

INSTYTUT TECHNIKI CIEPLINEJ I MECHANIKI PŁYNÓW
POLITECHNIKI WROCŁAWSKIEJ

Raport serii PREPRINTY 65/80

NIEADIABATYCZNY PRZEPŁYW DWUFAZOWY
W ELEMENTE DŁAWIĄCYM ZIĘBIARKI
SPRĘŻARKOWEJ

Zbigniew Królicki

Praca doktorska

Promotor: doc.dr inż. Kazimierz Maazek

Słowa kluczowe: element dławiący
przepływ dwufazowy
ziębiarka sprężar-
kowa

WROCŁAW 1980

810206010001

Wykaz ważniejszych oznaczeń stosowanych w pracy

1.	Streszczenie	1
1.1.	Cel pracy	1
1.2.	Teza pracy	1
1.3.	Metody rozwiązania	1
1.4.	Zakres pracy	2
2.	Wprowadzenie	3
2.1.	Obliczania elementu dławiącego	5
3.	Model homogeniczny przepływu dwufazowego	9
4.	Proces dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym w warunkach adiabaty- cznych	11
4.1.	Przepływ krytyczny	14
4.2.	Stopień suchości dwufazowego czynnika	16
5.	Proces dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym w warunkach nieadia- batycznych	18
6.	Model procesu dławienia w elemencie dławiącym	21
6.1.	Liczba tarcia	28
6.2.	Gęstość strumienia ciepła	29
6.3.	Współczynniki przenikania ciepła	40
6.4.	Doświadczalne sprawdzenie wzorów przyjętych do ob- liczeń	44
6.5.	Właściwości freonu R-12 w stanie nasycenia	47
6.6.	Wybór średnicy elementu dławiącego	49
7.	Charakterystyka procesowa i konstrukcyjna elementu dławiącego ziębiarki sprężarkowej	50
7.1.	Spadek ciśnienia na wlocie do elementu dławiącego.....	51

7.2.	Część jednofazowa elementu dławiącego	52
7.2.1.	Spadek ciśnienia ziębnika przy przepływie jedno- fazowym	52
7.2.2.	Wpływ krzywizny drogi przepływu na długość części jednofazowej elementu dławiącego	53
7.3.	Zjawisko parowania ziębnika w elemencie dławiącym .	58
7.4.	Doziębianie	59
8.	Przykład obliczania elementu dławiącego	62
8.1.	Schemat blokowy programu obliczeń	63
8.2.	Dane przyjęte do obliczeń	65
8.3.	Wydruki wyników	66
9.	Doświadczenie	80
9.1.	Opis metody badawczej	80
9.2.	Stanowisko badawcze	82
9.3.	Układ pomiarowy	85
9.4.	Metodyka badań	85
9.5.	Badania wstępne	89
9.5.1.	Wyniki i analiza badań wstępnych	89
9.6.	Badania podstawowe	95
9.6.1.	Wybór zmiennych wejściowych	95
9.6.2.	Program badań	97
9.6.3.	Wpływ wybranych zmiennych wejściowych na wartości temperatury ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego	98
9.6.4.	Wpływ wybranych zmiennych wejściowych na wartości ciśnienia ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego	106
10.	Porównanie wyników obliczeń z danymi literaturowymi oraz wynikami doświadczenia	112

10.1. Porównanie wyników obliczeń z danymi literaturo- nymi	112
10.2. Porównanie wyników obliczeń z danymi doświadczal- nymi	112
11. Wnioski	115
12. Literatura	116

Ważniejsze oznaczenia stosowane w pracy

- a [m/s] - prędkość dźwięku,
 A [m²] - pole przekroju poprzecznego,
 c [J/kgK] - właściwa pojemność cieplna,
 c_p [J/kgK] - właściwa pojemność cieplna przy stałym ciśnieniu,
 c_v [J/kgK] - właściwa pojemność cieplna przy stałej objętości,
 C_0 [W/m²K⁴] - stała promieniowania ciała doskonale czarnego,
 D [m] - średnica,
 g [m/s] - przyspieszenie ziemskie,
 h [J/kg] - entalpia właściwa,
 h_o^* [J/kg] - entalpia właściwa całkowita,
 k [W/m²K] - współczynnik przenikania ciepła,
 L [m] - długość,
 $\dot{m}$ [kg/s] - strumień substancji,
 p [Pa] - ciśnienie względne,
 r [J/kg] - właściwe ciepło parowania,
 s [J/kgK] - entropia właściwa,
 T [K] - temperatura,
 t [s] - czas,
 τ_o [N/m²] - naprężenia elastyczne,
 v [m³/kg] - objętość właściwa,
 $\dot{V}$ [m³/s] - strumień objętości substancji,
 w [m/s] - prędkość przepływu,
 y, z, x [] - osie układu współrzędnych,
 x [kg/kg] - stopień suchości pary,
 $\dot{Q}$ [W] - strumień ciepła,
 Q_{1-2} [J] - ciepło przemiany,

