeli 3 przedstawiono proponowane przez różnych autorów zależności opisujące współczynnik oporów tarcia w elementach kapilarnych. Jak wynika z przedstawionego zestawienia, jednym z podstawowych problemów jest jednoznaczne określenie dynamicznego współczynnika lepkości czynnika dwufazowego. Zmiany wartości dynamicznego współczynnika lepkości czynnika dwufazowego w porównaniu ze współczynnikiem lepkości cieczy spowodowane są rosnącym udziałem fazy gazowej o mniejszym współczynniku lepkości, co powoduje zmniejszenie współczynnika oporów tarcia. Podczas obliczania dynamicznego współczynnika lepkości dobrze jest skorzystać z następujących zależności:



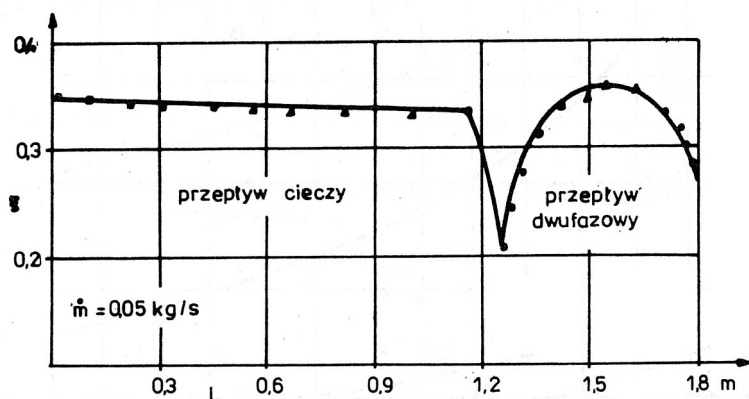
Rys. 23. Zmiany wartości stosunku ξ' / ξ w zależności od długości elementu dławiącego i przyjętych zależności analitycznych
 Fig. 23. Changes of value ξ' / ξ depending on the throttling device length and the assumed analytical dependences



Rys. 24. Porównanie wyników badań eksperymentalnych współczynnika ξ z wartościami analitycznymi
 Fig. 24. Results of experimental studies on the coefficient ξ compared with analytical values



Rys. 25. Zmiany wartości stosunku $\xi_{\text{dos}}/\xi_{\text{teor}}$ w funkcji stopnia suchości dwufazowego czynnika w elemencie dławiącym [96]
 Fig. 25. Changes of the $\xi_{\text{exp}}/\xi_{\text{theor}}$ in the function of rate of saturation in the throttling devices [96]



Rys. 26. Zmiany wartości ξ wzdłuż elementu dławiącego dla czynnika R12 w funkcji stopnia suchości [93]
 Fig. 26. Changes of the value ξ along throttling device for refrigerant R12 plotted basing on experimental data [93]

$$\mu = \mu' + x(\mu'' - \mu'), \quad (7.73)$$

$$1/\mu = x/\mu'' + (1 - x)/\mu', \quad (7.74)$$

$$\mu = (x\mu''v'' + (1 - x)\mu'v')/v. \quad (7.75)$$

Na rysunku 23 przedstawiono porównanie wartości μ uzyskiwanych z zależności (7.73)–(7.75) wykorzystywanych do określania współczynnika oporów tarcia, a na rys. 24–26 porównanie uzyskiwanych wartości analitycznych z rezultatami doświadczeń.

Dla struktury pęcherzykowej przepływu dwufazowego, w pracy [88] zaproponowano i sprawdzono [81] następujący sposób określania współczynnika oporów tarcia:

$$\xi_p = \xi \mu_p, \quad (7.76)$$

gdzie współczynnik poprawkowy dla rzeczywistego przepływu pęcherzykowego μ_p określony jest zależnością

$$\begin{aligned} \mu_p = & ((1 - 0,78 \varphi)(1 - \exp(-2,2 \text{Fr}^{0,5})) - \\ & - 0,22(1 - \exp(-15 \rho^{\text{se}})))/(1 - \varphi), \end{aligned} \quad (7.77)$$

w której

$$\rho^{\text{se}} = \rho''/\rho', \quad \text{Fr} = w^2/gD.$$

W proponowanej zależności rzeczywiste własności fizyczne dwufazowego czynnika określone są wartościami ρ'' , ρ' , φ , w .

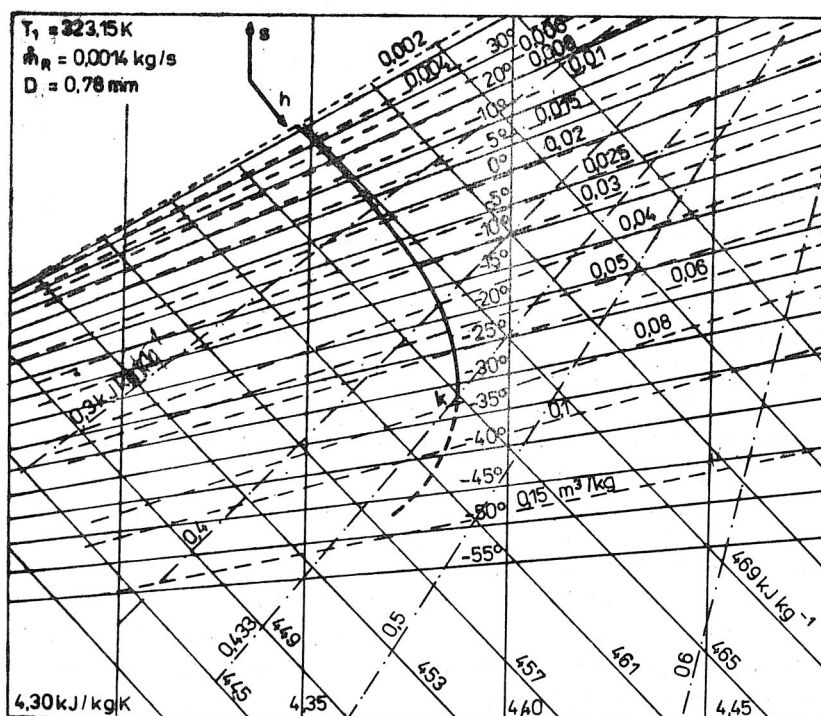
W proponowanych w punkcie 7 modelach matematycznych procesu dławienia, do określania współczynnika oporów tarcia dla modelu homogenicznego wykorzystano zależność (7.68), w której współczynnik lepkości wyznaczono ze wzoru (7.75). W modelu pęcherzykowym przepływu dwufazowego wprowadzono poprawkę (7.77), a w modelu rozwarstwionym wartość współczynnika poprawkowego określono z uwzględnieniem poślizgu międzyfazowego.

7.6. Warunki powstawania przepływów krytycznych

Na możliwość występowania warunków przepływu krytycznego podczas dławienia czynników chłodniczych w kapilarnych elementach dławiących, zwrócono uwagę podczas prac doświadczalnych [14], [93], [121], [131]: Zauważono wtedy zjawisko tzw. "zatykania się" kapilarnego elementu dławiącego, tzn. zwiększenie strumienia ziębnika na wlocie do elementu nie powodowało dalszego obniżenia temperatury wylotowej ani wzrostu strumienia czynnika na wylocie. Uniemożliwiało to osiągnięcie dowolnie niskich ciśnień i temperatury wylotowej przy zadanych wartościach strumienia czynnika i średnicy przewodu. Występowanie warunków przepływu krytycznego było również przedmiotem analiz teoretycznych [7], [108], [109] [97], [53].

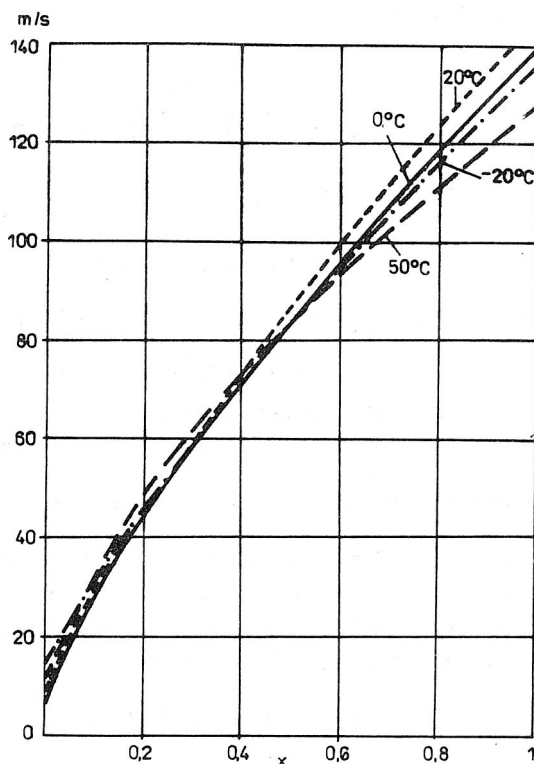
Wielu autorów [9], [16], [129], [132], [133] zwraca uwagę na pewne analogie pomiędzy przepływem gazu a przepływem odparowującej cieczy w długim przewodzie o stałym przekroju poprzecznym, gdy uwzględni się siły tarcia i adiabatyczność przepływu. W obu wypadkach może wystąpić zjawisko tzw. kryzysu przepływu. W krytycznym punkcie przepływu entropia osiąga swoją maksymalną wartość, co wskazuje m.in. na niemożliwość dalszego wzrostu prędkości przepływu, niezależnie od zmniejszania ciśnienia lub prędkości za wylotem przewodu. Zjawisko to, niezwykle istotne z

punktu widzenia działania kapilarnych elementów dławiących, wymaga uwzględnienia już na etapie obliczania i projektowania tych elementów. Model matematyczny, będący podstawą metody obliczeniowej, powinien określać warunki powstania przepływu krytycznego, a z jego opisu powinna wynikać możliwość obliczania wartości krytycznej prędkości przepływu, krytycznej średnicy elementu dławiącego i krytycznego strumienia czynnika, jaki może przepłynąć przy wymaganych parametrach czynnika i parametrach geometrycznych elementu.



Rys. 27. Linia FANNO dla dławienia czynnika chłodniczego
Fig. 27. FANNO line for the throttling refrigerant

Punktem wyjściowym do analiz teoretycznych jest najczęściej przebieg krzywej FANNO wykreślany dla dławionego czynnika w elemencie kapilarnym. Kształt tej krzywej, zależny od wartości $\dot{m}_R/A$ i będący odwzorowaniem geometrycznym stanów czynnika w wybranym układzie zmiennych, wskazuje wyraźnie na możliwość występowania przypadków przepływu krytycznego [9], [53]. Na rysunku 27 przedstawiono przebieg krzywej FANNO dla dławienia dwufazowego czynnika R12, wyznaczony na podstawie modelu teoretycznego procesu dławienia [53]. Prezentowane w literaturze zależności teoretyczne były niejednokrotnie wykorzystywane, jako warunki brzegowe, do obliczania i projektowania kapilarnych elementów dławiących.



Rys. 28. Zmiany wartości prędkości dźwięku dla homogenicznego modelu przepływu dwufazowego czynnika R12 w funkcji stopnia suchości
 Fig. 28. Changes in sound velocity value for a homogeneous model of the two-phase flow of the refrigerant R12 in rate of saturation function

cych, np. obliczania krytycznego strumienia masy dławionego czynnika [131], krytycznego spadku ciśnienia [1], czy średnicy elementu dławiącego [51], [54].

Krytyczne warunki przepływu pojawiają się w chwili, gdy wzrastająca prędkość odparowującego dwufazowego czynnika osiągnie wartość prędkości dźwięku, przy danych parametrach czynnika. Wykorzystywane praktycznie zależności określające wartości prędkości krytycznej [7], [98] pozostają w ścisłym związku z przyjętym modelem struktury przepływu dwufazowego i sposobem jego modelowania. Wykorzystując prezentowane w pracy modele procesu dławienia, wartość prędkości krytycznej można określić wprost z równań ogólnych [9], [132], [133]

$$a = (\partial p / \partial \rho)_s^{0,5} \quad (7.54)$$

lub

$$a = \left[- \frac{1}{\rho^2 (\partial v / \partial p)_s} \right]^{0,5}. \quad (7.55)$$

Jeżeli się uwzględni, że

$$v = v(p, s) \quad (7.56)$$

i

$$(\partial v / \partial s)_p = [v''(p) - v'(p)] / [s''(p) - s'(p)] = \bar{\varphi}_s, \quad (7.57)$$

to

$$(\partial v / \partial p)_s = \bar{\varphi}_s \Psi_s, \quad (7.58)$$

gdzie

$$\begin{aligned} \Psi_s = & \partial v' / \partial T + x(\partial v'' / \partial T - \partial v' / \partial T) - \\ & - \varphi_s [\partial s' / \partial T + x(\partial s'' / \partial T - \partial s' / \partial T)]. \end{aligned} \quad (7.59)$$

Korzystając z zależności opisujących własności czynnika na liniach nasycenia (zał. 1), na rys. 28 przedstawiono zmiany wartości prędkości krytycznej w zależności od stopnia suchości czynnika dwufazowego.

7.6.1. Krytyczna średnica elementu dławiącego

Przebieg linii FANNO zależy od gęstości strumienia substancji $\dot{m}_R/A$ [7], a tym samym położenie punktu krytycznego i ustalenie krytycznych warunków przepływu zależy również od tego parametru. Krytyczną wartość strumienia substancji określa zależność

$$(\dot{m}/A)_{kr} = \rho a = \rho (\partial p / \partial \rho)_s^{0,5} \quad (7.60)$$

lub

$$(\dot{m}/A)_{kr} = (-1 / (\partial v / \partial p)_s)^{0,5}. \quad (7.61)$$

Po przekształceniach i wykorzystaniu zależności podanych w punkcie 7.6 uzyskano zależność na wartość średnicy krytycznej elementu dławiącego, przy której może przepłynąć zadana ilość czynnika o ustalonych parametrach początkowych

$$D_{kr} = (4\dot{m} / \pi (-1 / (\partial v / \partial p)_s)^{0,5})^{0,5} \quad (7.62)$$

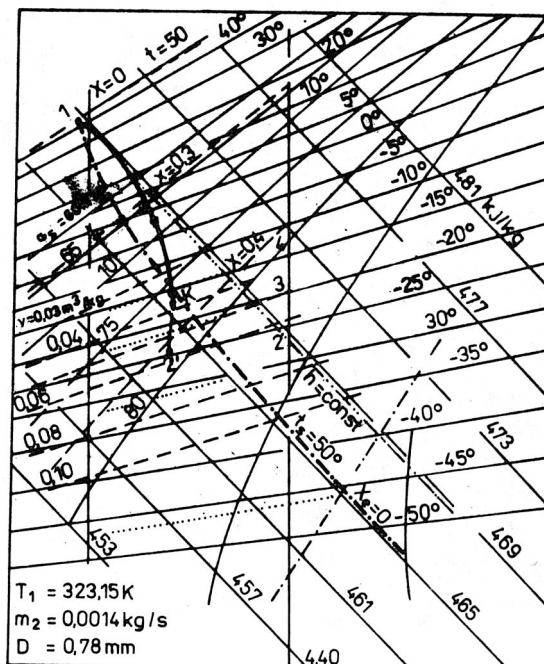
lub zależność na wartość krytycznego strumienia czynnika, który może przepłynąć przy zadanej średnicy elementu

$$\dot{m}_{kr} = (-\pi^2 D^4 / 16 (\partial v / \partial p)_s)^{0,5}. \quad (7.63)$$

Proponowane zależności wiążą ze sobą średnicę elementu dławiącego i strumień dławionego czynnika. Dla prawidłowo zaprojektowanego elementu dławiącego powinien być spełniony warunek $D \geq D_{kr}$ lub $\dot{m} \leq \dot{m}_{kr}$, co wiąże się bezpośrednio z możliwością uzyskiwania niskich temperatur wylotowych i wysokich wartości strumienia dławionego czynnika.

Dobór odpowiedniej średnicy elementu dławiącego ma bardzo istotne znaczenie w konstrukcjach obecnie stosowanych, zwłaszcza że rozwój

sprzętu chłodniczego idzie w dwóch kierunkach: wzrostu użytecznej pojemności chłodziarek (przy jednocześnie oferowanych niskich temperaturach w komorze NT przewidywanej do zamrażania produktów) oraz oferowania na rynek zamrażarek o dużej pojemności.

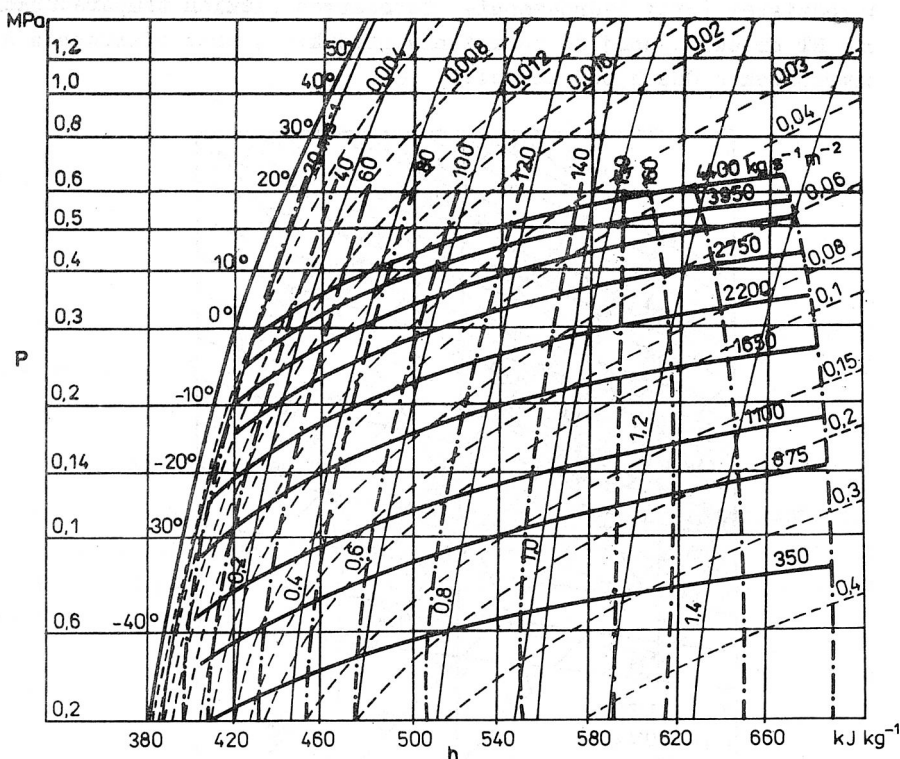


Rys. 29. Linia przepływu krytycznego i prędkości dźwięku dla dławienia czynnika R12

Fig. 29. Critical flow line and sound velocity for throttling refrigerant R12

W obu wypadkach chodzi o osiągnięcie stosunkowo dużej wydajności ziębienia przy niższych, niż dotychczas stosowane, temperaturach odparowującego czynnika. Niewątpliwie zalety kapilarnych elementów dławiących spowodowały coraz powszechniejsze ich zastosowanie w klimatyzacji i to do dosyć dużej, jak na to rozwiązanie techniczne, wydajności. Wiąże się to z koniecznością zasilania parowaczy dużą ilością czynnika i tym samym zagwarantowania odpowiedniej przepustowości elementu.

Na rysunkach 29 i 30 przedstawiono przebieg linii przepływów krytycznych i prędkości krytycznej na wykresie $h-s$ oraz $p-h$, których analiza może być przydatna do wstępnej oceny przepustowości elementu.



Rys. 30. Linie przepływów krytycznych dla czynnika R12
Fig. 30. Lines of critical flows for the refrigerant R12

CZĘŚĆ III. ROZWIĄZANIE PROBLEMU I ANALIZA UOGÓLNIAJĄCA

8. Metoda rozwiązywania modeli matematycznych

Przedstawione modele matematyczne procesu dławienia, niezależnie od przyjętego modelu struktury dwufazowej, mają jednolitą postać, tzn. w każdym przypadku jest to układ równań różniczkowych, opisujących zmianę wybranych parametrów po długości elementu dławiącego, w postaci bezpośrednio przydatnych do oprogramowania

- dla modelu homogenicznego:

$$dp/dz = dp/dz(p, h, \dot{m}_R, D, \dots) \quad (8.1)$$

$$dh/dz = dh/dz(p, h, \dot{m}_R, D, \dots) \quad (8.2)$$

- dla modelu pęcherzykowego:

$$dp/dz = dp/dz(p, h, N_V, \dot{m}_R, D, w, \varphi) \quad (8.3)$$

$$dh/dz = dh/dz(p, h, N_V, \dot{m}_R, D, w, \varphi) \quad (8.4)$$

$$dN_V/dz = dN_V/dz(p, h, N_V, \dot{m}_R, D, w, \varphi) \quad (8.5)$$

$$d\varphi/dz = d\varphi/dz(p, h, N_V, \dot{m}_R, D, w, \varphi) \quad (8.6)$$

- dla modelu rozwarstwowanego:

$$dp/dz = dp/dz(p, x, N_V, \dot{m}_R, D, \varphi) \quad (8.7)$$

$$dx/dz = dx/dz(p, x, N_V, \dot{m}_R, D, \varphi) \quad (8.8)$$

$$d\varphi/dz = d\varphi/dz(p, x, N_V, \dot{m}_R, D, \varphi) \quad (8.9)$$

$$dN_V/dz = dN_V/dz(p, x, N_V, \dot{m}_R, D, \varphi) \quad (8.10)$$

Jako wartości początkowe do rozwiązania modeli matematycznych użyto:

- początkowe ciśnienie czynnika wynikające z temperatury kondensacji T_k lub z temperatury dochłodzenia T_d ,
- początkową wartość entalpii h_0 czynnika na wlocie do elementu dławiącego uwzględniającą energię kinetyczną strumienia,
- objętościową koncentrację pęcherzyków $N_V = 0$,
- stopień suchości pary $x = 0$,
- stopień zapełnienia przekroju $\varphi = 0$.