$\dot{q}$	$[J/kg \ s]$	- właściwy strumień ciepła,
$\dot{q}_A$	$[W/m^2]$	- gęstość strumienia ciepła,
$\dot{q}_L$	$[W/m]$	- gęstość strumienia ciepła /odniesiona do jednostki długości/,
α	$[W/m^2K]$	- współczynnik wnikania ciepła,
α	$[^\circ]$	- kąt odchylenia przewodu od poziomu,
η	$[Ns/m^2]$	- dynamiczny współczynnik lepkości,
ν	$[m^2/s]$	- kinematyczny współczynnik lepkości,
ρ	$[kg/m^3]$	- gęstość substancji,
Δ	$[m]$	- chropowatość bezwzględna,
$\bar{\Delta}$	$[m]$	- chropowatość względna,
λ	$[W/mK]$	- współczynnik przewodzenia ciepła,
σ	$[N/m^2]$	- napięcie powierzchniowe,
ΔT	$[K]$	- średnia logarytmiczna różnica temperatur,
ξ	$[-]$	- liczba tarcia,
β	$[K^{-1}]$	- współczynnik rozszerzalności objętościowej.

Liczby podobieństwa

$Gr = gL^3 \beta \Delta T / \nu^2$	- liczba Grashofa,
$Ma = W/a$	- liczba Macha,
$Nu = \alpha L / \lambda$	- liczba Nusselta,
$Pr = \eta c_p / \lambda$	- liczba Prandtla,
$Re = wL / \nu$	- liczba Reynoldsa.

Indeksy

'	- ciecz w stanie wrzenia,
"	- para nasycona sucha,
1	- wlot do przewodu,
2	- wylot z przewodu,
z	- ziębnik,
k	- punkt krytyczny,
w	- wewnętrzny,
zw	- zwoje, spiralność.

1. Streszczenie

1.1. Cel pracy

Analiza literatury i przedstawione na jej tle podsumowanie wskazują na brak metody obliczania elementu dławiącego, uwzględniającej wpływ wymiany ciepła na wartości parametrów wylotowych dwufazowego czynnika, opartej na analizie teoretycznej, sprawdzonej doświadczalnie i przydatnej do zastosowania przy projektowaniu i optymalizacji w programach kompleksowych.

Dlatego też celem pracy jest rozeznanie i analiza teoretyczna zjawiska, zakończona sformułowaniem modelu matematycznego i poparta wynikami badań.

1.2. Teza pracy

Rozwiązanie tego problemu oparto na tezie, że proces nieadiabaticznego dławienia dwufazowego czynnika w prostym elemencie dławiącym można, z wystarczającą dokładnością, opisać układem równań różniczkowych zwyczajnych, co najwyżej drugiego rzędu.

1.3. Metody rozwiązania

1.3.1. Analityczna

Układ równań różniczkowych rozwiązano metodą różnicową Rungego-Kutty czwartego rzędu z modyfikacją Gilla, wprowadzoną w celu zmniejszenia sumarycznego błędu zaokrąglenia.

1.3.2. Doświadczenie

Wykonano eksperyment czynny z wykorzystaniem metody matematycznego planowania eksperymentu opartej na analizie czynnikowej oraz elementach analizy regresji.

1.3.3. Porównanie wyników obliczeń z danymi doświadczalnymi

Dokonano porównania wyników obliczeń z danymi eksperymentalnymi, które wskazuje na możliwość wykorzystania modelu matematycznego w metodologii projektowania elementów dławiących.

1.4. Zakres pracy

- Studium literaturowe.
- Wybór modelu przepływu dwufazowego.
- Analiza adiabatycznego i nieadiabatycznego dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym.
- Model procesu dławienia w elemencie dławiącym.
- Model trójczynnika wymiennika ciepła z uwzględnieniem wpływu otoczenia oraz dławienia pary w elemencie dławiącym.
- Procesowo konstrukcyjna charakterystyka elementu dławiącego ziębiarki sprężarkowej.
- Opracowanie programów obliczeń na EMC.
- Doświadczalne sprawdzenie wyników prac analitycznych.