Wykorzystano również zależności określające gęstość ρ_p oraz częstotliwość powstawania η_p pęcherzyków parowych [76], [88].

Przedstawione układy równań różniczkowych można rozwiązać metodami całkowania numerycznego, przebiegającego według różnicowego wzoru pochodnej [10]. Jest to jednak całkowanie przybliżone ze względu na skończoną wielkość kroku całkowania. Stosowane przy całkowaniu numerycznym metody zwiększające dokładność obliczeń (metoda Heuna czy Rungego-Kutty są niewątpliwie skuteczne, ale i one wnoszą błędy, szczególnie gdy występuje duża zmienność pochodnej dy/dx [10], [74].

Cechą charakterystyczną procesu dławienia w elementach kapilarnych jest właśnie znaczna zmienność pochodnej po długości elementu. W końcowej fazie procesu dławienia, gdy prędkość dwufazowego czynnika osiąga wartości bliskie prędkości dźwięku, wartości pochodnych d/dz są bardzo duże, tzn. są one 10^3 razy większe od wartości w początkowych odcinkach modelowanego elementu. Utrudnia to dodatkowo procedurę całkowania. Biorąc pod uwagę, że w tym szczególnym przypadku stałość kroku całkowa-

Tabela 4

Porównanie wyników obliczeń

Lp.	D	T _K	$\dot{m}_{R_3}$ *10 ³	T_O °C czas obliczeń s.					T_O (dgśw.) °C
				krok stały Δz m			krok elast. Δz m, ΔT °C		
				0.1	0.01	0.001	Δz≤0.05 ΔT≤0.2	Δz≤0.01 ΔT≤0.1	
	mm	°C	kg/s						
1	0.64	41	0.513	-59.5 3.5	-83.1 27	-24.4 260	-23.6 32	-23.6 59	-24
2	0.91	41	1.43	-79.8 3	-26.6 23	-28.6 220	-16.1 26	-16.1 50	-16
3	1.07	32	1.84	-53.8 3	-32.4 23	-19.4 220	-19.2 25	-19.1 46	-18.5
4	1.37	49	4.88	-60.2 3	-14.6 23	-4.6 220	-3.6 24	-3.6 46	-3
5	1.54	26	6.25	-65.2 2	-17.3 11	-8.6 100	-7.2 14	-7.2 26	-7

Tabela 5

Parametry geometryczne badanych elementów dławiących

Średnica wewnętrzna	Długość
0.64; 0.74	3; 3.5; 4; 4.5; 5
0.91	2.5; 3; 5.5
1.07	2; 3; 5
1.3	2.8;
1.37	1.2; 3; 4.2
1.54	3
2.3	3

nia nie zagwarantuje wymaganej dokładności rozwiązania lub też znacznie wydłuży czas pracy komputera, proponuje się zastosowanie metody o zmiennej wartości kroku całkowania Δx . Zmiana kroku całkowania może odbywać się dyskretnie lub "elastycznie" - dostosowując się do wartości zmiany pochodnej [56]. W omawianym przypadku szczególnie interesujące jest zastosowanie elastycznej zmiany kroku całkowania [56], [57].

8.1. Procedura rozwiązania i uzyskiwane rezultaty

Procedura rozwiązania układów równań różniczkowych została zaprogramowana w języku Turbo Basic i przeprowadzona na komputerze IBM PC AT z koprocesorem arytmetycznym. Algorytm obliczeń, przekształcenia wzorów obliczeniowych do postaci blokowej (przeciętnie ujmowano parametr i współczynniki w kilkanaście bloków, z których obliczano szukane wartości pochodnych) przedstawiono w pracach [60], [61]. Podczas wprowadzania elastycznej zmiany kroku całkowania, określono maksymalne wartości wzrostu zmiennych niezależnych w równaniach modelowych.

Dla modelu homogenicznego przyjęto, że temperatura, na podstawie której określano wartość ciśnienia, nie może przy jednym kroku zmaleć więcej niż $\Delta T_{\max} = 0,1$ K. Wówczas krok całkowania będzie wynosił

$$\Delta z \leq \Delta T_{\max} / (dT/dz). \quad (8.11)$$

W praktyce należy ograniczyć również krok Δz , tak aby nie wzrósł zbyt, zwłaszcza na początku obliczeń gdy dT/dz może być bardzo małe, a nawet równe zero. W rozwiązywanych modelach przyjęto

$$\Delta z \leq \Delta z_{\max} = 0,01 \text{ m}. \quad (8.12)$$

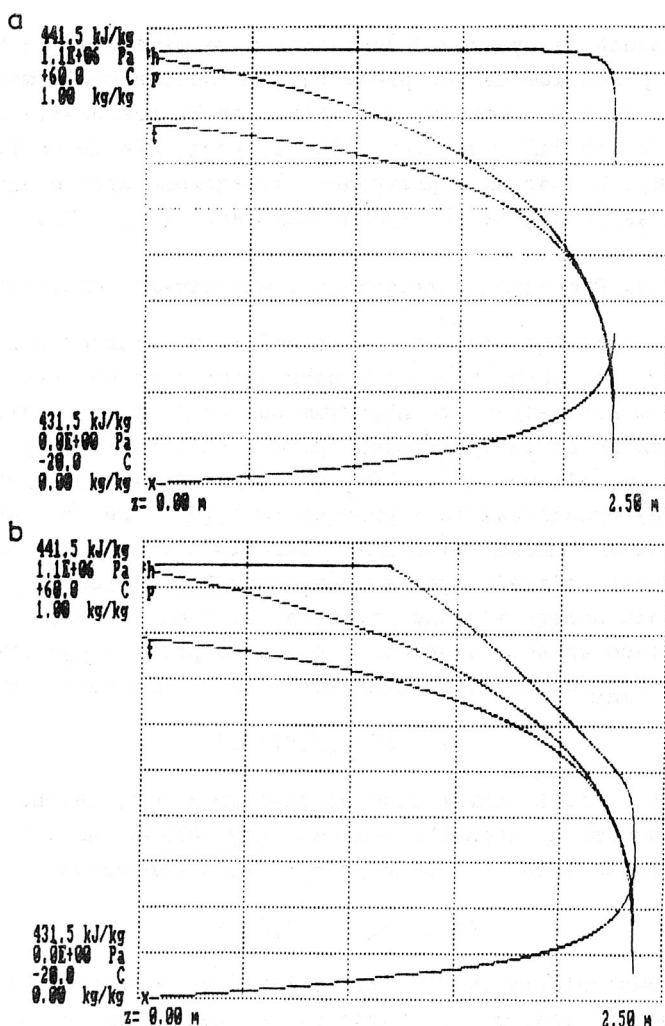
Model homogeniczny okazał się najłatwiejszy do "uelastycznienia" kroku całkowania, bowiem w praktyce wystarczała tylko kontrola przyrostów temperatury i długości kroku. W pozostałych modelach jest kilka zmiennych istotnych dla przebiegu procesu, toteż warunków ograniczających było kilka:

$$\Delta z \leq \Delta \varphi_{\max} / (d\varphi/dz) \quad \text{przy} \quad \Delta \varphi_{\max} = 0,001, \quad (8.13)$$

$$\Delta z \leq \Delta h_{\max} / (dh/dz) \quad \text{przy} \quad \Delta h_{\max} = 50 \text{ J/kg}. \quad (8.14)$$

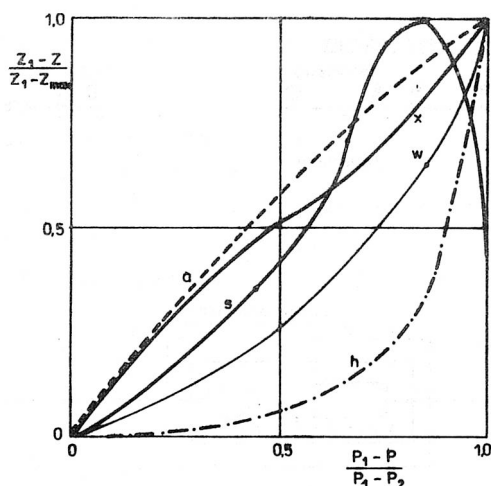
Podczas obliczeń numerycznych przyjmowano wartość kroku Δz spełniającą warunki (8.11)–(8.14). Szczegółowe programy obliczeniowe poszczególnych modeli matematycznych przedstawiono w pracach [60], [61].

W tabeli 4 przedstawiono porównanie dokładności obliczeń temperatury (nad kreską) i czasu trwania (pod kreską) dla różnych warunków przepływu, przy zastosowaniu różnego kroku całkowania [56].



Rys. 31. Komputerowy wykres zmian wartości wybranych parametrów przepływowych czynnika R12: a) bez doziębienia, b) z doziębieniem
Fig. 31. Computer diagram of the changes of flow parameters values of the refrigerant R12: a) without subcooling, b) with subcooling

Z przedstawionych danych wynika, że praca programu ze stałym krokiem całkowania, jest w analizowanych przypadkach nieefektywna, bowiem osiągnięcie wystarczającej dokładności obliczeń wymagałoby przyjęcia kroku całkowania $\Delta z = 0,0001$, co wydłużyłoby czas obliczeń do około 30 min. Taką samą dokładność można osiągnąć w czasie 0,5–1 min pracy programu z elastycznym krokiem całkowania. Na podkreślenie zasługuje fakt, że stosując proponowaną metodę osiągnięto wymaganą dokładność obliczeń skracając jednocześnie, dosyć znacznie, czas pracy komputera.



Rys. 32. Przebieg zmian podstawowych parametrów przepływowych czynnika R12 podczas procesu dławienia
 Fig. 32. The course of changes in basic flow parameters of the refrigerant R12 during throttling process

Okazało się to szczególnie przydatne do rozwiązywania złożonych modeli: pęcherzykowego i rozwarstwionego.

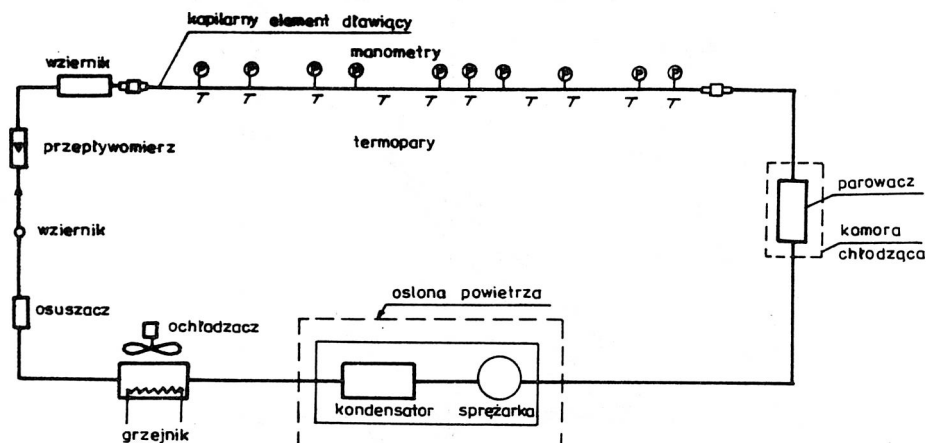
Efektom działania programu obliczeniowego, a tym samym efektem modelowania matematycznego jest rozkład wartości wszystkich parametrów przepływowych i termodynamicznych dwufazowego czynnika po długości elementu dławiącego. Na rysunku 31 przedstawiono wykresy komputerowe wybranych parametrów, wyznaczone na podstawie pracy programu.

Pewne, dosyć istotne, informacje o procesie dławienia dwufazowego czynnika można uzyskać również z przedstawienia uzyskanych rezultatów w postaci bezwymiarowej. Takie wykresy dla wybranych danych przepływowych przedstawiono na rys. 32.

CZĘŚĆ IV. BADANIA EKSPERYMENTALNE KAPILARNYCH ELEMENTÓW DŁAWIĄCYCH

9. Przegląd stanowisk eksperymentalnych, metod i technik pomiarowych

Opracowanie koncepcji stanowiska eksperymentalnego do weryfikacji modeli matematycznych zostało poprzedzone analizą prac badawczych, poświęconych problemom dławienia czynników chłodniczych w kapilarnych elementach dławiących [13], [14], [20], [40], [41], [42], [46], [70], [79], [89], [90], [93], [96], [101], [104], [105], [107], [131].



Rys. 33. Stanowisko eksperymentalne do badań elementów dławiących wg [41]

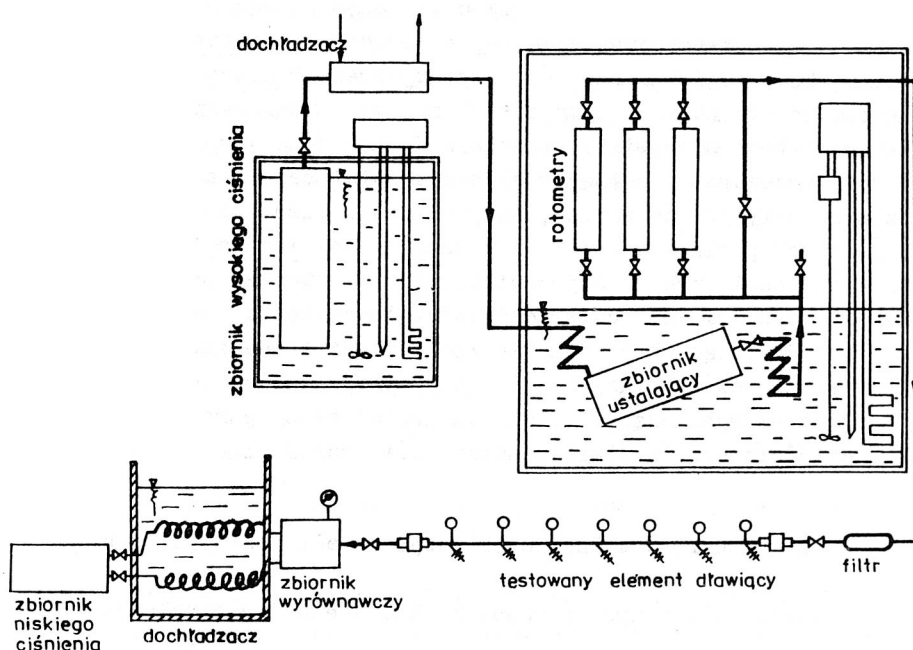
Fig. 33. Experimental stands for throttling device after [41]

Z danych literaturowych wynika, że prace badawcze dotyczące tego zagadnienia można podzielić na kilka grup. Prace dotyczące:

- badania i wyznaczania podstawowych charakterystyk pracy,
- eksperymentalnej weryfikacji metod obliczania i doboru,
- eksperymentalnej weryfikacji modeli teoretycznych,
- wpływu wymiany ciepła na parametry dławionego czynnika,
- badań wizualizacyjnych,
- wybranych cech procesu, np. badanie wpływu oleju w czynniku na parametry dławienia, badanie rozkładu temperatur i ciśnień,
- badanie przepływów krytycznych, itp.

Niezależnie od przeznaczenia i zakresu prowadzonych badań, prawie wszystkie stanowiska eksperymentalne pracują z obiegiem zamkniętym czynnika chłodniczego, wymuszonym przez sprężarkę [41], [70], [90], [91]. Zespół wymienników ciepła obejmuje najczęściej: skraplacz, dochładzacz oraz dodatkowe wymienniki do ustalenia parametrów wlotowych czynnika przed elementem dławiącym, a po stronie wylotowej: parowacz lub zespół kalorymetryczny. Na stanowisku może być testowany jeden lub cały zespół elementów dławiących. Schemat konstrukcyjny takiego stanowiska badawczego przedstawia rys. 33. Podczas badania procesu wymiany ciepła [20], [105], [106], [96] do układu badawczego wprowadzany jest dodatkowy wymiennik ciepła - doziębacz. Najczęściej kapilarny element dławiący wprowadza się lub przylutowuje [20], [105] do rurociągu ssawnego sprężarki. Bywają też konstrukcje wymiennika, w którym czynnikiem oziębiającym jest powietrze [96] lub ciecz pośrednicząca [106]. Wszystkie stanowiska eks-

perymentalne pracujące z obiegiem zamkniętym czynnika odznaczają się dużą bezwładnością i długim czasem dojścia do stanów ustalonych, a także wpływem elementów obiegu na badany element dławiący. Stwarza to niekiedy dosyć duże problemy w dokładnym ustaleniu wartości parametrów wlotowych i warunków na wylocie z elementu dławiącego, regulacji tych parametrów w trakcie badań itp. Z drugiej jednak strony warunki takie są niezwykle zbliżone do rzeczywistych warunków pracy elementu dławiącego w chłodziarce domowej, klimatyzatorze czy pompie ciepła.



Rys. 34. Stanowisko eksperymentalne do badań elementów dławiących z otwartym obiegiem czynnika chłodniczego, wg [93]
 Fig. 34. Experimental stands for testing throttling devices with open cycle of refrigerant, after [93]

Dążenie do uwzględnienia rzeczywistych warunków pracy elementu dławiącego przy prowadzonych badaniach doprowadziło do konstrukcji stanowisk opartych na seryjnie produkowanym sprzęcie chłodniczym, w którym modyfikacje dotyczą tylko tych elementów konstrukcyjnych, w których wprowadzono punkty pomiarowe [46], [84]. Odmienne stanowisko przedstawiono w pracy [93] (rys. 34). Przez testowany element dławiący przepływa dławiony czynnik, nie w obiegu zamkniętym ale z jednego pojemnika ciśnieniowego do drugiego. Oba pojemniki - butle ciśnieniowe z czynnikiem - umieszczone są w zbiornikach z czynnikiem pośredniczącym, co umożliwia dowolne sterowanie wartościami parametrów wlotowych i wylotowych.

Wymienniki dodatkowe pozwalają na regulację stopnia dochłodzenia czynnika lub przegrzania. Specjalne uchwyty mocujące umożliwiają swobodną wymianę elementów. Taka konstrukcja stanowiska daje możliwość testowania elementów dławiących na kilku czynnikach chłodniczych, łatwość obsługi, małą bezwładność stanowiska i całkowite uniezależnienie się parametrów wlotowych od wylotowych. Możliwe jest szybkie uzyskiwanie stanów ustalonych, regulacja i dokładne ustalenie wartości parametrów decyzyjnych.

Przedstawione w literaturze metody prowadzenia eksperymentów były metodami biernymi, ukierunkowanymi w wybranym przedziale parametrów, na zbadanie wpływu określonej zmiennej na proces dławienia, weryfikację określonej koncepcji lub hipotezy teoretycznej. W pracy [46] przedstawiono metodę opartą na eksperymentcie planowanym, tzw. eksperyment czynny. Konstrukcja tego stanowiska stwarzała jednak dużo kłopotów w regulacji wartości parametrów i pełnej realizacji założonego planu. Wielkościami mierzonymi były, prawie zawsze, temperatura i ciśnienie czynnika w wybranych punktach pomiarowych oraz strumień dwufazowego czynnika. Rzadziej: stopień suchości, prędkość przepływu czy też stopień zawartości oleju.

Przy omawianiu stanowisk doświadczalnych warto również wspomnieć o stanowiskach służących do badania właściwości i charakterystyk regulacyjnych elementów dławiących [12], [13], przydatności do automatycznej regulacji oraz wynikających stąd możliwości zmian parametrów pracy urządzenia chłodniczego, a także oszczędności energii napędowej [69].

10. Eksperymentalna weryfikacja modeli teoretycznych

10.1. Cel, zakres i metodyka badań eksperymentalnych

Głównym celem prowadzonych przez autora badań eksperymentalnych była weryfikacja opracowanych i rozwiązanych modeli teoretycznych procesu dławienia. Uzyskane dane eksperymentalne miały umożliwić:

- uściślenie i weryfikację założeń w modelach teoretycznych,
- ustalenie warunków brzegowych,
- określenie wartości parametrów charakteryzujących proces dławienia oraz zakres ich zmian,
- ustalenie wpływu wybranych zmiennych na przebieg procesu dławienia i wartości parametrów wylotowych,
- określenie podstawowych charakterystyk pracy.

Badania przeprowadzono dla dwóch czynników: R12 i R22 oraz w wybranych punktach pomiarowych dla R11 i R13. Przy planowaniu i realizacji eksperymentów uwzględniono:

- pełny zakres stosowanych średnic elementów dławiących, tzn. $D = 0,64-2,3$ mm, temperatur kondensacji $T_K = 303,15-328,15$ K oraz stopni dochłodzenia czynnika przed elementem dławiącym $\Delta T_D = 0-17$ K,
- warunki adiabatyeczności i diabatyeczności procesu,
- warunki powstania przepływów krytycznych i podkrytycznych,
- warunki umożliwiające wizualizację procesu dławienia,
- rzeczywiste warunki eksploatacyjne elementów dławiących.

Tradycyjny eksperyment bierny, prowadzony w pełnym zakresie zmian parametrów, znacznie wydłużyłby czas prowadzenia doświadczeń, wpływając równocześnie na ich koszty. W tej sytuacji obok eksperymentu biernego, mającego charakter poznawczy i realizowanego w ograniczonym zakresie, postanowiono przeprowadzić eksperyment czynny, zgodnie z teorią planowania doświadczeń [29], [39], [86], [100], [122]. Badania przeprowadzono na trzech niezależnych stanowiskach eksperymentalnych:

- chłodziarce domowej TS 282 (odpowiednio przystosowanej i uzbrojonej w przyrządy pomiarowe),
- stanowisku do badań wizualizacyjnych (agregat sprężarkowy wykonany ze szkła technicznego),
- stanowisku laboratoryjnym do zasadniczych badań przepływowych.