2. Wprowadzenie

Proces dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym stanowi przedmiot zainteresowania licznych gałęzi techniki - w tym także techniki chłodniczej.

Wartości parametrów termodynamicznych dwufazowego czynnika przepływającego w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym ulegają zmianie wzdłuż drogi przepływu na skutek oddziaływania sił tarcia [7],[87]. Strata ciśnienia na opory przepływu jest zjawiskiem nieodwracalnym powiększającym straty energetyczne [1,7,32,87]. To niekorzystne z punktu widzenia energetycznego zjawisko jest niekiedy świadomie wykorzystywane do obniżania ciśnienia czynnika termodynamicznego.

Elementami stosowanymi do tego celu w praktyce są przewężenia przekroju lub przewody o średnicy wewnętrznej $D=0,00064 \pm \pm 0,0025$ [m] i długości względnej $L/D > 2500$, które znajdują zastosowanie w ziębiarkach sprężarkowych, klimatyzatorach, reaktorach chemicznych i jądrowych a także w wielu urządzeniach przemysłu chemicznego, spożywczego, energetyki i krio-geniki [3,4,6,7,19,23,31,34,46,58,76]. Przewody te najczęściej stosowane są wszędzie tam, gdzie wymagany jest określony spadek ciśnienia a warunki eksploatacyjne, technologiczne oraz niewielkie strumienie substancji uniemożliwiają zastosowanie zaworów regulacyjnych.

Stosuje się je również jako tłumiki pulsacji w urządzeniach regulacyjno-zabezpieczających oraz jako elementy mierników natężeń przepływu.

Prostota, niski koszt, brak ruchomych części i związana z tym duża niezawodność i pewność działania powodują rozprzestrzenianie się zastosowania tego typu prostych "elementów dławiających". Okazały się one szczególnie przydatne w urządzeniach o niewielkim strumieniu przepływającej substancji i dużym spadku ciśnienia powodującym zmianę stanu skupienia /ciecz-para/.

W niektórych urządzeniach, np. w małych ziębiarkach sprężarkowych proces dławienia skroplonego czynnika w rurce przebiega przy zmieniającej się znacznie temperaturze [17,67,68]. Wówczas zjawisko dławienia zachodzi przy wymianie ciepła z otoczeniem i proces ten, w odróżnieniu od rozważań literaturowych [5,12,58,89] nie jest procesem adiabatycznym. Wprowadza się również celowe oddziaływania termiczne na dwufazowy czynnik w elemencie dławiącym, co ma na celu stworzenie możliwości regulacji wartości parametrów wylotowych zdławionego czynnika. Rurka ogrzewana jest bądź oziębianą na pewnej długości, przy czym długość wymiennika ciepła jest parametrem konstrukcyjnym ustalonym na etapie projektowania.

Określenie spadku ciśnienia i natężenia przepływu czynnika dławionego nieadiabatycznie jest istotne zarówno dla optymalnego konstruowania elementów dławiących jak również dla właściwego doboru urządzeń współdziałających w obiegu np. parowaczy, sprężarek, pomp.

Na przykład, za krótki element dławiący ziębiarki sprężarkowej nie tylko nie obniża w dostatecznym stopniu ciśnienia ale jednocześnie przepuszcza zbyt wiele ziębnika do parowacza. Ziębnik w parowaczu niecałkowicie odparowuje i wypływa w postaci pary mokrej. W rezultacie dostanie się cieczy do sprężarki może spowodować jej uszkodzenie.

Za długi element dławiący, oprócz zbędnych kosztów materiałowych powoduje nadmierne obniżenie ciśnienia, niedostateczne wypełnienie i suchą pracę parowacza a w rezultacie niedostateczną wydajność urządzenia.

O istotności problemu świadczą najlepiej liczne prace podejmowane w celu opracowania metod i wzorów do obliczenia elementów dławiących. Ilość tych prac a także różnorodność prezentowanych wyników wskazują na dużą złożoność problemu i brak poprawnej metody nadającej się do stosowania we wszystkich przypadkach spotykanych w praktyce.

Dotychczasowy rozwój metod obliczeniowych prostych elementów dławiących wykazuje, że były one oparte raczej na doświadczeniu i intuicji niż na wyczerpującej analizie zagadnienia [3,38,79].