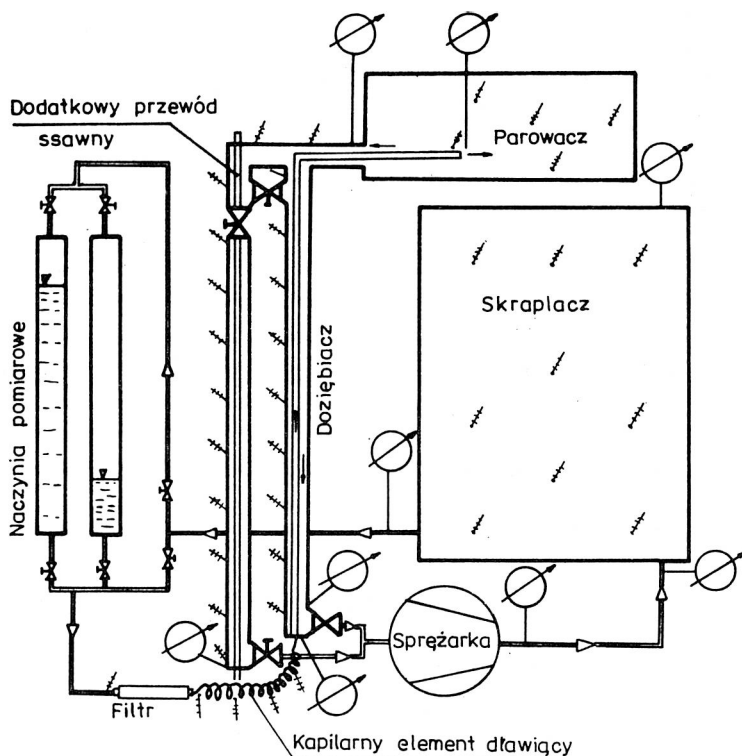
10.2. Stanowiska eksperymentalne do weryfikacji modeli teoretycznych

10.2.1. Stanowisko do wstępnych badań elementów dławiących w rzeczywistych warunkach pracy

Badania elementów dławiących w rzeczywistych warunkach pracy zostały przeprowadzone na odpowiednio przystosowanych, seryjnie produkowanych chłodziarkach domowych TS 282. Przystosowanie polegało na wprowadzeniu do układu chłodziarki króćców pomiarowych ciśnienia i temperatury, króćców wylotowych do pomiaru strumienia czynnika oraz dodatkowego elementu dławiącego, co umożliwiało pomiar dławienia w warunkach diabatyeczności i adiabatyeczności przepływu. Schemat stanowiska z rozmieszczeniem punktów pomiarowych przedstawiono na rys. 35. Szczegółowy opis stanowiska, przeróbek uzupełniających a także szczegółowe rezultaty badań eksperymentalnych przedstawiono w pracach [46], [58], [84], [85].

10.2.2. Stanowisko do badań wizualizacyjnych

Niezależnie od badania elementów dławiących wykonanych ze szkła, na zasadniczym stanowisku badawczym [60], przeprowadzono również wizualizację przepływów na stanowisku specjalnie do tego celu zbudowanym ze szkła technicznego SIMAX. Zarówno rozmieszczenie aparatów, jak i cała

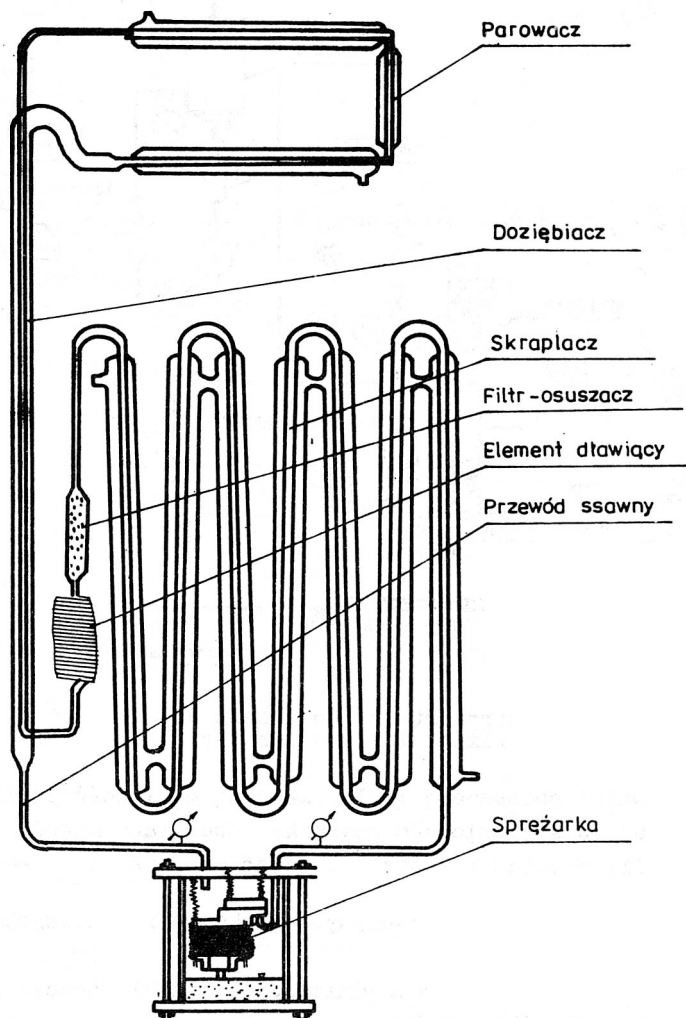


Rys. 35. Stanowisko do badań elementów dławiących w rzeczywistych warunkach pracy

Fig. 35. Stand for testing throttling devices under real operational condition

idea konstrukcyjna zostały zaczerpnięte z konstrukcji typowego agregatu sprężarkowego zainstalowanego w chłodziarkach domowych. W realizacji technicznej zachowano podobieństwa kształtów, średnic i połączeń. Szczegółowa konstrukcja stanowiska, wymiary i rozmieszczenie, a także sposób wykonania aparatów przedstawiono w pracach [59], [64], natomiast wyniki badań i obserwacji oraz rezultaty analizy poznawczej w pracy [60]. Na rysunku 36 przedstawiono schemat i rozmieszczenie punktów pomiarowych. Praca elementu dławiącego zamontowanego w agregacie sprężarkowym zależy od warunków pracy skraplacza, z którego jest zasilany, jak również od pracy parowacza, który zasila. W proponowanej konstrukcji szklanej istnieje możliwość obserwacji tych procesów, przez co obraz pracy elementu staje się pełniejszy.

Dokonywany pomiar temperatury w charakterystycznych punktach obiegu umożliwił kontrolę pracy urządzenia i porównanie z obiektami rzeczywistymi.

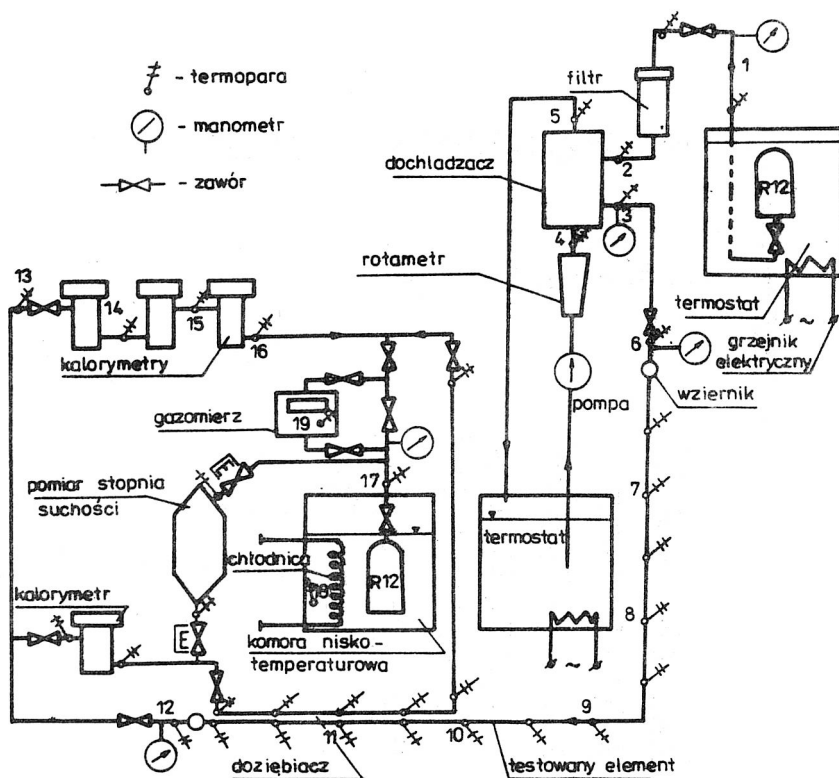


Rys. 36. Stanowisko eksperymentalne wykonane ze szkła technicznego do badań wizualizacyjnych

Fig. 36. Experimental stand made of technical glass used for visualization tests

10.2.3. Stanowisko do zasadniczych badań przepływowych

Zasadnicze stanowisko do prowadzenia eksperymentów przepływowych zostało zbudowane w oparciu o generalną koncepcję przedstawioną w pracach [93], [58] (przez testowany element dławiący przepływa czynnik chłodniczy nie w obiegu zamkniętym, ale z jednego pojemnika do drugiego). Zasadnicza koncepcja, omówiona w punkcie 9, została zmodyfikowana przez wprowadzenie możliwości stosowania i pomiaru wartości doziębienia.

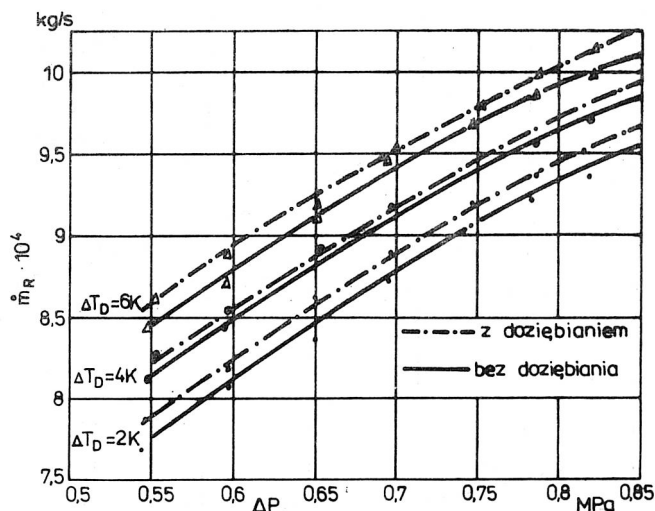


Rys. 37. Stanowisko eksperymentalne do zasadniczych badań przepływowych
Fig. 37. Experimental stand for basic flow tests

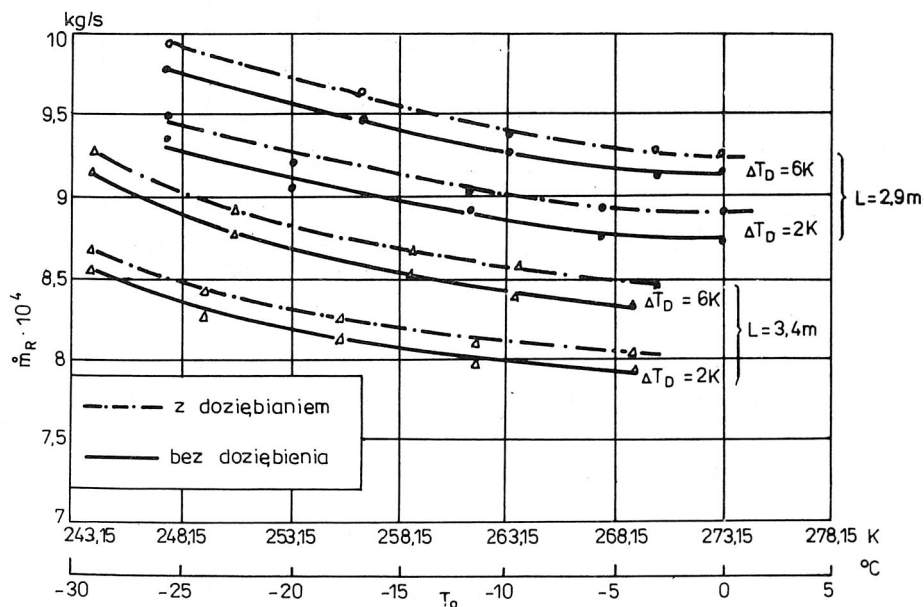
Wprowadzono również podstawową i alternatywną możliwość pomiaru stopnia suchości i strumienia dławionego czynnika. Stosowane metody i układy pomiarowe zapewniły wyznaczenie następujących wielkości:

- temperatury czynnika w wybranych punktach pomiarowych z dokładnością do $\pm 0,25$ K,
- temperatury czynników pośredniczących z dokładnością do $\pm 0,1$ K,
- ciśnienia czynnika w wybranych punktach pomiarowych z dokładnością do 2% absolutnej wartości ciśnienia,
- strumienia masy czynnika chłodniczego z dokładnością do $\pm 10\%$ wartości maksymalnej,
- strumienia masy czynników pośredniczących z dokładnością do $\pm 10\%$ wartości maksymalnej,
- stopnia suchości czynnika z dokładnością do $\pm 5\%$ wartości maksymalnej,
- moc pobieraną przez urządzenie grzejne z dokładnością do ± 1 W.

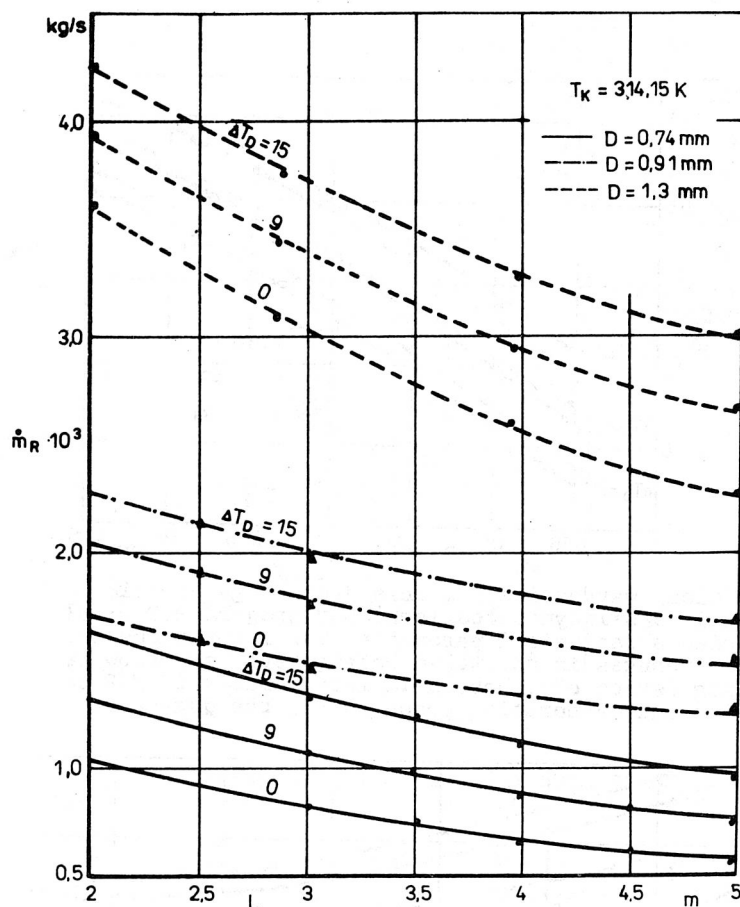
Schemat ideowy stanowiska z zaznaczeniem punktów pomiarowych przedstawiono na rys. 37. Szczegółowy opis stanowiska badawczego, opis stoso-



Rys. 38. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika chłodniczego w elemencie skraplającym chłodziarki seryjnej TS 282 w zależności od ciśnień skraplania i parowania oraz stopnia dochłodzenia
 Fig. 38. Changes in throttled refrigerant mass flow rate in the throttling device of a household refrigerator TS 282, depending on condensation and evaporation pressure and the degree of aftercooling



Rys. 39. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika chłodniczego w elemencie dławiącym chłodziarki seryjnej TS 282 w zależności od temperatury parowania oraz stopnia dochłodzenia
 Fig. 39. Changes in throttled refrigerant mass flow rate in the throttling device of a household refrigerator TS 282, depending on evaporation temperature and aftercooling degree



Rys. 40. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika chłodniczego w zależności od długości elementu i stopnia dochłodzenia
 Fig. 40. Changes of the throttled refrigerant mass flow rate depending on the device length and aftercooling degree

wanych metod i przyrządów pomiarowych, obliczenia termiczne, wytrzymałościowe, przepływowe oraz kompletny projekt techniczny zostały przedstawione w pracach [58], [59]. Omówiono również metody i zakres regulacji parametrów wlotowych i parametrów pracy elementu dławiącego, w zakresie których prowadzono badania.

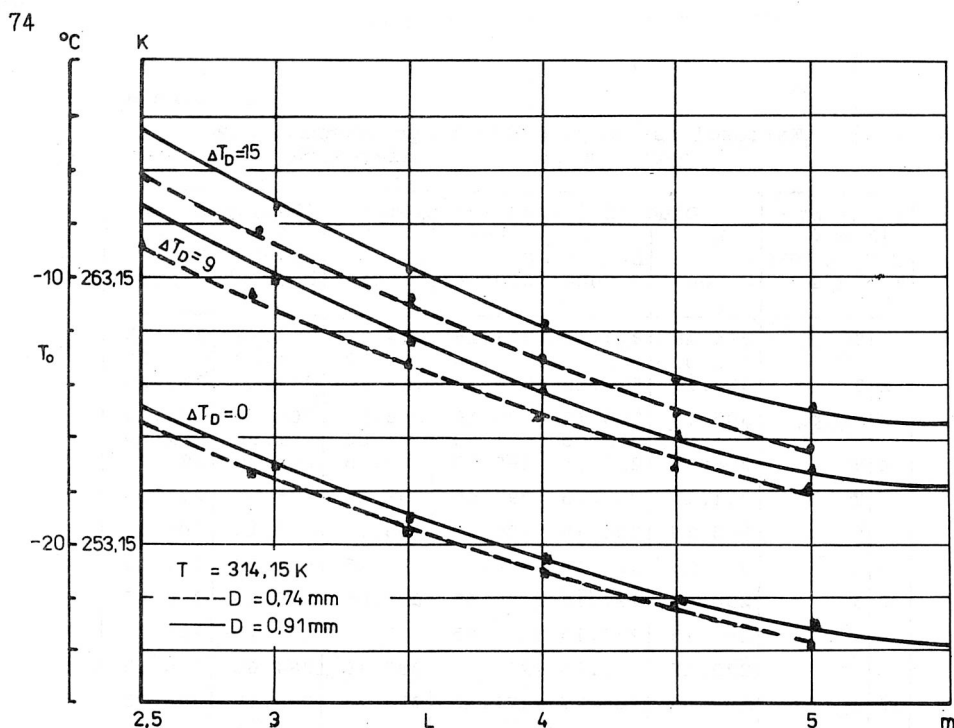
10.3. Eksperyment bierny

Badania procesu dławienia freonów R12 i R22 przeprowadzono w kapilarnych elementach dławiących, których parametry podano w tabeli 5. Badania prowadzono na zasadniczym stanowisku badawczym, na elementach zamontowanych w chłodziarkach sprężarkowych i na stanowisku do badań wizualizacyjnych.

Tabela 6

Wartości parametrów dławionego czynnika R12
w wybranych punktach pomiarowych

Punkt po- miarowy T K, p MPa m _R kg/s		Długość i średnica elementu dławiącego m					
		L=3 D=	L=3 D=	L=3 D=	L=3 D=	L=3 D=	L=3 D=
		0.00074	0.00064	0.00091	0.00107	0.00137	0.00154
1	T ₁ , P ₁	314.15 1.00	314.15 1.00	314.15 1.00	314.15 1.00	314.15 1.00	314.15 1.00
2	T	314.15	314.15	314.15	314.15	314.15	314.15
3	T ₃ , P ₃	305.15 1.00	305.15 1.00	305.15 1.00	305.15 1.00	305.15 1.00	305.15 1.00
4	T	298.15	295.15	295.15	295.15	295.15	295.15
5	T	301.15	297.15	297.65	298.65	296.65	298.65
6	T	305.15	305.15	305.15	305.15	305.15	305.15
7	T	303.15	303.15	304.15	304.15	304.15	304.15
8	T	298.65	297.15	299.65	299.65	298.15	298.15
9	T	282.15	280.15	281.65	288.15	289.15	296.15
10	T	279.15	278.15	279.15	289.15	284.65	288.15
11	T	268.65	265.15	271.15	279.15	280.15	282.15
12	T ₁₂ , P ₁₂	260.15 0.19	259.15 0.2	264.15 0.23	267.15 0.25	271.15 0.3	273.65 0.32
13	T	261.15	260.15	265.15	268.15	272.15	274.65
14	T	263.15	261.15	266.15	269.15	273.15	275.15
15	T	265.15	267.15	270.15	274.65	278.15	278.15
16	T	270.15	275.15	273.15	277.65	283.15	289.15
17	T ₁₇ , P ₁₇	273.15 0.16	278.15 0.17	276.65 0.17	280.15 0.18	286.15 0.16	286.15 0.18
18	T	253.15	253.15	253.15	251.15	250.15	250.15
19	T	263.15	261.65	262.15	263.15	258.65	266.65
20	T	295.15	295.15	295.15	294.15	293.65	293.65
	m ₁	1.23e-3	0.82e-3	1.85e-3	3.08e-3	5.96e-3	8.2e-3
	m ₂	1.23e-3	1.0e-3	1.81e-3	3.36e-3	6.15e-3	8.6e-3
	m ₃	1.20e-3	1.02e-3	1.86e-3	3.16e-3	6.02e-3	8.48e-3



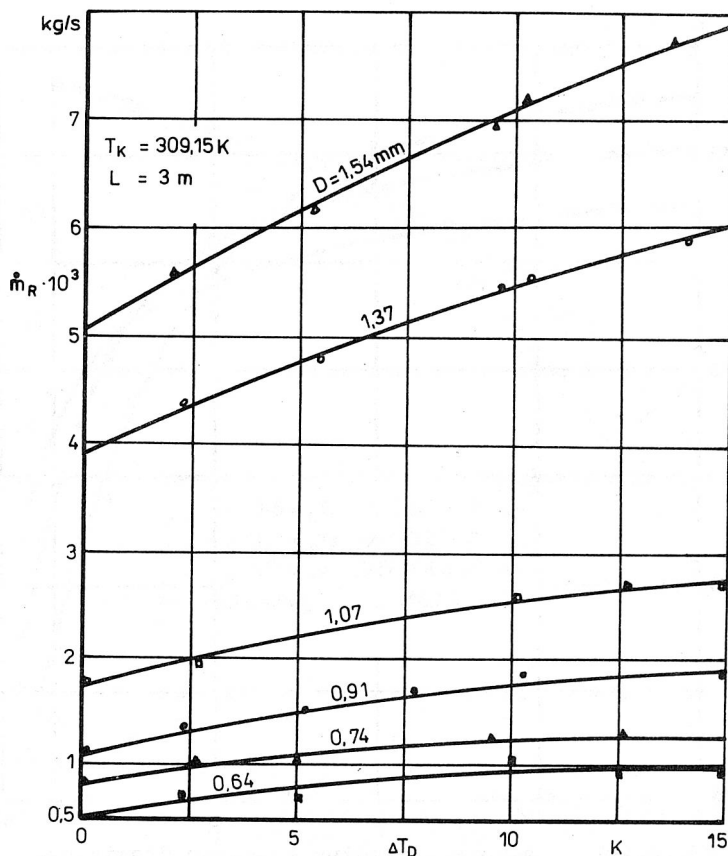
Rys. 41. Zmiany wartości temperatury czynnika chłodniczego na wylocie z elementu dławiącego w zależności od długości elementu i stopnia dochłodzenia

Fig. 41. Changes of the refrigerant temperature values at the outlet from the throttling device depending on the device length and aftercooling degree

Wartości parametrów wlotowych i parametrów przepływowych, np. ciśnienia i temperatury czynnika na wlocie do elementu, stopnia dochłodzenia czynnika, ciśnienia kondensacji, strumienia czynnika, zostały wstępnie ustalone na podstawie analizy danych literaturowych oraz wyników badań elementów dławiących zamontowanych w agregatach urządzeń produkowanych seryjnie [59], [84], [85].