Prowadzone badania były cząstkowe bez uwzględnienia współpracy z pozostałymi elementami urządzenia i ujmowały wpływ poszczególnych, wybranych czynników w oderwaniu od pozostałych [10,11,66,71]. Interesowano się głównie rezultatami technicznymi z pominięciem analiz teoretycznych i szczegółowych modeli analitycznych [38,44].

2.1. Metody obliczania elementu dławiącego

Obliczanie i dobór elementu dławiącego sprowadzono do określenia jego długości przy znanej średnicy wewnętrznej. Prawidłowo dobrany element powinien zapewnić zdławienie określonej ilości czynnika o znanym stanie początkowym od ciśnienia wlotowego do wymaganego ciśnienia wylotowego.

Metody doboru elementów dławiących o średnicy $D=0,00064 \pm 0,00229$ m i długości $L=0,6 - 6$ [m] można podzielić na trzy zasadnicze grupy:

- a/ graficzne,
- b/ graficzno-analityczne,
- c/ analityczne.

ad a/ Metody te oparte na różnego rodzaju nomogramach i wykresach są stosowane przede wszystkim w orientacyjnych obliczeniach inżynierskich. Większość tych metod opracowano na podstawie wyników cząstkowych badań doświadczalnych [86,79,20], które przetransformowano na cały obszar zmienności średnic i długości. W badaniach wykorzystywano również czynniki zastępcze a otrzymywane wyniki przeliczano, przy pomocy zależności analitycznych, na wartości odpowiadające czynnikom roboczym [62,71]. Jak podkreślają sami autorzy [20,86] powyższe metody można stosować do obliczeń wstępnych a użycie ich przy dokładnych obliczeniach projektowych wymaga dodatkowego sprawdzenia.

ad b/ Metody te oparte głównie na obliczeniach wykreślnych wymagają obliczeń wyrażeń analitycznych wiążących ze sobą, w określony dla danej metody sposób, wielkości charakteryzujące własności fizyczne [5], lub parametry wlotowe i wylotowe czynnika [54,55].

W niektórych wypadkach wykresy i nomogramy są pomocne przy obliczaniu wartości wyrażeń, których rozwiązanie analityczne jest pracochłonne [55,56].

ad c/ Większość spotykanych w literaturze analitycznych metod obliczania i doboru elementów dławiących odznacza się bądź złożonym i skomplikowanym opisem matematycznym [89], bądź też zbyt dużym uproszczeniem, bez uwzględnienia wielu istotnych parametrów [72,38].

Metody obliczeniowe oparte są albo na wzorach empirycznych, bez należytej analizy teoretycznej [38,72], albo opracowane zostały przy wykorzystaniu podstawowych praw hydromechaniki i termodynamiki bez potwierdzenia doświadczalnego [54,74].

Metodę opartą na analizie teoretycznej i uwzględniającą wyniki doświadczeń zaproponowano w pracy [89].

Jednak i ta metoda ma wiele wad, których nie udało się wyeliminować pomimo rozbudowanego opisu matematycznego.

Podobnie jak i w innych metodach [38,56,74] nie uwzględniono wymiany ciepła i założono drogę przemiany po linii $h = \text{idem}$. Założono również, że czynnik na wlocie do elementu dławiącego znajduje się w stanie nasycenia.

Przyjęcie jako podstawy do rozważań teoretycznych modelu kroplowego przepływu dwufazowego jest, jak podkreślono m.in. w pracach [4,5] mało dokładne w zastosowaniu do przepływu dwufazowego czynnika w przewodzie o tak niewielkiej średnicy wewnętrznej. Badanie zaś elementów dławiących bez uwzględnienia współpracy z pozostałymi elementami urządzenia może dawać wyniki

niezgodne z wartościami spotykanymi w praktyce [5,4]. W tablicy 1 podano wyniki obliczeń długości L elementu dławiącego o średnicy $D=0,00074$ [m], w którym zdławiony zostaje strumień freonu R-12 w ilości $\dot{m}_z = 0,001$ [kg/s] od ciśnienia $p_1 = 10,05$ [MPa] do ciśnienia $p_2 = 1,51$ [MPa]. Na wlocie do przewodu założono stan nasycenia $x=0$.

Tablica 1. Metody doboru elementu dławiącego.