Wyniki eksperymentu biernego pozwoliły na wykreślenie charakterystyk elementów dławiących w zakresie wybranych parametrów pracy oraz określenie wpływu wybranych zmiennych procesowych na przebieg procesu i wartości parametrów wylotowych.

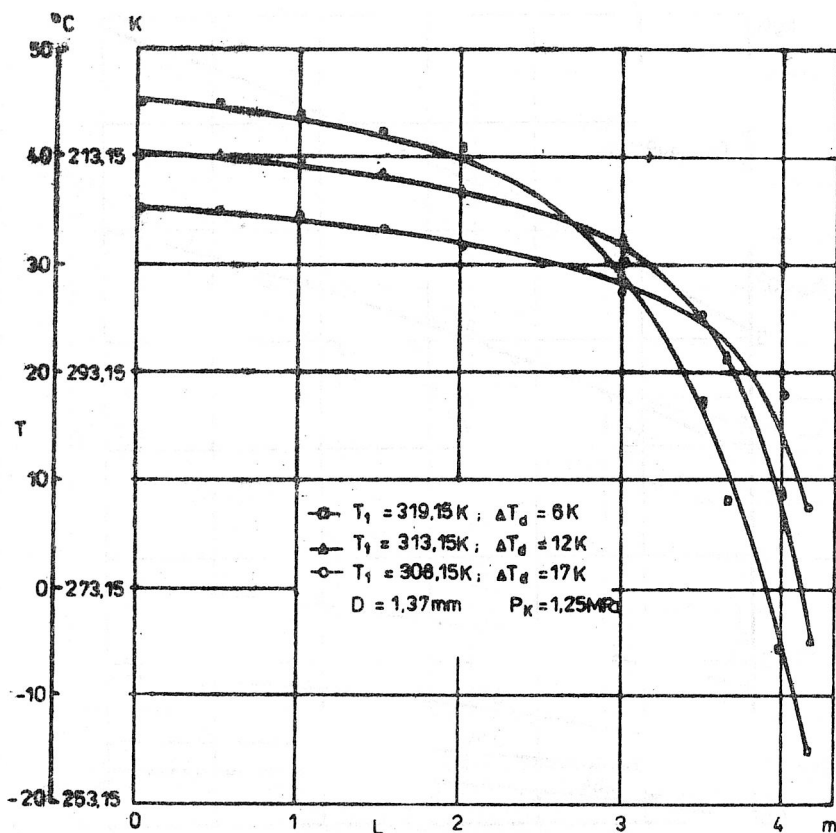
Na rysunkach [38] i [39] przedstawiono wybrane rezultaty badań elementów dławiących w seryjnie produkowanych chłodziarkach TS 282. Wybrane charakterystyki pracy elementów dławiących uzyskane podczas badań na zasadniczym stanowisku przepływowym przedstawiono na rys. 3-6 oraz 40-42. W tabeli 6 podano przykładowe wartości temperatur i ciśnień w wybranych punktach pomiarowych stanowiska (rys. 37) oraz wartości strumienia dławionego czynnika.



Rys. 42. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika chłodniczego w zależności od stopnia dochłodzenia i średnicy
Fig. 42. Changes of the throttled refrigerant mass flow rate depending on aftercooling degree

Na rysunkach [43] i [44] przedstawiono rozkład temperatur i ciśnień wzdłuż elementu dławiącego, a na rys. 45 rozkład temperatur wzdłuż elementów szklanych określony podczas badań wizualizacyjnych. Do szczegółowego opracowania statystycznego wyników badań wstępnych wykorzystano analizę regresji całkowitej [39], [86], [126] oraz gotowe programy analizy, opracowania i planowania doświadczeń CADEX GOLD, zamieszczone w pracy [29]. Wyniki szczegółowej analizy oraz opracowania statystycznego podano w pracy [60].

Z analizy wyników badań, przebiegu podstawowych charakterystyk pracy a także postaci równań aproksymacyjnych wynika, że na końcowy efekt procesu, który może być scharakteryzowany temperaturą lub ciśnieniem oraz strumieniem dławionego czynnika na wylocie, ma wpływ wiele zmiennych, z których najistotniejsze to temperatura kondensacji T_K , stopień



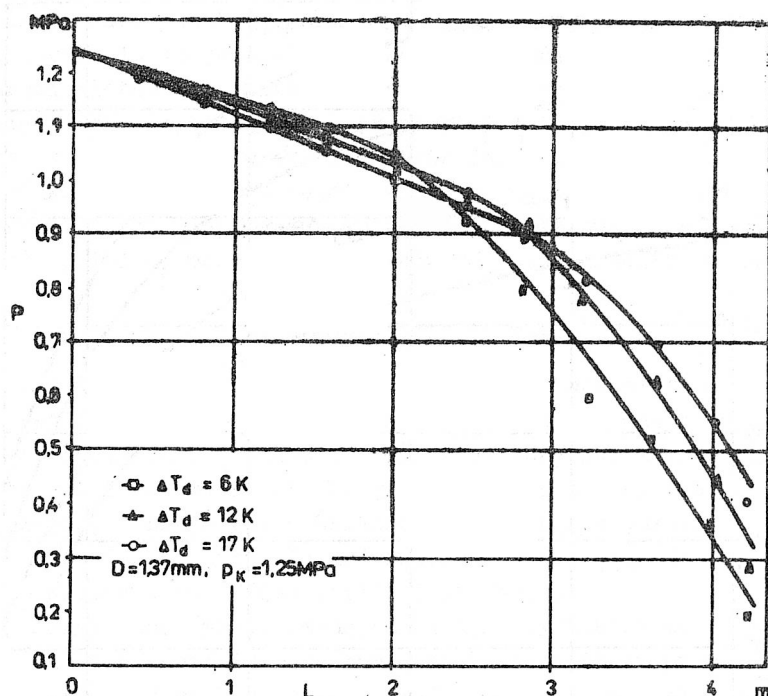
Rys. 43. Rozkład temperatur wzdłuż elementu dławiącego przy różnych temperaturach wlotowych
Fig. 43. Temperature distribution along the throttling device at various inlet temperatures

dochłodzenia ΔT_D , parametry geometryczne elementu (średnica i długość) oraz doziębienie.

Zwiększenie średnicy elementu dławiącego i zmniejszenie jego długości powoduje wzrost strumienia czynnika przepływającego przez element przy stałych parametrach wlotowych, ale jednocześnie zwiększenie temperatury i ciśnienia na wylocie z elementu.

Konstruktorzy i projektanci sprzętu chłodniczego uważają często, że dobór rurki kapilarnej to przede wszystkim obliczenie jej długości, że te same parametry wylotowe można uzyskać zamieniając w sposób dowolny średnicę i długości. Z analizy wynika, że zależność ta jest jednak ograniczona pewnymi warunkami. Na drodze do dowolnego zmniejszania średnicy elementu dławiącego stoją krytyczne warunki przepływu i krytyczna średnica rurki, a na drodze do jej dowolnego zwiększania zależność

$$D/D_0 = (L/L_0)^{0,22} \quad (10.1)$$



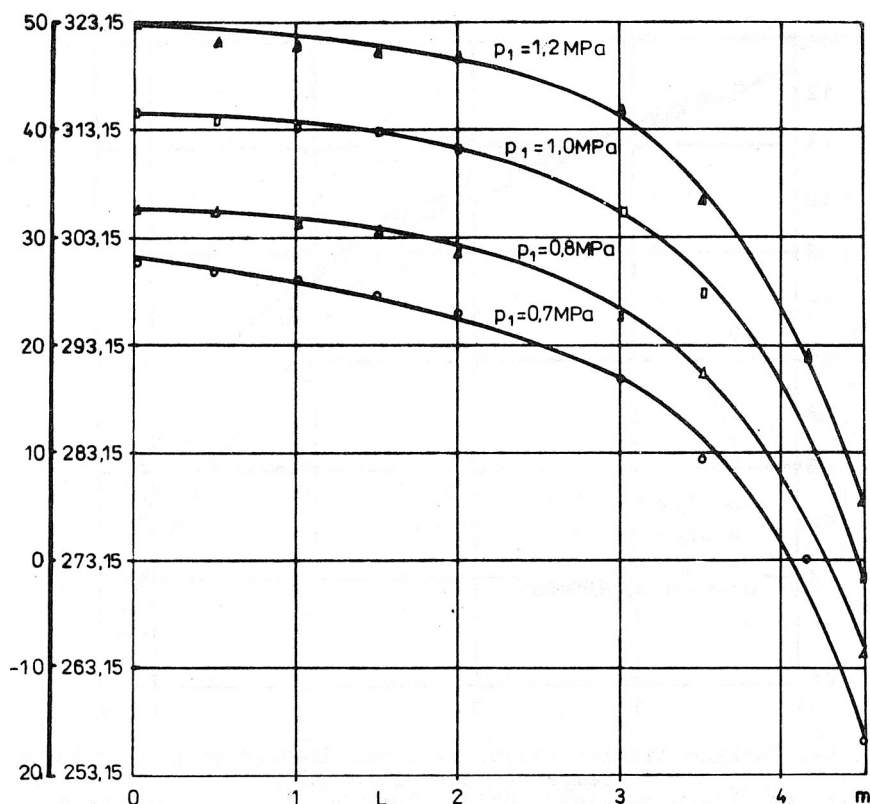
Rys. 44. Rozkład ciśnień wzdłuż elementu dławiącego przy różnych temperaturach wlotowych

Fig. 44. Pressure distribution along the throttling device at various inlet temperatures

będąca wynikiem analiz danych literaturowych [25], [104], wyników badań autora i rezultatów modelowania. Z zależności tej wynika, że zwiększenie średnicy z 0,74 mm do np. 0,94 mm, czyli o 0,2 mm, wymaga zwiększenia długości elementu prawie trzykrotnie, a to – obok trudności natury konstrukcyjnej i technologicznej – powoduje wzrost kosztów inwestycyjnych.

Wpływ obliczonych i dobranych parametrów geometrycznych można wzmacniać lub redukować parametrami wlotowymi czynnika i doziębieniem. Wzrost ciśnienia kondensacji i stopnia dochłodzenia wpływa na wzrost temperatury i ciśnienia, a także na wzrost strumienia przepływającego przez ten element dławionego czynnika. Wpływ ten rośnie ze wzrostem średnicy elementu. Zależy jest również od rodzaju czynnika.

Wartość parametrów wlotowych jest jednak bezpośrednio uzależniona od pracy całego urządzenia, a ich regulacja jest w wielu wypadkach niemożliwa lub utrudniona. Badanie procesu dławienia w warunkach adiabatycznych wskazuje, że zastosowanie doziębienia wpływa również na wartości parametrów wylotowych czynnika – opóźnia proces odparowania w elemencie, hamując również jego intensywność. Do parownika dopływa dzięki temu wię-



Rys. 45. Rozkład temperatur wzdłuż elementu dławiącego szklanego przy różnych ciśnieniach wlotowych
 Fig. 45. Temperature distribution along the glass throttling device at various inlet pressures

cej czynnika o mniejszym stopniu suchości. Maleją opory przepływu przez element i całkowity spadek ciśnienia. Wzrasta ciśnienie i temperatura wylotowa czynnika z elementu.

Można zauważyć, że zmienne charakteryzujące proces dławienia i element dławiący są niejako zmiennymi przeciwstawnymi, tzn. dążenie do uzyskania niskich temperatur na wylocie z elementu dławiącego pociąga za sobą konieczność zmniejszenia strumienia dławionego czynnika, a tym samym zmniejszenie wydajności urządzenia. Podobnie działania powodujące wzrost przepustowości elementu powodują wzrost wartości ciśnienia i temperatury na wylocie.

Analiza wyników badań wstępnych oraz uzyskane informacje o charakterze i przebiegu procesu zostały bezpośrednio wykorzystane do prowadzenia eksperymentu czynnego na zasadniczym stanowisku badawczym, jak również do pewnych korekt stanowiska.

Analiza rzeczywistego przebiegu dławienia czynnika w elemencie dławiającym, ustalenie wzajemnych związków i wpływów pomiędzy poszczególnymi parametrami wlotowymi, pozwoliła na wybór istotnych parametrów decyzyjnych (wlotowych i wylotowych) w eksperymencie czynnym, ustalenie właściwego obszaru parametrów pracy i zakresu ich zmienności.

W trakcie prowadzenia badań wstępnych dokonano również sprawdzenia przydatności metod planowania eksperymentu oraz oceny warunków jakie powinny być spełnione podczas realizacji tak zaplanowanych badań [46], [60]

10.4. Eksperyment czynny

Proces dławienia czynnika chłodniczego w kapilarnym elemencie dławiającym jest procesem dosyć złożonym zarówno ze względu na dużą liczbę zmiennych, mogących decydować o jego przebiegu, jak i ze względu na zakres wartości tych zmiennych. Uwzględniając specyfikę oraz cel badań doświadczalnych, zaproponowano przeprowadzenie eksperymentu zasadniczego, zgodnie z metodami planowania doświadczeń, wybierając do realizacji plan doświadczeń typu PS/DS-P: $\lambda(\bar{\lambda})$ [29], [100].

Planowany eksperyment czynny z każdym czynnikiem na kilku poziomach, właściwy planowaniu rotalnemu, jest szczególnym przypadkiem ogólnej, zrównoważonej analizy czynnikowej [39], [86]. Pozwala ona, na podstawie wyników obserwacji, na uzyskanie informacji o funkcji odpowiedzi określanej mianem równania regresji. Doświadczenie wg zasad eksperymentu czynnego polega na wyborze rozkładu sprawdzonych punktów w przestrzeni czynnikowej, określonej poziomami zmiennych oraz wyznaczeniu na podstawie wyników obserwacji postaci i współczynników równania aproksymującego.

Podstawowa zaleta tego typu planowania wynika z faktu, że pomiary dokonuje się zmieniając równocześnie wartości wszystkich zmiennych niezależnych. Stąd też współczynniki równania aproksymującego określa się na podstawie wszystkich pomiarów i niezależnie od siebie. Dzięki temu wariancja oceny tych współczynników jest N-razy mniejsza od wariancji błędów pomiaru [39], [100]. Przeprowadzenie eksperymentu według ustalonego planu wymaga przede wszystkim starannego wyboru zmiennych decyzyjnych z zapewnieniem warunków aby zmienne wejściowe były niezależne, sterowalne i mierzalne, a zmienne wyjściowe mierzalne.

10.4.1. Wybór zmiennych decyzyjnych i plan eksperymentu

Wybór zmiennych decyzyjnych został poprzedzony szczegółową analizą charakterystyk pracy elementów dławiających a także rezultatów rozwiązania modeli matematycznych. Zakres i poziomy zmian wartości zmiennych podyktowane były wynikami eksperymentu biernego oraz ustaleniami programu CADEX COLD [29].

Układy i zakres wartości zmiennych decyzyjnych

Oznaczn.	I układ zmiennych		II układ zmiennych	
	Zmienna decyzyjna	Zakres zmian wartości	Zmienna decyzyjna	Zakres zmian wartości
x_1	T_K	305.15÷322.15K	T_K	305.15÷322.15K
x_2	ΔT_d	0÷17 K	ΔT_d	0÷17 K
x_3	L	1.2÷5.5 m	L	1.2÷5.5 m
x_4	D	0.64÷1.54 mm	D	0.64÷1.54 mm
x_5	m_R	0.68e-3÷3.6e-3 kg/s	T_O	243.15÷290.15K
z_1	P_O	$P_O(T_K, \Delta T_d, L, D, m_R, e)$	$\dot{m}_R$	$\dot{m}_R(T_K, \Delta T_d, L, D, T_O, e)$
z_2	T_O	$T_O(T_K, \Delta T_d, L, D, m_R, e)$		
e - niemierzalne zakłócenia podlegające ciągłym, nieprzewidywalnym zmianom.				

Tabela 8

Przykładowe elementy analizy statystycznej wybranych wyników badań dławienia czynnika R12

Współcz.	Zmienna wyjściowa - postać funkcji aproksymującej		
	$\dot{m}_R =$ $b_0 T_K + b_1 \Delta T_d + b_2 L + b_3 D + b_4 P_O + b_5$	$T_O =$ $b_0 + \sum_{i=1}^5 b_i x_i + \sum_{j=6}^{10} b_j x_j^2$	$P_O =$ $b_0 + \sum_{i=1}^5 b_i x_i + \sum_{j=6}^{10} b_j x_j^2$
b_0	-13.29	3.54e4	2.58e8
b_1	4.53	-2.25e2	-1.64e6
b_2	6.63	-4.66	-3.96e4
b_3	-0.44	-17.24	-1.07e5
b_4	2.70	-2.53e5	-1.79e9
b_5	0.02	1.7e4	1.6e8
b_6	-	0.36	2.61e3
b_7	-	0.27	2.2e3
b_8	-	2.78	1.97e4
b_{10}	-	-1.26e5	-1.04e10
Liczba stopni swobody	5	5	5
Wariancja niedokładności	9.67e-7	1.16e2	3.87e9
Wariancja adekwatności	1.57e-7	1.61e2	1.38e10
Wartość statystyki F	0.0162	1.386	3.569
Max (z-z _a)	0.001	25.33	2.23e5
Średni błąd kwadratowy apr.	0.001	10.925	9.64e4
Poziom istotności	0.05	0.05	0.05
Adekwatność funkcji FUNKCJE ADEKWATNE			

Eksperyment przeprowadzono wg dwóch układów zmiennych, których zakres i poziomy wartości podano w tabeli 7. Jednocześnie założono, że pozostałe parametry, których nie uwzględniono w planie doświadczenia, a które mogą wpływać na proces, będą utrzymane na stałych poziomach.

Eksperyment przeprowadzano zgodnie z planem rotalnym [100]. Każdy układ planu odpowiada kolejnemu doświadczeniu, podczas którego zmienne wejściowe znajdują się na odpowiednich poziomach, przyjmując wartości zgodnie z danym układem planu. W wybranym planie rotalnym typu PS/DS-P: $\lambda(\bar{\lambda})$ dla pięciu zmiennych wejściowych, istnieją 32 układy planu, z których 27 układów obejmuje przestrzeń wielowymiarową określoną wartościami poziomów zmiennych, a 5 ostatnich stanowi powtórzenie eksperymentu w punkcie centralnym planu.

10.4.2. Wyniki badań eksperymentalnych

Rezultatem planowanego eksperymentu czynnikowego są odpowiedzi obiektu badań w postaci mierzalnej wartości parametru wyjściowego, na wymuszenie określone wartościami parametrów układu planu. W efekcie końcowym daje to 32 odpowiedzi dla 32 układów planu, które są opisane równaniami aproksymacyjnymi.

Szczegółową analizę statystyczną wyników eksperymentu obejmującą

- poszukiwanie optymalnego układu planu,
- poszukiwanie postaci funkcji odpowiedzi obiektu badań,
- ustalenie wartości współczynników funkcji odpowiedzi obiektu badań,
- obliczenia wartości aproksymowanych wielkości wyjściowych,
- weryfikację adekwatności funkcji odpowiedzi obiektu badań,
- weryfikację istotności współczynników funkcji aproksymującej,
- wykresy zmian wartości funkcji aproksymującej w zależności od zmian wartości wybranego parametru,

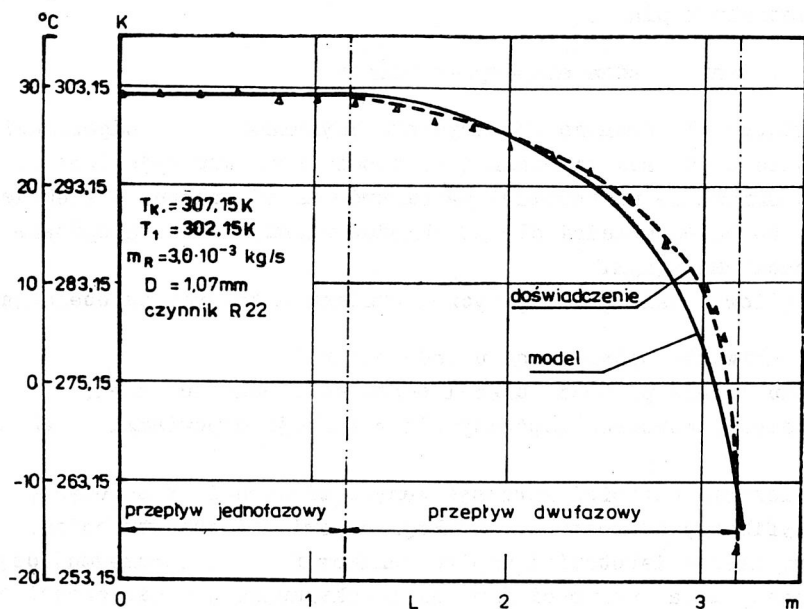
przedstawiono w pracy [60]. Analiza została przeprowadzona w oparciu o programy CADEX GOLD [29]. Postacie równań aproksymujących, jak również wybrane elementy analizy statystycznej przedstawiono w tabeli 8.

Równania aproksymacyjne umożliwiają, na założonym poziomie istotności i w granicach określonych zmiennością parametrów decyzyjnych, określenie temperatury i ciśnienia oraz strumienia dławionego czynnika. Zostało to wykorzystane bezpośrednio do porównania z wynikami analiz teoretycznych i rezultatów modelowania matematycznego.

11. Porównanie danych eksperymentalnych z wynikami analiz teoretycznych

Porównanie danych eksperymentalnych z wynikami analiz teoretycznych wymaga doboru kryterium tak, aby cel porównania jakim jest weryfikacja i ocena dokładności modeli teoretycznych, mógł być osiągnięty.

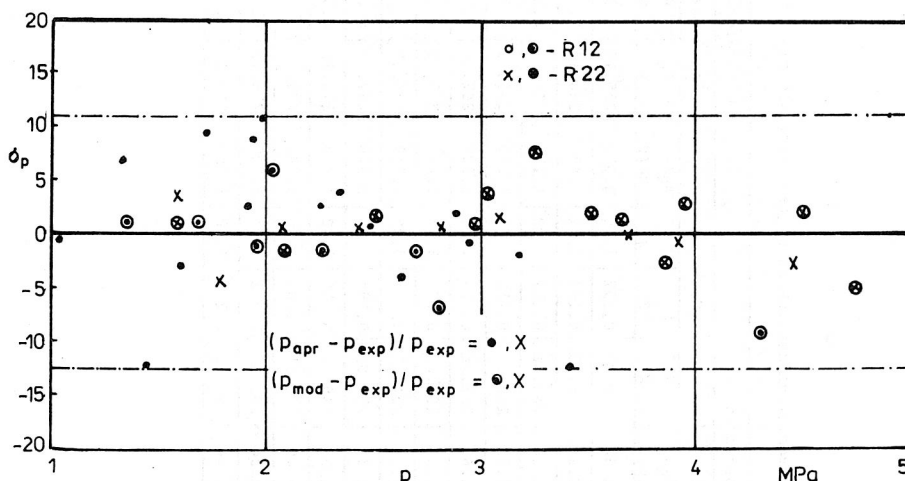
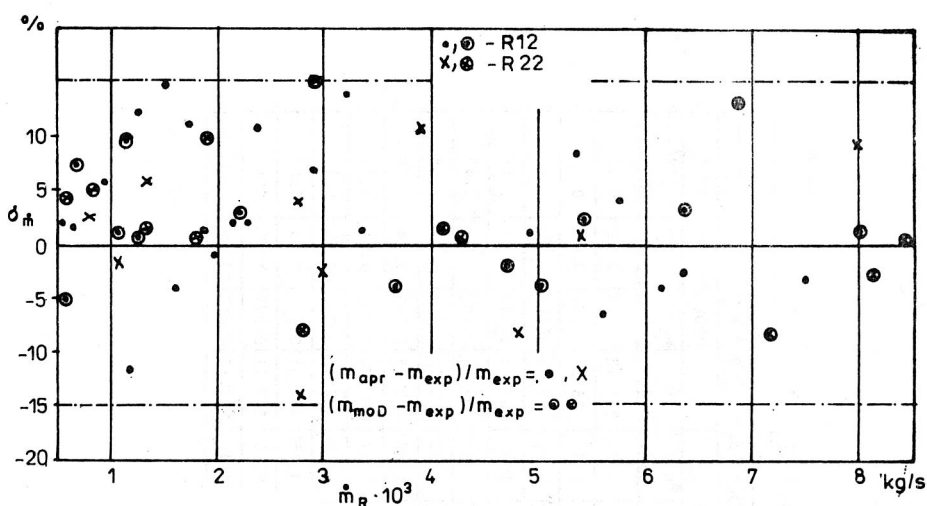
Proponowana numeryczna postać modeli matematycznych stwarza możliwość śledzenia zmian wartości wybranych parametrów dławionego czynnika po długości elementu i porównanie z rezultatami eksperymentu. Takim parametrem może być np. temperatura czynnika $T = Z(z)$. Przykładowe rezultaty tego porównania przedstawiono na rys. 46.



Rys. 46. Porównanie rozkładu temperatur wzdłuż elementu dławiącego określonych z modelu teoretycznego i doświadczalnie (czynnik R22)

Fig. 46. Distribution of temperature along the throttling devices determined from theoretical model compared with pressures determined experimentally. Refrigerant R22

Porównaniu może podlegać również końcowy efekt działania elementu dławiącego, tzn. parametry wylotowe dławionego czynnika przy założonej średnicy i długości elementu oraz zadanych parametrach wlotowych. Można porównać długość elementu określoną z obliczeń i dobraną doświadczalnie, konieczną do osiągnięcia wymaganych parametrów wylotowych, przy założonych wlotowych. Niektórzy autorzy [70], [131] zalecają porównanie tylko krytycznego strumienia dławionego czynnika, przy założeniu wszystkich pozostałych parametrów.



Rys. 47. Porównanie danych eksperymentalnych, wartości obliczonych z równań aproksymujących oraz wartości określonych z modeli teoretycznych
Fig. 47. Comparison of experimental data, values calculated from approximate equations and values determined from theoretical models

W trakcie badań eksperymentalnych dokonano pomiaru temperatury, ciśnienia i strumienia masy czynnika na wylocie z elementu dławiącego, przy zakładanych parametrach wlotowych i parametrach geometrycznych. Do porównania z wynikami analiz teoretycznych, przyjęto zatem te pomierzone wartości parametrów.

Do programów obliczeniowych, rozwiązujących modele matematyczne, wprowadzono dane wejściowe w postaci wartości średnicy, temperatury kondensacji, stopnia dochłodzenia oraz strumienia masy czynnika. Porównanie przeprowadzono dla czynników R22 i R12, a wybrane rezultaty porównania przedstawiono w tab. 9 oraz 10. Podstawowym punktem odniesienia

Tabela 9.

Porównanie danych eksperymentalnych z wynikami obliczeń teoretycznych dla czynnika R 12

Lp.	Dane wejściowe			Dławienie adiabatyczne								Dławienie diabatyckie $L_s=0,9$ m							
				DOŚWIADCZENIE				MODEL				Doświadczenie				MODEL			
				T_0 K	p_0 MPa	L m	$\dot{m}_R \times 10^3$ kg/s	T_0 K	p_0 MPa	L m	$\dot{m}_R \times 10^3$ kg/s	T_0 K	p_0 MPa	$\dot{m}_R \times 10^3$ kg/s	T_0 K	p_0 MPa	L m	$\dot{m}_R \times 10^3$ kg/s	
1	0.64	314.15	0	249.15	0.13	3.5	0.54	249.68	0.132	3.50	0.513	255.15	0.166	0.61	254.72	0.161	3.41	0.61	
2	0.64	314.15	9	255.15	0.16	3.5	0.64	255.43	0.166	3.52	0.695	260.15	0.200	0.72	258.35	0.182	3.66	0.72	
3	0.74	314.15	9	260.15	0.20	3	1.24	260.36	0.197	3.02	1.115	264.15	0.232	1.28	263.78	0.225	3.08	1.28	
4	0.74	314.15	15	263.15	0.22	3	1.32	263.75	0.216	2.99	1.270	268.15	0.276	1.41	267.91	0.263	2.82	1.41	
5	0.91	314.15	15	259.15	0.19	5.5	1.61	258.78	0.179	5.51	1.587	262.15	0.215	1.65	260.94	0.207	5.25	1.65	
6	0.91	314.15	0	257.15	0.18	3	1.38	257.05	0.177	2.99	1.430	237.15	0.180	1.38	256.31	0.171	2.96	1.38	
7	1.07	305.15	0	254.65	0.16	3	1.85	254.01	0.158	3.00	1.840	256.15	0.170	1.89	257.79	0.162	3.04	1.89	
8	1.07	305.15	6	260.15	0.20	3	2.33	259.85	0.195	2.99	2.390	262.15	0.215	2.37	261.78	0.197	3.11	2.37	
9	1.37	322.15	0	270.15	0.28	3	5.06	269.70	0.275	3.00	4.880	273.15	0.31	5.10	272.13	0.289	2.96	5.1	
10	1.37	322.15	8	271.15	0.3	4.2	5.40	270.75	0.285	4.20	5.280	274.15	0.33	5.45	274.51	0.295	4.58	5.45	
11	1.54	314.15	15	276.15	0.35	3	9.04	276.27	0.342	3.01	8.900	278.15	0.36	9.10	277.71	0.377	3.27	9.1	
12	1.54	305.15	6	266.15	0.25	3	6.44	266.10	0.244	3.00	6.250	269.15	0.28	6.48	267.98	0.252	3.08	6.48	

Tabela 10.

Porównanie danych eksperymentalnych z wynikami obliczeń teoretycznych dla czynnika R 22

Lp.	Dane wejściowe				Dławienie adiabatyczne							Dławienie diabatyyczne						
					DOŚWIADCZENIE			MODEL				Doświadczenie			MODEL			
	D mm	T _k K	ΔT _d K	L m	T _n K	p MPa	m _R ×10 ³ kg/s	T _o K	p _o MPa	m _R ×10 ³ kg/s	L m	T _o K	p _o MPa	m _R ×10 ³ kg/s	T _o K	p _o MPa	m _R ×10 ³ kg/s	L m
1	0.64	307.15	5	3	250.15	0.22	0.81	250.1	0.215	0.77	2.982	253.15	0.25	0.85	253.04	0.241	0.85	3.39
2	0.64	307.15	5	5	242.15	0.16	0.6	242.0	0.156	0.57	5.019	243.15	0.16	0.64	245.33	0.176	0.64	4.96
3	0.74	315.15	6	4	253.15	0.25	1.1	253.14	0.241	1.1	3.982	255.15	0.26	1.15	254.99	0.318	1.15	4.03
4	0.74	305.15	6	3	257.15	0.28	1.32	257.28	0.282	1.28	2.989	259.15	0.31	1.36	257.36	0.361	1.36	2.96
5	0.91	307.15	5	3	258.15	0.30	2.8	258.93	0.301	2.24	3.011	260.15	0.32	2.85	259.12	0.374	2.85	3.15
6	0.91	307.15	10	5	250.15	0.22	1.8	250.35	0.216	1.62	5.000	252.15	0.25	1.84	253.93	0.301	1.84	6.02
7	1.07	315.15	10	3	265.15	0.38	3.7	266.1	0.389	3.85	3.003	267.15	0.4	3.74	265.5	0.425	3.74	3.21
8	1.07	307.15	10	3	258.15	0.31	2.8	259.13	0.303	3.02	3.014	260.15	0.32	2.86	258.89	0.366	2.86	2.89
9	1.37	307.15	5	4.2	258.15	0.31	4.8	258.84	0.299	4.88	4.208	282.15	0.33	4.85	253.22	0.299	4.85	4.18
10	1.37	315.15	6	4.2	263.15	0.36	5.4	263.42	0.354	5.52	4.195	265.15	0.38	5.44	263.19	0.392	5.44	4.26
11	1.54	315.15	6	3	270.15	0.45	9.0	270.12	0.447	8.95	2.996	274.15	0.47	9.06	274.64	0.481	9.06	3.11
12	1.54	315.15	6	3	266.15	0.39	8.2	265.41	0.380	7.95	2.986	271.15	0.49	8.28	271.15	0.463	8.28	3.01

przy porównaniu wszystkich wartości zamieszczonych w tabelach jest temperatura czynnika na wylocie z elementu dławiącego. Na rysunku 47 przedstawiono rezultaty porównania danych eksperymentalnych, wartości wynikających z równań aproksymacyjnych, wyników badań oraz wartości z modeli teoretycznych.

CZĘŚĆ V. MOŻLIWOŚCI APLIKACYJNE PRACY

Przedstawiona analiza teoretyczna i modele matematyczne procesu dławienia w kapilarnych elementach dławiących mogą być bezpośrednio wykorzystane w praktyce projektowej.

Modele matematyczne mogą być podstawą do opracowania metod obliczania i doboru elementów kapilarnych, a rezultaty analiz teoretycznych i pełnego rozeznania problemu mogą przyczynić się do powstania konstrukcji prototypowych.

12. Numeryczna metoda obliczania i doboru elementów dławiących

Proponowana metoda obliczania i doboru elementów dławiących jest kompleksową metodą umożliwiającą projektowanie takich elementów oraz ich optymalizację pod kątem wybranego kryterium. Metoda została opracowana w postaci pakietu programów obliczeniowych, którym nadano roboczą nazwę EXPANSION-DEVICE.

Na podstawie programów zawartych w pakiecie EXPANSION-DEVICE można obliczyć i dobrać element dławiący - rurkę kapilarną do agregatów sprężarkowych urządzeń chłodniczych, klimatyzatorów i pomp ciepła, małej i średniej wydajności, pracujących na czynnikach chlorowcopochodnych.

Prezentowana nowa metoda numerycznego obliczania elementu dławiącego została opracowana na podstawie pełnego, teoretycznego modelu matematycznego procesu dławienia dwufazowego czynnika - rozwiązanego i zweryfikowanego doświadczalnie, w pełnym zakresie stosowanych średnic elementu i parametrów wlotowych czynnika roboczego, uzupełnionego modelem przepływu jednofazowego [48] oraz modelem strat wlotowych i wylotowych. Metoda została sprawdzona w zakresie

- | | |
|---------------------------|--------------------------------------|
| - temperatury kondensacji | $T_k = 298,15-328,15 \text{ K}$ |
| - stopnia dochłodzenia | $\Delta t_d = 0-20 \text{ K}$ |
| - średnicy elementu | $D = 0,6-2,5 \text{ mm}$ |
| - strumienia masy | $\dot{m} = 0,0006-0,04 \text{ kg/s}$ |
| - wydajności ziębienia | $Q = 60-3000 \text{ W}$ |

i w tym zakresie ma najlepszą dokładność.

Program został opracowany dla dławienia czynników: R11, R12, R13, R22. (Może być stosowany dla innych czynników chłodniczych po wprowadzeniu zależności określających własności tych elementów na liniach nasyce-
nia.)

W zależności od konstrukcji agregatu sprężarkowego możliwe jest obliczenie elementu dławiącego i parametrów dławionego zbiornika w warunkach:

- adiabatycznych,
- wymiany ciepła z otoczeniem,
- zastosowania doziębienia (kilka możliwych rozwiązań),
- wymiany ciepła z otoczeniem i doziębienia.

Program umożliwia uwzględnienie (lub nie) zwinięcia elementu [42], [49] dławiącego w węzownię spiralną oraz automatyczny dobór średnicy elementu do zadanych parametrów wlotowych i wymaganych wylotowych - z uwzględnieniem powstania krytycznych warunków przepływu. Możliwy jest również automatyczny dobór doziębiciela.

12.1. Informacje o użytkowaniu programu obliczeniowego

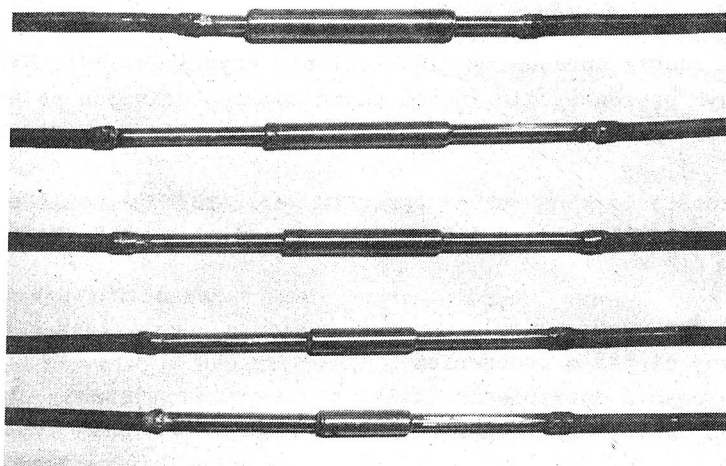
Pakiet EXPANSION-DEVICE składa się z czterech niezależnych programów obliczeniowych, umożliwiających obliczanie elementów dławiących, przy założeniu różnych struktur dławionego dwufazowego czynnika chłodniczego i różnych równaniach wynikowych modelu matematycznego. Przyjęcie określonego modelu wpływa bezpośrednio na dokładność obliczeń w określonych przedziałach zakresu stosowanych parametrów pracy.

Program CAPILLARY-H (capill-h.exe), zakładający homogeniczny model przepływu dwufazowego nadaje się najlepiej (najlepsza dokładność) dla mniejszych średnic elementu $D \leq 1,0$ mm i wydajnościach ≤ 250 W.

Program CAPILLARY-P (capill-p.exe), zakładający model pęcherzykowy przepływu dwufazowego nadaje się najlepiej dla średnic $D = 1,0-2,2$ mm i wydajności ≤ 3000 W.

Program CAPILLARY-R (capill-r.exe), zakładający model rozwarstwiony przepływu dwufazowego nadaje się dla średnic $D = 2,2-2,5$ mm i większych oraz wydajności ≥ 3000 W. Program ten umożliwia obliczenie elementu dławiącego tylko w warunkach adiabatyczności przepływu (bez uwzględniania doziębienia), ponieważ stosowane konstrukcje doziębicieli, przy tak dużej wydajności, nie wpływają bezpośrednio na parametry procesu dławienia.

Program DEVICE-H (device-h.exe), zakładający homogeniczny model przepływu dwufazowego umożliwia obliczanie elementów dławiących specjalnej konstrukcji, których zasada działania jest podobna do działania ru-



Rys. 48. Zestaw prototypowych elementów dławiących bez zdolności regulacji parametrów dławionego czynnika

Fig. 48. A system of prototype throttling devices without possibility of regulation of parameters of the throttled refrigerant

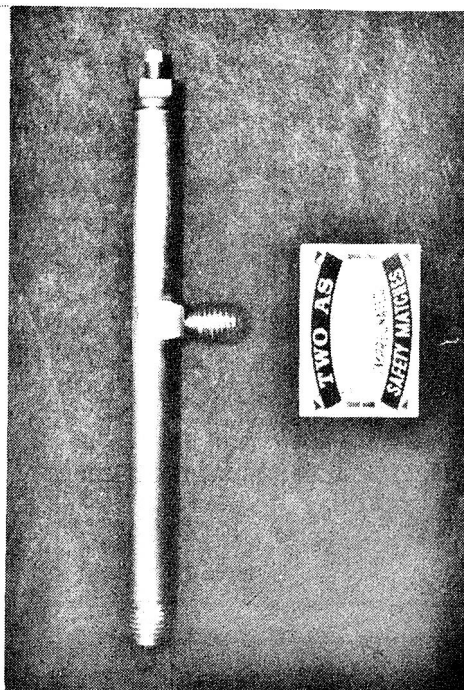
rek kapilarnych (dławienie w długim kanale o stałym przekroju poprzecznym).

W programach CAPILLARY-H i CAPILLARY-P istnieje możliwość skorzystania z automatycznego doboru średnicy elementu i automatycznego doboru doziębniacza. Obie możliwości są formą optymalizacji technicznej. W pierwszym wypadku jest to dobór średnicy elementu gwarantującej zdławienie określonego strumienia czynnika, w granicach zadanych parametrów, przy minimalnej długości elementu. W drugim, dobór długości i umieszczenia doziębniacza na długości elementu, gwarantujący maksymalny efekt doziębienia.

13. Prototypowe elementy dławiące

Na skutek swoich niekwestionowanych zalet, kapilarne elementy dławiące są coraz powszechniej stosowane i to do urządzeń o coraz większej wydajności. Próby eliminowania wad tych elementów i zastępowania ich dławikami innej konstrukcji, o innej zasadzie działania, nie zakończyły się jednak powodzeniem, a z ich stosowania zrezygnowano już na etapie projektowania i badań laboratoryjnych.