L.p.	Autor	Źródło literat.	Metoda. Wzór obliczeniowy	L [m]	Założenia dodatkowe
1.	Szawra W.M	[79]	graficzna	2,88	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
2.	Prosek J.R.	[62]	graficzna	2,59	$x_1 = 0$ nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
3.	Gogolin A.	[20]	graficzna	2,32	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
4.	Wajnberg B.S.	[86][3]	graficzna	1,6	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
5.	Mattarolo L.	[54][55] [56]	graficzno-analityczna $\frac{\xi L}{D} = \frac{2}{w^2} \int_{p_1}^{p_2} dp/v - 2 \ln \frac{v_2}{v_1}$	1,7	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
6.	Bäckström M.	[5]	graficzno - analityczna $1,25 \frac{\xi}{2} \frac{L}{D^5} \dot{m}_z^2 = \int_1^2 dp/v$	8,25	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
7.	Kipp E. Schmidt H.	[38]	analityczna $L = 2,1 \cdot 10^{-7} D^{4,6} p_1^{2,26} p_2^{-1,8} \dot{V}^{-1,72}$	7,45	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$
8.	Staebler L.A.	[72][38]	analityczna $L = 9,0079 \cdot 10^{-8} D^5 p_1^{2,26} p_2^{-1,8} \dot{V}^{-2,26}$	10,62	x_1 - dowolne nie uwzgl. wymiany ciepła $h = idem$

L.p.	Autor	Źródło literat.	Metoda Wzór obliczeniowy	L [m]	Założenie dodatkowe
9.	Whitesel H.A.	[89]	analityczna $\dot{m}_2^2 = E_2^2 \frac{\pi^2 D^2}{16} \frac{\xi_1' p_1}{a} \left[1 - e^{a[E_1 - 1]} \right] \frac{2\xi L}{D} + \ln \frac{p_1}{p_2} \cdot e^{a[1 - E_1]}$ $E_1 = (\rho_2 / \rho_1)^2$ $E_2 = 0,70634543$ $a = 216,35187 p_1^{-0,333}$ $\xi = E_3 \cdot E_4 \cdot E_5$ $E_3 = e^{(26 - 0,012042 p_1^{0,5})^2 / 450}$ $E_4 = 0,0125(1 - x_{Sr}) + 0,4100733 x_{Sr} / p_{Sr}^{0,25}$ $E_5 = 0,1326557 (\xi_1' \cdot D / \dot{m}_2 E_6)^{0,25}$ $x_{Sr} = 1,65 - 1,65 \cdot e^{0,0003612 (p_{Sr}^{0,5} - p_1^{0,5})}$ $E_6 = \ln^{-1} [\ln p_1 / p_{Sr} \cdot e^{a[1 - (p_{Sr} / p_k)^2]}]$	1,28	$x_1 = 0$ nie uwzgl. wym. ciepła $h = \text{idem}$
10.	Stoecker W.F.	[74]	analityczna $\Delta p = -\dot{m}_2 \Delta W / A - \dot{m}_2 / 2 DA \int_1^2 \xi w dL$	1,8	nie uwzgl. wym. ciepła $x_1 = 0$ $h = \text{idem}$
11.	Stoecker W.F.	[37] [74]	analityczna $\Delta p = -\dot{m}_2 \Delta W / A - \dot{m}_2 / 2 DA \int_1^2 \xi w dL$	1,87	nie uwzgl. wym. ciepła $x_1 = 0$ $h = \text{var. po linii Fanno}$
12.	Bolstad M.M.	[12]	analityczna $L = 210407,75 \frac{[(T_1 + T_2) - 241] \cdot \Delta s}{\xi \left(\frac{\dot{m}_2}{A} \right)^2 (v_1 + v_2)^2}$	6,51	nie uwzgl. wym. ciepła $x_1 = 0$ $h = \text{var. po linii Fanno}$

Jak wynika z wartości przedstawionych w tabelicy, wykorzystanie poszczególnych metod do rozwiązywania zadań praktycznych może dać bardzo rozbieżne wyniki. Wyniki obliczeń długości elementu dławiącego liczone za pomocą dwóch różnych metod mogą różnić się od siebie aż dziesięciokrotnie.