Na podstawie przeprowadzonej analizy teoretycznej, modeli matematycznych i wyników badań eksperymentalnych, autor zaproponował dwie konstrukcje prototypowych elementów dławiących, które mogą zastąpić elementy kapilarne w urządzeniach chłodniczych [62], [63]. Zasada dławienia czynnika w proponowanych elementach dławiących jest analogiczna jak w



Rys. 49. Prototypowy element dławiący ze zdolnością regulacji parametrów dławionego czynnika

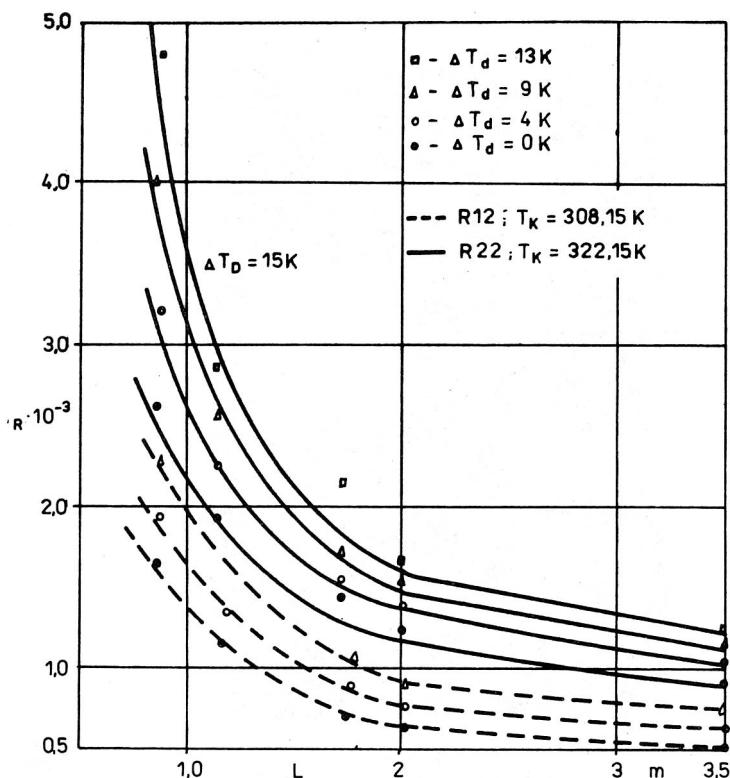
Fig. 49. A prototype throttling device with possibility of regulation of parameters of the throttled refrigerant

elementach kapilarnych - spadek ciśnienia osiągany jest na długiej drodze przepływu, ale ich prototypowa konstrukcja oraz rozwiązanie kanału dławiącego powodują, że są one pozbawione podstawowych wad elementów kapilarnych, przy zachowaniu wszystkich zalet.

Na rysunku 48 przedstawiono typoszereg prototypowych elementów dławiących, których konstrukcja nie gwarantuje jednak zdolności regulacji strumienia dławionego czynnika. Na rysunku 49 przedstawiono drugą konstrukcję o podobnej zasadzie działania, która jednak umożliwia regulację zdolności dławienia.

Elementy prototypowe obu konstrukcji poddano szczegółowym badaniom laboratoryjnym i eksploatacyjnym [61]. Wybrane charakterystyki pracy przedstawiono na rys. 50-52. Uzyskane rezultaty zostały poddane analizie teoretycznej, pod kątem możliwości zastosowania w systemach sprężarkowych i - docelowo - zastąpienia elementów kapilarnych [61].

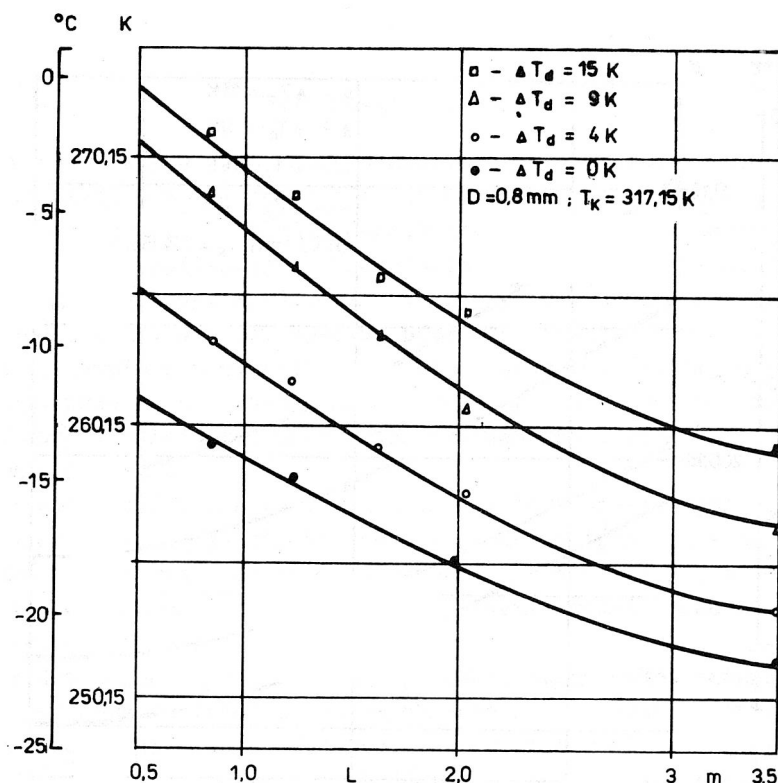
Analizie poddano konstrukcję elementów dławiących, charakterystyki pracy, zdolności regulacyjne oraz uzyskiwane wartości parametrów wylotowych.



Rys. 50. Zmiany wartości strumienia dławionego czynnika R12 i R22 w zależności od długości kanału dławiącego i stopnia dochłodzenia
Fig. 50. Changes of the throttled refrigerant R12 and R22 mass flow rate depending on the throttling canal length and aftercooling degree

Oceniając konstrukcję elementów dławiących prototypowych można stwierdzić, że jest to konstrukcja bardzo zwarta, a przez to mało narażona na uszkodzenia mechaniczne i dogodna do zamontowania w stosunkowo niewielkiej, dyspozycyjnej przestrzeni agregatu ziębiącego. Zwartość budowy umożliwia stosowanie większych średnic kanału dławiącego niż w elementach kapilarnych i wydłużenia drogi dławienia. W efekcie czyni to element mniej wrażliwym na zanieczyszczenia czynnika i bardziej odpornym na zatykanie przez wymrażaną ewentualnie wilgoć i wytrącaną parafinę z oleju.

Charakter zmian parametrów dławionego ziębnika jest w elementach bez zdolności regulacji bardzo podobny co do jakości do dławienia w elementach kapilarnych. Uzyskiwane wartości dławienia czynnika modelowego i czynników rzeczywistych R12 i R22, zależność od parametrów geometrycznych, parametrów wlotowych a także uzyskane zależności aproksymujące [61] są porównywalne z elementami kapilarnymi. Obliczenia projektowe prototypowych elementów dławiących metodą obliczeniową proponowaną w



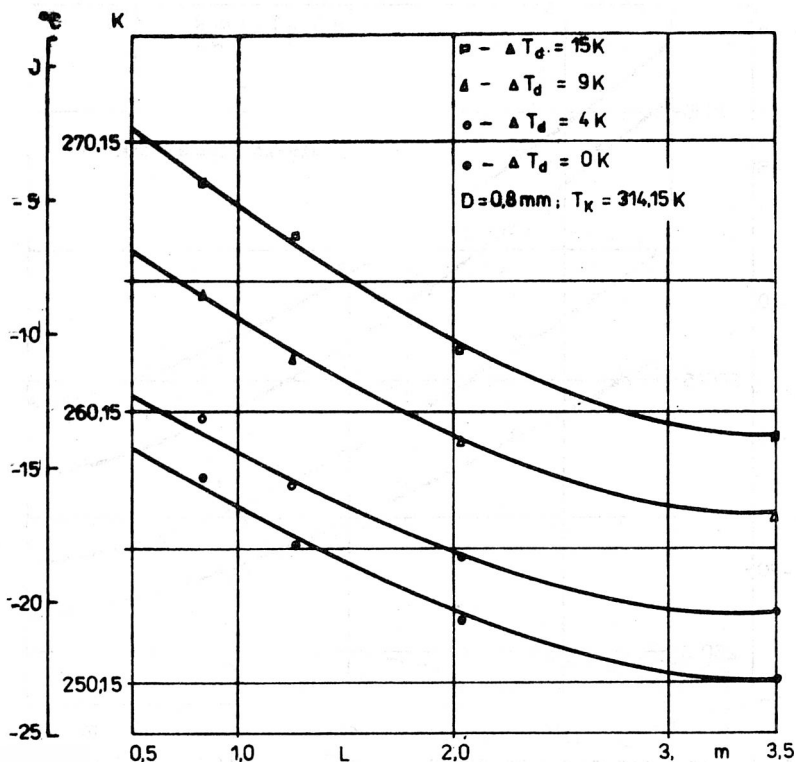
Rys. 51. Zmiany temperatury czynnika R22 na wylocie z elementu dławiącego w zależności od długości kanału dławiącego i stopnia dochłodzenia
 Fig. 51. Changes of the temperature of the refrigerant R22 at the outlet of the throttling device depending on the throttling canal length and subcooling degree

punkcie 12, wymaga wprowadzenia do metody ogólnej, zmiennej uwzględniającej wpływ krzywizny drogi dławienia na współczynniki oporów tarcia [42], [49].

Efekty i charakterystyki pracy elementów prototypowych bez zdolności regulacji parametrów dławionego czynnika wskazują na możliwość zastąpienia w systemach sprężarkowych elementów kapilarnych przez w.w. elementy dławiące.

Oprócz cech już wymienionych, prototypowe elementy dławiące, które mają zdolność regulacji parametrów dławionego czynnika, umożliwiają regulację długości drogi dławienia, a przez to temperatury i ciśnienia wylotowego oraz strumienia masy czynnika.

Na podstawie analizy charakterystyki regulacyjnej można stwierdzić, że regulowany zakres parametrów dławionego czynnika zależy od parametrów geometrycznych elementu oraz, przede wszystkim, od średnicy kanału, przy czym wzrasta minimalna wartość strumienia masy czynnika, którą może zdławić dany element. Przy proponowanych parametrach geometrycznych elementu - gabaryty i usytuowanie króćców odpływowych - wskazane byłoby



Rys. 52. Zmiany temperatury czynnika R12 na wylocie z elementu dławiącego w zależności od długości kanału dławiącego i stopnia dochłodzenia
 Fig. 52. Changes of the temperature of the refrigerant R12 at the outlet of the throttling device depending on the throttling canal length and aftercooling degree

dobieranie średnicy kanału dławiącego do pewnej określonej wydajności urządzenia chłodniczego. Zdolności regulacyjne obejmowałyby wtedy zakres $\pm 20\%$ od wartości nominalnej, przy czym za wartość nominalną należałoby uznać strumień czynnika przepływający przy środkowym położeniu części regulacyjnej.

Istnieje oczywiście możliwość zwiększenia zdolności regulacyjnych elementu dławiącego, ale wiąże się to z koniecznością zwiększenia gabarytów elementu, ewentualnie zmianą usytuowania króćców dolotowych.

Regulacja parametrów dławionego czynnika może odbywać się podczas pracy urządzenia chłodniczego. Fakt, że jest to element przelotowy stwarza również możliwość wyrównania ciśnień po stronie ssawnej i tłocznej sprężarki w czasie postoju i zmniejszenie momentu rozruchowego.

Oceniając całościowo pracę proponowanych elementów prototypowych można stwierdzić, że uzyskane rezultaty a także walory eksploatacyjne potwierdziły założenia i obliczenia projektowe oraz kierunek prowadzonych analiz teoretycznych.

14. Uwagi i wnioski

Przedstawione w pracy modele matematyczne procesu dławienia czynnika chłodniczego w kapilarnych elementach dławiących zarówno w sposobie formułowania, jak i przekształceniach oraz rozwiązaniu, zostały ukierunkowane na stronę aplikacyjną. Proponowana metoda modelowania jest próbą całościowego, ogólnego spojrzenia na rzeczywisty proces dławienia czynnika chłodniczego. W takim ujęciu, przedmiot analizy i modelowania jest zbiorem wzajemnie powiązanych elementów składowych, wynikających z rzeczywistego przebiegu procesu. Modelowanie polega na określeniu poszczególnych modeli składowych oraz ustaleniu matematycznych i fizycznych powiązań między nimi.

Oparcie modelowania na podstawach czysto teoretycznych z jednoczesnym włączeniem eksperymentu biernego i czynnego (przy ustalaniu założeń i warunków brzegowych, doborze zależności uzupełniających i weryfikacji rezultatów modelowania), spowodowało uzyskanie modeli adekwatnych do rzeczywistego procesu.

Przedstawione w pracy przykłady praktycznego wykorzystania tych modeli do opracowania metod i wzorów obliczeniowych oraz konstrukcji elementów prototypowych, nie wyczerpują wszystkich możliwości ich zastosowania. Próby wykorzystania modeli do analiz poznawczych (np. zjawiska przepływu krytycznego) i prac optymalizacyjnych (np. optymalny dobór średnicy elementu, dobór doziebiacza) można uznać za w pełni udane.

Proces dławienia dwufazowego czynnika chłodniczego jest podstawowym, integralnym procesem lewobieżnego obiegu termodynamicznego. Dławienie w kapilarnych elementach dławiących jest często występującym, jednak jednym z wielu przykładów jego realizacji. Proponowana metoda modelowania tego procesu, jej rezultaty, metoda obliczania, doboru i konstrukcji elementów prototypowych, zweryfikowana pozytywnie w danym przypadku, może również stanowić punkt wyjścia do jej dalszego, ogólnego poznania.

ZAŁĄCZNIK 1

Modele matematyczne własności fizycznych i termodynamicznych czynników chłodniczych

W celu rozwiązania równań opisujących proces dławienia dwufazowego czynnika chłodniczego w kapilarnym elemencie dławiącym, konieczna jest znajomość własności fizycznych i termodynamicznych czynnika na liniach nasycenia. Metodę i sposób określenia własności zaczerpnięto z prac [5], [102]. Do określania wybrano te własności fizyczne i termodynamiczne, które umożliwiają rozwiązanie równań modeli matematycznych, konstrukcję wykresów kalorycznych, oraz pełną identyfikację procesu dławienia na wykresie $\lg p-h$. Pełne modele matematyczne własności zostały przedstawione w pracach [58], [60]. Ponieważ do numerycznego rozwiązania modeli matematycznych najwygodniej jest wykorzystywać zależności aproksymacyjne, więc na podstawie tablic własności czynników chłodniczych [103] zaaproksymowano:

- ciśnienie pary nasyconej $p(T)$	$[p(T)]$
- entalpię cieczy nasyconej $h'(T)$	$[hp(T)]$
- właściwe ciepło parowania $r(T)$	$[r(T)]$
- wsp. przew. ciepła cieczy nasyc. $\lambda'(T)$	$[lap(T)]$
- wsp. przew. ciepła pary nasyc. $\lambda''(T)$	$[lab(T)]$
- ciepło wł. cieczy nasyconej $c'(T)$	$[cpp(T)]$
- ciepło wł. pary nasyconej $c''(T)$	$[cpb(T)]$
- gęstość wł. cieczy nasyconej $\rho'(T)$	$[rop(T)]$
- gęstość wł. pary nasyconej $\rho''(T)$	$[rob(T)]$
- dyn. współcz. lepkości cieczy nasyc. $\mu'(T)$	$[mip(T)]$
- dyn. współcz. lepkości pary nasyc. $\mu''(T)$	$[mib(T)]$
- napięcie powierzchniowe cieczy $\sigma'(T)$	$[sig(T)]$

gdzie w nawiasach kwadratowych podano oznaczenia funkcji w programie obliczeniowym. Wszystkie własności zaaproksymowano wielomianami trzeciego lub czwartego stopnia jako funkcje zmiennej T , przy czym maksymalny błąd aproksymacji nie przekraczał 1,5% [60]. Wartości wyznaczonych współczynników dla R11, R12, R13, R22 można odczytać z zamieszczonych poniżej fragmentów programów aproksymacyjnych (jednostki w układzie SI).

DEF Fnp(T) 'cisnienie nasycenia

SHARED CZYNNIKI

LOCAL T1,T2,T3

T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2

SELECT CASE CZYNNIKI

CASE 11: Fnp=39567.874+1703.6537*T1+32.216364*T2+0.25603148*T3

CASE 12: Fnp=308.9075E3+10087.366*T1+125.80341*T2+.70333977*T3

CASE 13: Fnp=1971572.2+50417.693*T1+463.45848*T2+1.5448723*T3

CASE 22: Fnp=495615.4+16393.38*T1+203.06856*T2+.92639276*T3

END SELECT

END DEF

DEF Fhnp(T) entalpia cieczy

SHARED CZYNNIKI

LOCAL T1,T2,T3

T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2

SELECT CASE CZYNNIKI

CASE 11: Fhnp=500.03791e3+871.20021*T1+.27185941*T2+2.1179137e-3*T3

CASE 12: Fhnp=400006.01+943.24608*T1+.075890756*T2+3.9135329E-3*T3

CASE 13: Fhnp=400729.45+1295.7976*T1+5.6179471*T2+.0272562*T3

CASE 22: Fhnp=499956.29+1178.0459*T1+1.2570976*T2+5.940327E-3*T3

END SELECT

END DEF

DEF Fnr(T) 'cieplo parowania

SHARED CZYNNIKI

LOCAL T1,T2,T3

T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2

SELECT CASE CZYNNIKI

CASE 11: Fnr=190290.56-347.76547*T1-.2053262*T2-6.1153873e-3*T3

CASE 12: Fnr=152064.88-495.31544*T1-1.3914651*T2-.012422604*T3

CASE 13: Fnr=89226.427-1320.2253*T1-12.216816*T2-.060799878*T3

CASE 22: Fnr=204420.06-811.38379*T1-3.1253611*T2-.015875744*T3

END SELECT

END DEF

DEF Fnlap(T) 'wsp.przewodzenia ciepla cieczy

SHARED CZYNNIKI

LOCAL T1,T2,T3

T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2

SELECT CASE CZYNNIKI

CASE 11: Fnlap=.095296858-.28793529e-3*T1-1.2870998e-8*T2+2.3901231e-10*T3

CASE 12: Fnlap=.078305648-.36740729e-3*T1-1.2596161e-8*T2+4.0155657e-10*T3

CASE 13: Fnlap=.060359455-.6365878e-3*T1-2.6091323e-6*T2-9.6061188e-9*T3

CASE 22: Fnlap=.097797253-.51198981e-3*T1-2.0763821e-7*T2-2.124485e-9*T3

END SELECT

END DEF

DEF Fnlap(T) 'wsp.przewodzenia ciepla pary

SHARED CZYNNIKI

LOCAL T1,T2,T3

T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2

SELECT CASE CZYNNIKI

CASE 11: Fnlap=7.1274723e-3+19.02596e-6*T1+2.9592249e-7*T2

CASE 12: Fnlap=9.0191046e-3+73.726944e-6*T1+5.6998262e-7*T2-6.529729e-10*T3

CASE 13: Fnlap=.013819896+.19800128e-3*T1+2.38688e-6*T2+1.3927667e-8*T3

CASE 22: Fnlap=.010697619+36.935239e-6*T1-1.5714303e-8*T2-5.0476223e-10*T3

END SELECT

END DEF

```

DEF FMcp(T) 'cieplo wlasciwe cieczy
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
  T1=T-273.15 : T2=T1+T1 : T3=T1+T2

```

```

SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11: FMcp=869.75666+.63519266*T1+.46593696e-3*T2+38.966107e-6*T3
CASE 12: FMcp=944.3133+1.4462863*T1+.6.3876156e-3*T2+2.4947083e-4*T3
CASE 13: FMcp=1323.7695+16.004352*T1+.22104064*T2+1.0862415e-3*T3
CASE 22: FMcp=1168.0486+2.5632552*T1+.031417197*T2+.15912567e-3*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FMcpb(T) 'cieplo wlasciwe pary
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
  T1=T-273.15 : T2=T1+T1 : T3=T1+T2

```

```

SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11: FMcpb=559.15329+1.1653283*T1+.081758969e-3*T2+36.006778e-6*T3
CASE 12: FMcpb=607.52557+2.8842769*T1+.01785664*T2+24.621982e-6*T3
CASE 13: FMcpb=1117.8975+30.948725*T1+0.68370904*T2+.0048699075*T3
CASE 22: FMcpb=645.12271+2.6864218*T1+.024504956*T2+.13410204e-3*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FMrop(T) 'gestosc cieczy
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
  T1=T-273.15 : T2=T1+T1 : T3=T1+T2

```

```

SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11: FMrop=1534.2078-2.2713641*T1-2.0208308e-3*T2-11.994322e-6*T3
CASE 12: FMrop=1395.7097-3.2548591*T1-6.4389361e-3*T2-56.476842e-6*T3
CASE 13: FMrop=1110.1353-7.9397354*T1-.059653733*T2-.29549278e-3*T3
CASE 22: FMrop=1286.0496-3.4589179*T1-9.879834e-3*T2-26.510625e-6*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FMrob(T) 'gestosc pary
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
  T1=T-273.15 : T2=T1+T1 : T3=T1+T2

```

```

SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11: FMrob=2.6202979+90.161493e-3*T1+1.3266527e-3*T2+19.367477e-6*T3
CASE 12: FMrob=17.920545+.54512892*T1+6.9792875e-3*T2+59.553372e-6*T3
CASE 13: FMrob=138.81695+4.7226449*T1+.070440279*T2+.39989891e-3*T3
CASE 22: FMrob=20.731227+.69618337*T1+9.5947283e-3*T2+50.79483e-6*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FMwp(T) 'wsp.lepkosci cieczy
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
  T1=T-273.15 : T2=T1+T1 : T3=T1+T2

```

```

SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11: FMwp=.55019772e-3-6.6995045e-6*T1+6.2762519e-8*T2-2.4368513e-10*T3
CASE 12: FMwp=.24539828e-3-2.9021485e-6*T1+2.5712471e-8*T2-1.6135336e-10*T3
CASE 13: FMwp=.129995e-3-2.5295874e-6*T1-7.204953E-9*T2-1.5426484E-10*T3
CASE 22: FMwp=266.34983E-6-1.4956293E-6*T1+1.123937E-8*T2-7.8057935E-11*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FNaib(T) 'wsp.lepkosci pary
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
      T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2
SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11:      FNaib=9.7021175e-6+3.4090677e-8*T1+1.1353145e-10*T2
CASE 12:      FNaib=12.37821e-6+5.0581696e-8*T1+4.5111508e-10*T2-8.8979009e-13*T3
CASE 13:      FNaib=16.372582e-6+1.6871632e-7*T1+2.1357084e-9*T2+1.3070339e-11*T3
CASE 22:      FNaib=11.99947e-6+3.5868578e-8*T1-8.7469552e-11*T2-3.7624417e-14*T3
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FNsp(T) 'entropia cieczy
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
      T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2
SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11:      FNsp=401.59313+t1*3.0830448-t2*.0018735763-t3*1.8999763e-6
CASE 12:      FNsp=561.57937+t1*3.3548305-t2*.0035859842+t3*2.967169e-5
CASE 13:      FNsp=812.73666+t1*5.495538+t2*.025870865+t3*1.5736792e-4
CASE 22:      FNsp=510.60188+t1*4.1962488-t2*.0031979968+t3*3.0116757e-5
END SELECT
END DEF

```

```

DEF FNaib(T) 'entropia pary
SHARED CZYNNIKI
LOCAL T1,T2,T3
      T1=T-273.15 : T2=T1*T1 : T3=T1*T2
SELECT CASE CZYNNIKI
CASE 11:      FNaib=1099.4784-t1*.69024038+t2*.0081727379-t3*3.3521999e-5
CASE 12:      FNaib=1120.0317-t1*.45546606+t2*.0052942932-t3*4.8683818e-5
CASE 13:      FNaib=1113.8321-t1*2.5680951-t2*.036541616-t3*2.5862391e-4
CASE 22:      FNaib=1254.3179-t1*1.5180115+t2*.0063913718-t3*8.4062609e-5
END SELECT
END DEF

```


ZAŁĄCZNIK 2

Wydruki zawartości monitora z pracy programu obliczeniowego elementów dławiących

Poniżej zamieszczono wydruki:

- informacyjnej planszy wstępnej programu,
- planszy z opcji wprowadzania danych,
- bieżących wydruków wartości obliczanych,
- planszy wydruków wyników końcowych.