3. Model homogeniczny przepływu dwufazowego

Modelom przepływu dwufazowego czynnika poświęcono dużą liczbę prac teoretycznych i doświadczalnych [24,29,39,40,48,61,82,87,91], na podstawie których powstało szereg korelacji analitycznych. Charakterystyczną cechą większości tych korelacji jest skomplikowany opis matematyczny, stosunkowo mała dokładność a także ograniczony zakres zastosowania do rozwiązywania problemów, jakich dostarcza praktyka. Na tle istniejących zależności, szczególnie interesujący jest tzw. "model homogeniczny", zwany również pseudojednofazowym modelem przepływu. Niezależnie od swej prostoty i przejrzystości, odznacza się on tym, że nie ustępuje pod względem dokładności wielu innym korelacjom o bardziej złożonym opisie matematycznym.

Model homogeniczny jest uproszczeniem zagadnienia, a dokładność modelu jest tym większa, im mniejsza jest wartość stopnia suchości mieszaniny x oraz im większe wzajemne wymieszanie faz [40,61].

Największe zgodności modelu homogenicznego z rzeczywistymi przepływami dwufazowymi uzyskane zostały przy rozwiniętych przepływach burzliwych $Re > 10000$, średnicach przewodów $D \leq 0,003$ m, oraz wartości stopnia suchości mieszaniny $x \leq 0,4$ [40,61,82,5].

Prowadzone badania wizualizacyjne burzliwych przepływów dwufazowych freonów R-12 oraz R-22 w szklanych przewodach o średnicy $D \leq 0,0015$ m potwierdziły zgodność założeń i praktyki [58,18,5].

Zalety modelu homogenicznego wykazano bardzo przejrzysto w pracach [24,39,40,82,87], natomiast w pracy [61] opracowano tzw. "model homogeniczny ulepszony", łączący w sobie prostotę modelu homogenicznego z dużą dokładnością w całym przedziale zmienności $0 \leq x \leq 1$.

Model homogeniczny zakłada przede wszystkim termodynamiczną i mechaniczną równowagę między fazami, która nie zostaje naruszona przy dowolnych oddziaływaniach. Obie fazy płyną z jednakową prędkością, co oznacza, że pominięty zostaje poślizg międzyfazowy. Własności i parametry mieszaniny

są stałe w przekroju poprzecznym przewodu.

Parametry i własności mogą się jednak zmieniać wzdłuż drogi przepływu. Dowolne przyspieszenie strumienia spowodowane oddziaływaniem zewnętrznym bądź wewnętrznym odpowiada jednakowym przyspieszeniom oddzielnych faz. W dowolnie małej objętości strumienia dwufazowego obie fazy rozłożone są równomiernie. Jedną z faz jest faza "niosącą", druga faza występuje w postaci pęcherzyków lub kropli, których ilość jest dostatecznie duża a rozmiar dostatecznie mały, aby dwufazowy czynnik rozpatrywać jako ośrodek izotropowy opisując go ogólnymi parametrami stanu. Własności dwufazowego czynnika mogą być opisane przy pomocy równań addytywności. Dodatkową zaletą modelu homogenicznego jest możliwość zastosowania do jednoskładnikowych jak i wieloskładnikowych przepływów dwufazowych.

W literaturze, głównie radzieckiej [24,40,82] i anglosaskiej oprócz pseudojednofazowego modelu przepływu można spotkać również pewną jego odmianę zwaną "metastabilnym modelem homogenicznym". W modelu tym obie fazy są równomiernie rozłożone jedna w drugiej - ośrodek dwufazowy jest izotropowy. Każda z faz posiada własną temperaturę, jednak wymiana ciepła i substancji między fazami, w czasie przepływu strumienia przez przewód nie następuje.

Wzrost energii kinetycznej takiego strumienia następuje w rezultacie rozprężenia fazy gazowej. W czasie przepływu mieszaniny dwufazowej przez przewód może nie następować zmiana fazy.

4. Proces dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym w warunkach adiabatycznych

Adiabatyczny i ustalony przepływ mieszaniny parowo-cieczowej odbywający się z tarciem, w przewodzie o stałym kołowym przekroju poprzecznym i dużej długości względnej przebiega wzdłuż krzywej Fanno [7, 18, 87].

Analityczne zależności między termicznymi parametrami stanu w dół krzywej Fanno są ogólnie znane dla przepływów gazów doskonałych. Przy rozpatrywaniu przepływów rzeczywistych par nasyconych określenie ich stanu na linii Fanno wymaga posługiwania się graficzno-analitycznymi obliczeniami [18, 87].

Wartości entalpii i objętości właściwych przepływającego strumienia odpowiadające wartościom lokalnych temperatur lub ciśnień zostają określone drogą kolejnych przybliżeń [87]. Brak ogólnego równania stanu dla pary nasyconej przysparza szczególnego znaczenia wykresom i diagramom we wszystkich obliczeniach technicznych. Brak zależności ściśle analitycznych, które umożliwiłyby, bez posługiwania się wykresami oraz metodami graficznymi, określenie kolejnych punktów na krzywej Fanno utrudnia zastosowanie EMC do projektowania i optymalizacji rozwiązań konstrukcyjnych.

W przewodzie o stałym przekroju poprzecznym, przy stałej gęstości strumienia substancji proces adiabatycznego dławienia może przebiegać w kierunku określonym związkiem między objętością właściwą czynnika a jego entalpią.

Entalpia całkowita czynnika pozostaje stała; przyrost energii kinetycznej strumienia równy jest zmniejszeniu jego entalpii [7, 87]. Z bilansu energii dla izolowanego przewodu [7, 83, 84, 87] wynika

$$h + \frac{w^2}{2} = h_1 + \frac{w_1^2}{2} = h_0^* \quad (1)$$

oraz $\sum$ równania ciągłości strugi

$$v_1/v = w_1/w \quad (2)$$

otrzymano

$$\frac{v}{v_1} = \frac{w}{w_1} = \left(\frac{h_0^* - h}{h_0^* - h_1} \right)^{0,5} \quad (3)$$

Biorąc pod uwagę, że [84, 87]

$$h = h' + (v - v') T \frac{dp}{dT} \quad (4)$$

oraz $v \gg v'$

$$\left(\frac{v}{v_1} \right)^2 = \frac{h_0^* - h' - (v - v') T \frac{dp}{dT}}{h_0^* - h_1} \quad (5)$$

$$= \frac{h_0^* - h'}{h_0^* - h_1} - \frac{v T \frac{dp}{dT}}{h_0^* - h_1} \quad (6)$$

$$\left(\frac{v}{v_1} \right)^2 + \frac{v_1}{h_0^* - h_1} T \left(\frac{dp}{dT} \right) \frac{v}{v_1} - \frac{h_0^* - h'}{h_0^* - h_1} = 0 \quad (7)$$

Równanie (7) pozwala wyznaczyć stosunek objętości właściwych v/v_1 w dowolnym punkcie przewodu, w którym czynnik dwufazowy jest dławiony po krzywej Fanno. Z równania (7) wynika

$$v = -\frac{1}{2} v_1 \left\{ \frac{v_1 T}{h_0^* - h_1} \frac{dp}{dT} - \left[\frac{v_1^2 T^2}{(h_0^* - h_1)^2} \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 - \frac{4(h_0^* - h')}{(h_0^* - h_1)} \right]^{0,5} \right\} \quad (8)$$

Posługiwanie się tym równaniem wymaga znajomości funkcji

$$h' = h'(T) \quad \text{oraz} \quad p = p(T)$$

Z równania 7 wynika również:

$$\frac{dp}{dT} = \left[\frac{h_0^* - h'}{h_0^* - h_1} - \left(\frac{v}{v_1} \right)^2 \right] / \frac{v T}{h_0^* - h_1} \quad (9)$$

$$\frac{dp}{dT} = \frac{h_0^* - h'}{h_0^* - h_1} \frac{h_0^* - h_1}{v T} - \left(\frac{v}{v_1} \right)^2 \frac{h_0^* - h_1}{v T} \quad (10)$$

$$\frac{dp}{dT} = \frac{(h_0^* - h') - \left(\frac{v}{v_1} \right)^2 (h_0^* - h_1)}{v T} \quad (11)$$

wykorzystując równanie (3)

$$\frac{dp}{dT} = \frac{(h_0^* - h') - \frac{h_0^* - h}{h_0^* - h_1} (h_0^* - h_1)}{vT} \quad (12)$$

$$\frac{dp}{dT} = \frac{h - h'}{vT} = \frac{\sqrt{h_0^* - h}}{v_1} \cdot \frac{h - h'}{T\sqrt{h_0^* - h_1}} \quad (13)$$

$$T \frac{dp}{dT} \cdot \frac{\sqrt{h_0^* - h}}{\sqrt{h_0^* - h_1}} v_1 = h - h' \quad (14)$$

$$T^2 \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 v_1^2 \frac{h_0^* - h}{h_0^* - h_1} = h^2 - 2hh' + h'^2 \quad (15)$$

$$\frac{T^2 \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 v_1^2 h_0^2}{h_0^* - h_1} - \frac{T^2 \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 v_1^2}{h_0^* - h_1} h - h^2 + 2hh' - h'^2 = 0 \quad (16)$$

$$h^2 + \left[2h' + \frac{T^2 \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 v_1^2}{h_0^* - h_1} \right] h + \frac{T^2 \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 v_1^2 h_0^*}{h_0^* - h_1} - h'^2 = 0 \quad (17)$$