Wydruki dotyczą programów CAPILL-H, CAPILL-P, CAPILL-R.

Pierwotne wersje programów obliczeniowych zamieszczono w pracy [60].

CAPILLARY - H

Program pozwala określić długość elementu dławiącego dla
znanej średnicy elementu 'd', założonych parametrów
wlotowych i wymaganych parametrów wylotowych.

Jeżeli dławiony czynnik nie osiąga wymaganych parametrów
wylotowych należy skorzystać z 'AUTOMATYCZNEGO DOBORU
ŚREDNICY' lub zmienić parametry wlotowe.

Jeżeli trzeba dobrać rurkę, w której dławiony ziebnik
będzie doziebiany należy skorzystać z 'AUTOMATYCZNEGO
DOBORU DOZIEBIACZA'

wcisnij dowolny klawisz...

DANE :

LOWNE MENU

strumień ziebnika	mz	[kg/s] = 9.400E-04
temp. kondensacji	tk	[°C] = +50.000
temp. wlotowa ziebnika	tl	[°C] = +45.000
średnica wewn. rurki kap.	dk	[mm] = +0.740
średnica zewn. rurki kap.	dz	[mm] = +2.000
średnica wewn. rurki doz.	ds	[mm] = +8.000
średnica zewn. rurki doz.	doo	[mm] = +10.000
średnica zwinięcia rurki	dzw	[mm] = +10.000
czynnik (R11,R12,R13,R22)	R	12

ADZENIE DANYCH

- Rozwiązanie
- Model dozieb.
- Opcje pracy
- Auto-średnica
- Auto-dozieb.
- Koniec

JESLI PRZEPŁYW NIEADIABATYCZNY ZADAJ :

dt przegrzania w parowadzu dtp	[deg] = +4.000
długość rurki przed doziebaczem	[m] = +1.000
długość rurki doziebacza	[m] = +1.200
temp. ssania sprężarki	tspr [°C] = +25.000
temperatura otoczenia	tot [°C] = +32.000

zmien lub potwierdz dane (ENTER), ESC - wyjście

przerwano obliczenia !
 ESC - stop
 ENTER - kontynuacja
 L - lista parametrow
 O - zmiana opcji

GLOWNE MENU

D - Dane
 ROZWIĄZANIE MODELU
 M - Model dozieb.
 O - Opcje pracy
 A - Auto-srednica
 Z - Auto-dozieb.
 K - Koniec

zi+zij	t1	p	x	hi	ts	q
1.417	+44.539	+1069880	0.0032	442964	25.000	+0.000E+00
1.427	+44.495	+1068767	0.0036	442964	25.000	+0.000E+00
1.437	+44.451	+1067649	0.0039	442964	25.000	+0.000E+00
1.447	+44.407	+1066524	0.0042	442964	25.000	+0.000E+00
1.457	+44.362	+1065391	0.0046	442964	25.000	+0.000E+00
1.467	+44.317	+1064252	0.0049	442964	25.000	+0.000E+00
1.477	+44.272	+1063106	0.0053	442964	25.000	+0.000E+00
1.487	+44.227	+1061953	0.0056	442964	25.000	+0.000E+00

WYNIKI SZCZEGOLOWE :

dlugosc calkowita	ZI	=	3.454	[m]
dlugosc jednofazowa	ZIJ	=	1.307	[m]
temperatura koncowa	T1	=	-15.674	[°C]
cisnienie koncowe	P	=	178997	[Pa]
st suchosci pary	X	=	0.3462	[kg/kg]
entalpia	HI	=	440.4607	[kJ/kg]
entropia	S	=	0.9138	[kJ/kgK]
gestosc	RO	=	1.655E+01	[kg/m3]
predkosc krytyczna	WKR	=	1.349E+02	[m/s]
natezenie krytyczne	MKR	=	+9.599E-04	[kg/s]
temperatura na ssaniu	TS	=	+25.000	[°C]
wsp α wrz czynnika	ALFAR	=	5.289E-07	[W/m²K]
wsp α w rurce ssawn	ALFAS	=	1.060E+02	[W/m²K]
wsp α dla pow zewn	ALFAO	=	9.609E+00	[W/m²K]
wsp Pecleta wewn	KLRSE	=	0.000E+00	[W/m²K]
wsp Pecleta zewn	KLOSE	=	0.000E+00	[W/m²K]
rekuperowane cieplo	QREK	=	+0.000E+00	[W/m²]

GLOWNE MENU

- Dane
 IAZANIE MODELU
 - Model dozieb.
 - Opcje pracy
 - Auto-srednica
 - Auto-dozieb.
 - Koniec

Jezeli chcesz wydrukowac wyniki to wcisnij 'D'
 a jezeli nie to wcisnij cokolwiek innego ...

CAPILLARY - P

Program pozwala okreslic dlugosc elementu dlawiacego dla
znanej srednicy elementu 'd', zalozonych parametrow
wlotowych i wymaganych parametrow wylotowych.

Jezeli dlawiony czynnik nie osiaga wymaganych parametrow
wylotowych nalezy skorzystac z 'AUTOMATYCZNEGO DOBORU
SREDNICY' lub zmienic parametry wlotowe.

wcisnij dowolny klawisz...

DANE :

strumien ziebnika	mz	[kg/s] = 9,400E-04
temp. kondensacji	tk	[°C] = +50.000
temp. wlotowa ziebnika	tl	[°C] = +45.000
srednica wewn. rurki kap.	dk	[mm] = +0.740
srednica zewn. rurki kap.	dz	[mm] = +2.000
srednica wewn. rurki doz.	ds	[mm] = +6.500
srednica zewn. rurki doz.	doo	[mm] = +8.000
srednica zwiniecia rurki	dzw	[mm] = +50.000
czynnik (R11,R12,R13,R22)	R	12

JESLI PRZEPLYW NIEADIABATYCZNY ZADAJ :

dt przegrzania w parowaczu dtp	[deg] = +4.000
dlugosc rurki przed doziebiaczem	[m] = +1.793
dlugosc rurki doziebiacza	[m] = +1.200
temp. ssania sprzarki tspr	[°C] = +22.034
temperatura otoczenia tot	[°C] = +30.000

zmien lub potwierdz dane (ENTER), ESC - wyjscie

LOWNE MENU

ADZENIE DANYCH
- Rozwiazanie
- Model dozieb.
- Opcje pracy
- Auto-srednica
- Auto-dozieb.
- Koniec

przerwano obliczenia !
 ESC - stop
 ENTER - kontynuacja
 L - lista parametrow
 O - zmiana opcji

GLOWNE MENU

D - Dane
 ROZWIAZANIE MODELU
 M - Model dozieb.
 O - Opcje pracy
 A - Auto-srednica
 Z - Auto-dozieb.
 K - Koniec

zi	tl	x	hi	nv	fi	pl	poslizg	tss,
1.628	+44.807	0.0015	442963	5.22E+06	0.0292	1075883	2.03	+22.0340
1.638	+44.774	0.0018	442963	6.26E+06	0.0340	1075039	2.03	+22.0340
1.648	+44.741	0.0020	442963	7.30E+06	0.0387	1074192	2.04	+22.0340
1.658	+44.708	0.0023	442963	8.33E+06	0.0435	1073340	2.04	+22.0340
1.668	+44.674	0.0025	442963	9.37E+06	0.0482	1072485	2.05	+22.0340
1.678	+44.641	0.0028	442963	1.04E+07	0.0529	1071625	2.05	+22.0340
1.688	+44.607	0.0030	442963	1.14E+07	0.0576	1070762	2.06	+22.0340
1.698	+44.573	0.0033	442962	1.25E+07	0.0623	1069894	2.06	+22.0340

WYNIKI SZCZEGOLOWE :

dlugosc calkowita ZI = 4.416 [m]
 dlugosc jednofazowa ZIJ = 1.558 [m]
 temperatura koncowa TI = -15.878 [°C]
 cisnienie koncowe P = 177642 [Pa]
 st suchosci pary X = 0.3627 [kg/kg]
 st zapeln przekroju FI = 0.9871 [m2/m2]
 entalpia HI = 442.9356 [kJ/kg]
 entropia S = 0.0000 [kJ/kgK]
 gestosc RO = 2.935E+01 [kg/m3]
 predkosć krytyczna WKR = 7.440E+01 [m/s]
 natezenie krytyczne MKR = +9.392E-04 [kg/s]
 temperatura na ssaniu TS = +22.034 [°C]
 wsp α wrz czynnika ALFAR = 5.281E-07 [W/m²K]
 wsp α w rurce ssawn ALFAS = 1.961E+02 [W/m²K]
 wsp α dla pow zewn ALFAO = 6.006E+01 [W/m²K]
 wsp Pecleta wewn KLRSE = 0.000E+00 [W/m²K]
 wsp Pecleta zewn KLOSE = 0.000E+00 [W/m²K]
 rekuperowane ciepło QREK = +0.000E+00 [W/m²]

Jezeli chcesz wydrukowac wyniki to wcisnij 'D'
 a jezeli nie to wcisnij cokolwiek innego ...

GLOWNE MENU

- Dane
 IAZANIE MODELU
 - Model dozieb.
 - Opcje pracy
 - Auto-srednica
 - Auto-dozieb.
 - Koniec

CAPILLARY - R

Program pozwala określić długość elementu dławiącego dla
znanej średnicy elementu 'd', założonych parametrów
wlotowych i wymaganych parametrów wylotowych.

wcisnij dowolny klawisz...

GŁÓWNE MENU

DANE :

strumień ziębnika	mz	[kg/s] = 1.000E-03
temp. kondensacji	tk	[°C] = +40.000
temp. wlotowa ziębnika	tl	[°C] = +40.000
średnica wewn. rurki kap. dk		[mm] = +0.800
czynnik (R11,R12,R13,R22)	R	12

zmień lub potwierdź dane (ENTER), ESC - wyjdź

WYBÓR DANYCH

- Rozwiązanie
- Model dozieb.
- Opcje pracy
- Auto-średnica
- Auto-dozieb.
- Koniec

przerwano obliczenia !
 ESC - stop
 ENTER - kontynuacja
 L - lista parametrow
 O - zmiana opcji

GLOWNE MENU

O - Dane
 ROZWIĄZANIE MODELU
 M - Model dozieb.
 O - Opcje pracy
 A - Auto-srednica
 Z - Auto-dozieb.
 K - Koniec

zi+zij	t1	p	x	fi	hi
0.260	+31.838	+780290	0.0708	0.65435	430240
0.270	+31.624	+775965	0.0726	0.66001	430035
0.280	+31.413	+771729	0.0744	0.66538	429833
0.290	+31.206	+767578	0.0762	0.67047	429634
0.300	+31.002	+763508	0.0780	0.67531	429438
0.310	+30.801	+759515	0.0797	0.67992	429245
0.320	+30.603	+755596	0.0814	0.68432	429056
0.330	+30.408	+751748	0.0830	0.68852	428869

przerwano obliczenia !
 ESC - stop
 ENTER - kontynuacja
 L - lista parametrow

GLOWNE MENU

O - Dane
 ROZWIĄZANIE MODELU
 - Model dozieb.
 - Opcje pracy
 - Auto-srednica
 - Auto-dozieb.
 - Koniec

WYNIKI SZCZEGOLOWE :

dlugosc calkowita	ZI ZIJ =	0.340	[m]
dlugosc jednofazowa	ZIJ =	0.000	[m]
temperatura koncowa	T1 =	+30.216	[°C]
cisnienie koncowe	P =	747968	[Pa]
stopien suchosci	X =	0.084670	[]
stopien zapeln.przekr	FI =	0.692541	[]
entalpia ziebniaka	HH =	428.684	[kJ/kg]
entropia	S =	1.0717	[kJ/kgK]
gestosc	RO =	4.619E+01	[kg/m3]
predkosc krytyczna	WKR =	2.156E+02	[m/s]
natezenie krytyczne	MKR =	+5.005E-03	[kg/s]

Jezeli chcesz wydrukowac wyniki to wcisnij 'D'
 a jezeli nie to wcisnij cokolwiek innego ...

0
 5
 3
 4
 8
 5
 6
 9

LITERATURA

- [1] ALAGIN M.I., Matematičeskij model dla rasčiota kapilarnych trubok, Cholodilnaja Technika 1984, nr 7.
- [2] AITŠUL A.D.M., Gidravličeskoe soprotivlenie, Nedra 1970.
- [3] ALESKO P.J., Mechanika židkosti i gaza, Vyšš. Skola 1977.
- [4] Ashrae Guide and Date Book. Fundamentals and Equipment for 1965 and 1966, s. 737-741.
- [5] BADIŁKES I.S., Czynniki i procesy ziębnicze, WNT, 1966.
- [6] BÄCKSTRÖM M., Kältetechnik, G.Braun, Karlsruhe 1953, rozdz. 7.
- [7] BÄCKSTRÖM M., Zur Berechnung des Kapillarrohres als Drosselvorrichtung, Kältetechnik 1958, nr 9, s. 283-289.
- [8] BÄCKSTRÖM M., Strömung von Kältemittel durch ein als Drosselorgan zwischen Hoch- und Niederdruckseite dienendes Kapillarrohr, Kältetechnik 1965, G.Braun Karlsruhe, s. 234.
- [9] BAEHR H.D., Thermodynamik, Springer-Verlag, 1973.
- [10] BJORCK A., DAHLQUIST G., Metody numeryczne, Warszawa, PWN, 1987.
- [11] BIRD B.R., STEVART V.E., Javlenija perenosa, Chimija, 1974.
- [12] BONACINA C. SOVERANO, The capillary tube the "inert" component - in a refrigerating system, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [13] BONACINA C. SOVERANO, The influence of the charge on the performance of a refrigerating system with a capillary tube, IIR, Commision III, Praga, 1969.
- [14] BOLSTAD M., JORDAN R., Theory and use of the capillary tube expansion device, Refr.Eng. 1948, s. 519, Part I, 1949, s. 6, 577, Part. II.
- [15] BUTTERWORTH D. HEWITT G.F., Two-phase flow and heat transfer, Oxford University Press, 1980.
- [16] CHAWLA J.M., BÖCKH P.V., Critical mass flow rate in liquid-vapour mixture, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [17] CHAWLA J.M., Wärmeübergang und Druckverlust bei der Kältemittelverdampfung in waagerechten Strömungsrohr, Chemie, Ingenieur Technik, 1968/5.
- [18] CHAWLA J.M., Wärmeübergang und Druckabfall in waagerechten Rohren bei der Strömung von verdampfenden Kältemittel, Kältetechnik-Klimatisierung, 1967/8.
- [19] CHISHOLM D., Prediction of pressure drop at pipe fittings during two-phase flow, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [20] CHRISTENSEN L.B., JORGENSEN H.P., Flow resistance of a capillary tube heat exchanger, XII CIIR, Madryt, 1967.
- [21] COOPER L., CHU C.K., BRISKEN W.R., Simple selection method for capillaries derived from physical flow conditions, Refr.Eng. 1957 nr 7, s. 37-41, 88-107.
- [22] DAUCHER H.H., Ein Modell zur Beschreibung der Zweiphasenströmung in Drosselkapillaren, Praca doktorska, Universität Karlsruhe, May 1971.

- [23] DITSCH L., Das Kapillarrohr und seine Anwendung an kleinen Kältesystemen, Klima Kälte Ingenieur, 1973, nr 10, s. 59-60.
- [24] FEARON J., Expansion device, Refr.Air Cond., 1979/976, s. 59-60, 63-64.
- [25] GOGOLIN A.A., Vybor kapilarnej trubki, Cholod.Tech. 1960/3.
- [26] GOŁĘBIEWSKI P., Badania oporów przy przepływie dwufazowym przez rurki kapilarne, rozprawa doktorska, Politechnika Łódzka 1979.
- [27] GOST 2624-77 Trubki mednyje kapilarnyje.
- [28] GRIGORIEV V.A., Kipienie kriogennych židkosti, Energia 1977.
- [29] GÓRECKA R., POLAŃSKI Z., Założenia i algorytmy oraz oprogramowanie systemu CADEX-COLD komputerowego wspomagania planowania i analizy statystycznej doświadczeń w zakresie maszyn i aparatury chłodniczej, Politechnika Krakowska IMTM/BP 02.06.87.
- [30] HECKLE M., Bestimmung der Zweiphasenströmung Gas-Flüssigkeit durch Drosselorgane, Chemie-Ing-Tech. 42, 1970/5, s. 304-310.
- [31] HEWITT G.F., HALL-TAYLOR N.S., Annular Two-Phase Flow, Chemical Engineering Division, Pergamon Press, 1974.
- [32] HEWITT M.R., MERRITT J.H., The effect of pipe diameter on pressure drop in two-phase flow of refrigerant 12, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [33] HEWITT G.F., Measurement of Two-Phase Flow Parameters, Academic Press, New York, 1978.
- [34] HOBLER T., Ruch ciepła i wymienniki, Warszawa, PWT, 1968.
- [35] HOPKINS W., Rating the restrictor tube, Refr.Eng., nr 11, s. 1087.
- [36] HUANG F.F., Engineering thermodynamics, Mac Millan Publishing, New York, 1976.
- [37] IBRACHIMOV M., Struktura turbulentnego potoka i mechanizm teploobmena v kanalach, Atomizdat, 1978.
- [38] JAKOBSON V.B., Malye choolodilnye mašiny, Piščevaja promyšlennost, 1977.
- [39] KACPRZYŃSKI B., Planowanie eksperymentów, WNT, 1974.
- [40] KIPP E., SCHMIDT H., Die Bemessung von Kapillarrohren als Drosselorgan für Kältesätze, Kältetechnik, 1961, nr 2, s. 46-51.
- [41] KOIZUMI H., YOKOYAMA K., Characteristics of Refrigerant flow in a capillary tube, ASHRAE Transactions 1980, paper 2586, s. 19-27.
- [42] KOŠLEV J.J., O gidravličeskom soprotivlenii izognutych trub malego diametra, Energetika, 1967/2, s. 64-69.
- [43] KRÓLICKI Z., STEFANICKI A., MACZEK K., Rzeczywisty obieg ziębiarki ze sprężarką hermetyczną, rurką kapilarną i doziębiaczem, Chłodnictwo, 1980, nr 3, s. 3-6.
- [44] KRÓLICKI Z., MACZEK K., Obliczenia związane z doбором elementu dławiącego do ziębiarki sprężarkowej małej wydajności, Chłodnictwo, 1979, nr 8, s. 1-4.
- [45] KRÓLICKI Z., MACZEK K., Model trójczynnikowego rekuperatora ciepła, współdziałającego z otoczeniem z uwzględnieniem zmiany fazy jednego z płynów, Chłodnictwo, 1982, nr 10-12, s. 29-32.
- [46] KRÓLICKI Z., MACZEK K., Results of investigation of throttling device used in household compressor refrigerators, V Conference IIR, Budapest, September 1981, Com. B2 s. 67-76.

- [47] KRÓLICKI Z., SIATKA J., Wpływ wymiany ciepła na wartość stopnia suchości czynnika dwufazowego w rzeczywistym procesie przepływowym, Chłodnictwo, 1982/6.
- [48] KRÓLICKI Z., Obliczenia i dobór kapilarnej rurki dławiącej do agregatu sprężarkowego małej wydajności, Chłodnictwo, 1983, nr 2, s. 10-14.
- [49] KRÓLICKI Z., Opory przepływu w przewodach o małej średnicy zwiniętych w węzownice spiralne, Chłodnictwo, 1981, nr 11, s. 17-18.
- [50] KRÓLICKI Z., Badania dozębiaczy sprężarkowych chłodziarek domowych Chłodnictwo, 1985, nr 10, s. 3-5.
- [51] KRÓLICKI Z., MACZEK K., Wyznaczenie średnicy elementu dławiącego agregatu sprężarkowego chłodziarki domowej metodą obliczeniową, Chłodnictwo, 1982/9-10.
- [52] KRÓLICKI Z., Two-phase separated flow in the capillary tube, XVII CIIR, Wien, 1987, Com. B2, s. 928-933.
- [53] KRÓLICKI Z., Przepływ krytyczny dwufazowego czynnika chłodniczego w elemencie dławiącym ziębiarki sprężarkowej, XIII Zjazd Termodynamików, Bielsko-Biała, wrzesień 1987.
- [54] KRÓLICKI Z., MACZEK K., Throttling devices in small refrigerating systems. Investigations and new design, Politechnika Wrocławska I-20, Raport serii PREPRINTY 3/88.
- [55] KRÓLICKI Z., KASPERSKI J., Zastosowanie modelowania numerycznego w identyfikacji i projektowaniu procesów przepływowych, na przykładzie procesu dławienia dwufazowych czynników chłodniczych. Konferencja "Dni Chłodnictwa", Poznań, czerwiec 1989.
- [56] KRÓLICKI Z., KASPERSKI J., Dokładność rozwiązania modelu matematycznego procesu dławienia czynnika chłodniczego a optymalizacja czasu pracy komputera. Konferencja "Dni Chłodnictwa", Poznań, czerwiec 1989.
- [57] KRÓLICKI Z., Nieadiabatyczny przepływ dwufazowy w elemencie dławiącym ziębiarki sprężarkowej. Politechnika Wrocławska, Raport serii PRE 65/80.
- [58] KRÓLICKI Z., Modele struktur przepływów dwufazowych w elementach dławiających małych systemów sprężarkowych. Projekt koncepcyjny stanowiska badawczego. Politechnika Wrocławska, Raport serii SPRAWOZDANIA 42/86.
- [59] KRÓLICKI Z., Projekt i wykonanie stanowiska do badań przepływów w elementach dławiających. Projekt i wykonanie prototypowych elementów dławiających. Politechnika Wrocławska, Raport serii SPRAWOZDANIA 53/87.
- [60] KRÓLICKI Z., KASPERSKI J., Badanie struktur przepływów dwufazowych w elementach dławiających. Politechnika Wrocławska, Raport serii SPRAWOZDANIA 48/88.
- [61] KRÓLICKI Z., KASPERSKI J., Badania prototypowych elementów dławiających. Opracowanie aktualnych wersji konstrukcyjnych. Politechnika Wrocławska, Raport serii SPRAWOZDANIA 52/89.
- [62] KRÓLICKI Z., STEFANICKI A., Urządzenie dławiące dla małych i średnich agregatów chłodniczych, Urząd Patentowy PRL. Zgłoszenie patentowe P-270108, 11.01.1988.
- [63] KRÓLICKI Z., STEFANICKI A., Urządzenie regulujące dopływ czynnika chłodniczego do parowacza agregatów chłodniczych, Zgłoszenie patentowe P-274926, 18.04.1988.
- [64] KRÓLICKI Z., Urządzenie ziębiące sprężarkowe, Zgłoszenie patentowe P-278329, 17.03.1989.

- [65] KRUZE A.C., Teploperedáča i gidrodinamika v regenerativnych teploobmennikach malých chladilných mašin, Chlod.Tech., 1973/9, s. 46-49.
- [66] KRUZE A.C., Vlijanie charakteristik regenerativnogo teploobmennika na rabotu chladilnoj masiny, Chlod.Tech., 1973/8.
- [67] KUIPERS L., JANSEN M., deWIT J., Refrigerant charge in small appliances, influence of the capillary suction line heat exchanger, XVII CIIR, Wien, 1987, COM B2, s. 555-563.
- [68] KUIPERS L., JANSEN M., de WIT J., Experimental verification of liquid hold-up predictions in small refrigeration heat exchangers, XVII CIIR, Wien, 1987, Com B2, s. 307-315.
- [69] KUIPERS L., JANSEN M.J.P., Continuous control of refrigerating appliances limits due to capillary tube behavior, IIR, Conf. Com. B1,B2,E1,E2, Purdue University, West Lafayette, 5-8 August 1986.
- [70] KUIPERS L.J.M., JANSEN M.J.P., Influence of thermal non-equilibrium on capillary tube mass flow, XVI CIIR, Paris, 1983.
- [71] KUTATEŁADZE C.C., STYRYKOWIĆ M.A., Gidrodynamika gazo-żidkostnych system, Energija, 1976.
- [72] KUTEPOV A.M., Gidrodynamika i teploobmen pri paroobrazovanii, Energija, 1978.
- [73] LATHROP H.F., Application and characteristics of capillary tubes, Ref.Eng. 1948, nr 8, s. 129-134.
- [74] LEGRAS J., Praktyczne metody analizy numerycznej, WNT, 1974.
- [75] LINGE K., Die Kapillare als Drosselorgan in Kälteanlagen, Kältetechnik, 1949, nr 1, s. 125-131.
- [76] LABUNCOV D.A., Teploobmien pri pozrykovom kipienii židkosti, Teploenergetika, 1959/2.
- [77] MADEJSKI J., STANISZEWSKI B., Wymiana ciepła przy wrzeniu i przepływie dwufazowe, OIÖEJ, Warszawa, 1971.
- [78] MADEJSKI J., Teoria wymiany ciepła, PWN, 1963.
- [79] MACLAREN J.F.T., Flow of oil R12 solutions through capillary tubes, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [80] MACZEK K., KRÓLICKI Z., Nonadiabatic process in throttling capillary tube used in packaged units, IIR Meeting of Com. B1,B2,E1, Essen, August 1981.
- [81] MACZEK K., KRÓLICKI Z., SUCHANECKA E., Model kapilarnej rurki dla wiążącej z uwzględnieniem strefy przepływu niestabilnego, Chłodnictwo, 1984, nr 5, s. 6-8.
- [82] MACZEK K., KRÓLICKI Z., SUCHANECKA E., Model of throttling capillary tube with metastable process, XVI CIIR, Paris, 1983, Com.B2, s. 154-161.
- [83] MACZEK K., STEFANICKI A., KRÓLICKI Z., Prace badawcze w celu opracowania metod i wzorów do projektowania małych chłodziarek sprężarkowych. Część I. Analiza obiegu ziębienia, Raport nr I-20/R-29/78, Politechnika Wrocławska.
- [84] MACZEK K., STEFANICKI A., KRÓLICKI Z., Prace badawcze w celu opracowania metod i wzorów do projektowania małych chłodziarek sprężarkowych. Etap II. Stanowiska badawcze, Raport nr I-20/R-30/78 Politechnika Wrocławska.
- [85] MACZEK K., STEFANICKI A., KRÓLICKI Z., Prace badawcze w celu opracowania metod i wzorów do projektowania małych chłodziarek sprężarkowych. Etap III. Pomiar i badania, identyfikacja obiegów, Raport serii SPR I-20/S-17/79.

- [86] MAŃCZAK K., Technika planowania eksperymentu, WNT, 1970.
- [87] MARCY G.P., Pressure Drop with change of Phase in a Capillary Tube, Ref.Eng. 1949, nr 1, s. 53-58.
- [88] MAMAYEV B.A., Gidrodynamika gazożidkostnych smiesiej w trubach, Nedra, 1969.
- [89] MATTAROLO L., Il deflusso nel tubo capillary negli impianti frigoriferi, La Termotecnica, 1959, nr 11, s. 531-539.
- [90] MATTAROLO L., Il funzionamento di un ciclo frigorifero con tubo capillare, La Termotecnica, 1959, nr 11, s. 540-546.
- [91] MATTAROLO L., The Capillary Tube in Operation of a Refrigerating Circuit, XII CIIR, Madryt, 1967.
- [92] MICHEJEV M.A., Osnovy teploperedaci, Energija, 1977.
- [93] MIKOL E.P., Adiabatic single and two-phase flow in small bore tubes, Ashrae Journal, 1963/11, s. 75-86.
- [94] OKOŁO-KUŁAK W., Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Mechanika, 1954/1.
- [95] PATE M.B., TREE D.R., An experimental analysis of a capillary tube section line heat exchanger, XVI CIIR, Paris, 1983.
- [96] PATE M.B., TREE D.R., Two-phase flow in a diabatic capillary tube, IIR, Conf.Com.B1,B2,E1,E2, Purdue University, West Lafayette, USA, 5-8 August 1986.
- [97] PATE M.B., TREE D.R., An analysis of choked flow conditions in a capillary tube - suction line heat exchanger, ASHRAE TRANS. US 93, 1987, part 1, s. 368-380.
- [98] PETRY G., R12 Zweiphasenströmung in Drosselkapillaren unter kritischen Strömungsbedingungen, Praca doktorska, Universität München, Januar 1983.
- [99] PALIWODA A., O niektórych prawidłowościach diabatycznych jedno-składnikowych przepływów dwufazowych zachodzących w przewodach poziomych, Chłodziwo, 1973/7.
- [100] POLAŃSKI Z., Planowanie doświadczeń w technice, PWN, Warszawa 1984.
- [101] PROSEK J.R., A practical method of selecting capillary tubes, Ref.Eng., 1953, nr 6, s. 644-650.
- [102] PRZYBYLIŃSKI P., Obliczanie właściwości fizycznych czynnikówziębniczych - freon 12, freon 22, amoniak, Chłodziwo, 1979/7 s. 11-14.
- [103] RASNIJEWIČ, KUZMAN, Tablice cieplne, WNT, 1966.
- [104] REZAK A.M., AWN A.G., Investigation on flow of R12 trough Capillary Tubes, XV CIIR, Wenecja, 1979.
- [105] ROELSGARD K., VALBIÖRN K.V., Effect of heat exchange between tube and suction line of the performance of small hermetic compressor system, XIII CIIR, Waszyngton, 1971.
- [106] ROELGARD K., Wärmeaustausch zwischen Saugrohr und Kapillare bei verschiedenen Anordnungen zueinander, Danfoss Arbeitsbericht, nr 62/2103.
- [107] SAMI S.M., SUONG T., A improved model for predicting refrigerant flow characteristics in capillary tubes, ASHRAE TRANS.US 93, 1987, part 2, s. 682-700.
- [108] SCHULZ U.W., Critical two-phase flow in a capillary tube expansion device, XVII CIIR, Wien, 1987, Com.B2, s. 299-306.

- [109] SCHULZ U.W., A correlation of experimental exit pressure for refrigerant flow through a capillary tube expansion device, ASHRAE TRANS.US 94, 1988, part 1, s. 507-519.
- [110] SCHULZ U.W., Berechnung des laminaren und turbulenten Druckabfalles im Rohreinlauf, Chem.Ing.Technik 32, 1960, nr 6, s. 404-409.
- [111] SCHNELLER J., Berechnung von Dreikomponenten-Wärmeaustauschsystem, Chem.Ing.Technik, nr 20, 1970, s. 1245.
- [112] SMITH F.G., Turbulent flow of air through capillary tubes, Refr. Eng., 1956, nr 10, s. 48-54.
- [113] STAEBLER L.A., Theory and use of a capillary tube for liquid refrigerant control, Refr.Eng., 1948, nr 1, s. 55-58.
- [114] STAEBLER L.A., Capillary tubes - a Guide to their application on freon-12 hermetic condensing units, Refrigeration Service Engineers, Society Service Manual, Section 18, New York, 1950.
- [115] STOECKER W.F., Refrigeration and Air Conditioning, Mc Graw-Hill Book Company, New York, 1958.
- [116] STOLK A.I., STEIMLE F., Conference review, International Journal of Refrigeration 3/1984, s. 198-203.
- [117] SUTYRINA T.M., Droselirowanie chłodilnego agenta v trubke postojannogo tečenijsa, Cholod.Tech., 1960/1, s. 16-22.
- [118] SYČEV V.V., Složnye termodinamičeskie sistemy, Energija, 1977.
- [119] SAVRA V.M., Issledovanie i rasčet freonogo regenerativnogo teplobmiennika, Cholod.Tech., 1963/7, s. 18-22.
- [120] SAVRA V.M., Vybór kapilarnoj trubki i analiza raboty germetičnojs chłodilnojs mašiny, Cholod.Tech., 1960/11.
- [121] SUTYRINA T.M., Eksperymentalnoe issledovanie droselirowania freonu 12 v trubkach, Cholod.Tech., 1967/11, s. 14-18.
- [122] SZUCS E., Modelowanie matematyczne w fizyce i technice, WNT, 1977.
- [123] TONG H., Teplooddača pri kipienii i dvuchfaznoe tečenie, Mir, 1969.
- [124] SZARGUT J., Termodynamika, PWN, Warszawa, 1976.
- [125] SZARGUT J., Teoria procesów cieplnych, PWN, Warszawa, 1973.
- [126] VOLK W., Statystyka stosowana, WNT, 1966.
- [127] VAJNBERG C., Raščet kapilarnych trubok na freon R12 i R22, Cholod. Tech., 1969/10, s. 23-28.
- [128] VAJSMAN M.D., Termodynamika parożydkostnykh potokov, Energija, 1967.
- [129] VASILEV O.F., Nieizotermičeskie tečenie gaza v trubkach, Nauka, 1978.
- [130] WALLIS G.B., One-dimensional two-phase flow, Mc Graw-Hill Book, Company, 1969.
- [131] WHITESEL R.A., Capillary two-phase flow, Refr.Eng., 1957, nr 4, s. 42-44, Part I, Refr.Eng., 1957, nr 9, s. 35-40, Part II.
- [132] VISENKO V.V., Kritičeskie dvuchfaznye potoki, Atom.Izd., 1978.
- [133] ZYCIU V.A., Techničeska termodinamika potoka, Izd. Lenigradzkogo Universiteta, 1977.

Praca wpłynęła do Redakcji w lipcu 1990 r.
W wersji ostatecznej w styczniu 1991 r.

MATHEMATICAL MODELLING OF TWO-PHASE REFRIGERANT THROTTLING PROCESS

The paper deals with the adiabatic and diabatic throttling process of two-phase refrigerants observed in capillary throttling devices of compressor refrigerators: its mathematical modelling and its application in cognitive, computational and design works. Formulation of mathematical models preceded by a detailed analysis of the state of the art: a review of existing computational and selection methods, methods of modelling as well as investigation methods, has been based on two-phase flow theory, selected models of two-phase structures, models of physical and thermodynamical properties of refrigerants with regard to geometric, technological and operating conditions. Formulation of the model and solving methods have been accomplished in a way enabling automation of computational operations as well as control of the throttled refrigerant parameter values at any cross-section of the throttling device.

Experimental works carried out in accordance with the theory of experiment planning have been submitted to verification of theoretical models, specification of theoretical models' assumptions as well as determination of the boundary conditions. Analytically solved and experimentally verified models are designed for carrying out cognitive analyses, practical calculations and selection of throttling devices. They can be a basis for calculation construction of prototype devices having similar operational principles and for carrying optimization works.

Verified by Hanna Basarowa

SPIS TREŚCI

Ważniejsze oznaczenia	4
Część I. Wprowadzenie	5
1. Wstęp	5
2. Metody obliczania i doboru kapilarnych elementów dławiających	8
3. Stosowane modele matematyczne procesu dławienia	15
Część II. Tezy i ogólne sformułowanie problemu	22
4. Treść, cel i zakres pracy	22
5. Charakterystyka procesu dławienia	23
6. Modele struktur przepływów dwufazowych w elementach dławiających	24
6.1. Mapy przepływu dla procesu dławienia dwufazowych czynników chłodniczych w kapilarnych elementach dławiających	24
6.2. Wizualizacja procesu przepływowego	28
6.3. Model homogeniczny przepływu dwufazowego	29
6.4. Model pęcherzykowy przepływu dwufazowego	30
6.5. Model przepływu rozwarstwionego (poślizgowego)	31
7. Modelowanie matematyczne dławienia czynnika dwufazowego	31
7.1. Model homogeniczny przepływu dwufazowego w opisie matematycznym procesu dławienia	33
7.2. Model pęcherzykowy przepływu dwufazowego w opisie matematycznym procesu dławienia	35
7.3. Model przepływu rozwarstwionego w opisie matematycznym procesu dławienia	38
7.4. Diabatyckość procesu dławienia	39
7.4.1. Gęstość strumienia ciepła	39
7.4.2. Doziębacz - charakterystyka procesowa i konstrukcyjna	41
7.4.3. Model wymiennika ciepła	43
7.5. Model współczynnika oporów tarcia	49
7.6. Warunki powstawania przepływów krytycznych	53
7.6.1. Krytyczna średnica elementu dławiącego	56
Część III. Rozwiązanie problemu i analiza uogólniająca	58
8. Metoda rozwiązywania i analiza uogólniająca	58
8.1. Procedura rozwiązania i uzyskiwane rezultaty	61

Część IV. Badania eksperymentalne kapilarnych elementów	
dławiających	63
9. Przegląd stanowisk eksperymentalnych, metod i technik pomiarowych	63
10. Eksperymentalna weryfikacja modeli teoretycznych	66
10.1. Cel, zakres i metodyka badań eksperymentalnych..	66
10.2. Stanowiska eksperymentalne do weryfikacji modeli teoretycznych	67
10.2.1. Stanowisko do wstępnych badań elementów dławiających w rzeczywistych warunkach pracy	67
10.2.2. Stanowisko do badań wizualizacyjnych	67
10.2.3. Stanowisko do zasadniczych badań przepływowych	69
10.3. Eksperyment bierny	72
10.4. Eksperyment czynny	79
10.4.1. Wybór zmiennych decyzyjnych i plan eksperymentu	79
10.4.2. Wyniki badań eksperymentalnych	81
11. Porównanie danych eksperymentalnych z wynikami analiz teoretycznych	82
Część V. Możliwości aplikacyjne pracy	86
12. Numeryczna metoda obliczania i doboru elementów dławiających	86
12.1. Informacje o użytkowaniu programu obliczeniowego	87
13. Prototypowe elementy dławiające	88
14. Uwagi i wnioski	93
Załącznik 1. Modele matematyczne własności fizycznych i termodynamicznych czynników chłodniczych	94
Załącznik 2. Wydruki zawartości monitora z pracy programu obliczeniowego elementów dławiających	98
Literatura	104

CONTENTS

List of the main symbols	4
Part I. Introduction	5
1. Preface	5
2. Methods of computation and selection of capillary throttling devices	8
3. Existing mathematical models of the throttling process	15
Part II. Thesis and general formulation of the problem	22
4. Aim and subject of the work	22
5. Characteristic of the throttling process	23
6. Models of the two-phase flow structures in throttling devices	24
6.1. Maps of the flow for the throttling process of refrigerant in capillary throttling devices	24
6.2. Visualization of the flow process	28
6.3. Homogeneous model of two-phase flow	29
6.4. Blistering model of two-phase flow	30
6.5. Model of the separated flow (slip flow)	31
7. Mathematical modelling of two-phase throttling of refrigerant	31
7.1. Homogeneous model of two-phase flow in mathemati- cal description of the throttling process	33
7.2. Blistering model of the two-phase throttling pro- cess in mathematical description	35
7.3. Model of two-phase separated flow in mathematical description of the throttling process	38
7.4. Diabaticity of the throttling process	39
7.4.1. Heat flow density	39
7.4.2. Process - constructional characteristic of the subcooler	41
7.4.3. Model of the heat exchanger	43
7.5. Model of friction factor	49
7.6. Conditions of critical flow formation	53
7.6.1. Critical diameter of the throttling device..	56
Part III. Solution of the problem and generalizing methods	58
8. Solving method of the mathematical models	58
8.1. Solving procedure and obtained results	61

Part IV. Experimental testing of capillary throttling devices ..	63
9. Survey of experimental stands, methods and measuring techniques	63
10. Experimental verification of theoretical models . . .	66
10.1. Aim, extend and method of experimental research.	66
10.2. Experimental stand for verification of mathematical models	67
10.2.1. Stand for preliminary research in real operating conditions	67
10.2.2. Stand for visualization research	67
10.2.3. Stand for the main flow research	69
10.3. Passive experiment	72
10.4. Active experiment	79
10.4.1. Choice of the independent variables and experimental design	79
10.4.2. Results of the experimental research . . .	81
11. Comparison of the experimental results with theoretical calculations	82
Part V. Possibilities application of the model	86
12. Numerical method of computing and selection of throttling devices	86
12.1. Information on the use of the computational programmes	87
13. Prototype throttling devices	88
14. Remarks and conclusions	93
Appendix 1. Mathematical models of physical and thermodynamical properties of refrigerants	94
Appendix 2. Printouts of the monitor from the work of the computational programme of the capillary throttling devices	98
References	104



PRACE NAUKOWE INSTYTUTU TECHNIKI CIEPLNEJ
I MECHANIKI PŁYNÓW
(wydane w latach 1989—1991)

- Nr 34, Monografie nr 12, E. Brzuchowski, *Układ współrzędnych równoległych*, Wrocław 1989
- Nr 35, Monografie nr 13, M. Mieczysławski, *Druga zasada termodynamiki i jej symetria*, Wrocław 1989
- Nr 36, Monografie nr 14, R. Miller, *Zjawiska katalityczne w procesie utleniania węglowodorów w strefie popłomieniowej*, Wrocław 1989
- Nr 37, Monografie nr 15, K. Szymocha, *Aglomeracja sferyczna węgla*, Wrocław 1989
- Nr 38, Monografie nr 16, E. Bodio, *Możliwości uogólniania charakterystyk skraplarek kriogenicznych Linde-Hampsona działających w systemach otwartych*, Wrocław 1990
- Nr 39, Monografie nr 17, M. Lech, *Metoda radioizotopowa w metrologii przepływu dwufazowego*, Wrocław 1990
- Nr 40, Monografie nr 18, A. Bucewicz, *Termodynamiczna teoria procesów transportowych w porowatych materiałach budowlanych*, Wrocław 1990
- Nr 41, Monografie nr 19, A. Wanik, *Model matematyczny procesów ciepłno-przepływowych w płaszczowo-rurowych wymiennikach ciepła*, Wrocław 1991



BIBLIOTEKA GŁÓWNA

308715 L / 1

Subscription should be sent (at any time of the year) to:
"Ars Polona"

Krakowskie Przedmieście 7, 00-068 Warszawa

Bank account number: PBK XIII Oddz. W-wa 370044-1195-139-11

Zamówienia na prenumeratę można składać:

OR PAN, PKiN, 00-901 Warszawa

Nr konta bankowego: PBK IX Oddz. W-wa, 370031-4792

Wydawnictwa Politechniki Wrocławskiej

są do nabycia w:

Księgarni „Politechnika”

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław

(budynek A-1 PWr.)

oraz Księgarni Wydawnictwa Politechniki Wrocławskiej

plac Grunwaldzki 13, 50-377 Wrocław

(budynek D-1 PWr.)

ISSN 0324-9387