Równanie (17) podobnie jak (7) pozwala wyznaczyć kolejny parametr dwufazowego czynnika dławionego po krzywej Fanno. Uwzględniając, że $h' = c'T$ po rozwiązaniu równania (17) otrzymano:

$$h = - \left[\frac{v_1^2}{h_0^* - h_1} \cdot \frac{T \left(\frac{dp}{dT} \right)^2}{2} - c' \right] T + \frac{v_1}{2(h_0^* - h_1)^{0.5}} \left(\frac{dp}{dT} \right) \sqrt{\frac{v_1^2}{h_0^* - h_1} T \left(\frac{dp}{dT} \right)^2 + 4(h_0^* - c'T)} \quad (18)$$

Posługiwanie się tym równaniem wymaga znajomości $c' = c'(T)$ lub $h' = h'(T)$ oraz $p = p(T)$.

Zależność pomiędzy entalpią a temperaturą na krzywej Fanno można również wyrazić poprzez pojemności cieplne c_v i c_v'' . Pojemność cieplna c_v związana jest z termicznymi parametrami stanu zależnością [37]

$$c_v = c_v' + (v - v') T \frac{d^2 p}{dT^2} \quad (19)$$

uwzględniając, że:

$$c_v'' - c_v' = (v'' - v') T \frac{d^2 p}{dT^2} \quad (20)$$

z równania (13) otrzymano

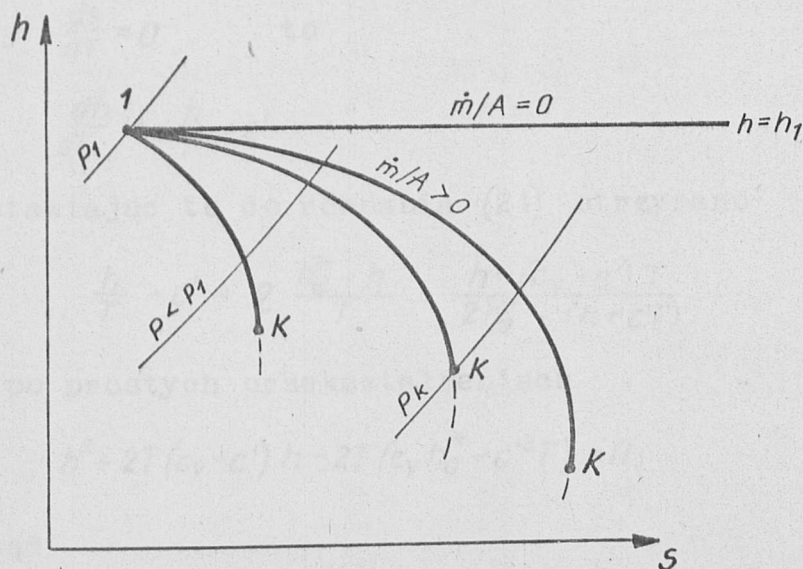
$$\frac{dh}{dT} - 2 \frac{h_0^* - h}{T} \cdot \frac{h + (c_v - c') T}{2 h_0^* - (h + c' T)} = 0 \quad (21)$$

Jeżeli znane są pojemności cieplne, to równanie (21) jest wygodne do określania zależności pomiędzy entalpią a temperaturą na krzywej Fanno.

4.1. Przepływ krytyczny

Prędkość dwufazowego czynnika rośnie do wartości odpowiadającej punktowi krytycznemu /rys.1/. W punkcie K zwanym krytycznym prędkości przepływu osiąga wartość lokalnej prędkości dźwięku $Ma = 1$.

Dalsze zwiększanie prędkości i związanego z tym spadku ciśnienia nie jest możliwe, gdyż w takim wypadku entropia adiabaticznie dławionego czynnika powinna maleć, co przeczy II zasadzie termodynamiki [7].



Rys.1. Krzywe Fanno dla różnych wartości $\dot{m}/A$.

Krytycznym przepływow dwufazowym poświęcono szereg publikacji [13,22,90] i szczegółowe rozpatrzenie tego zjawiska nie będzie przedmiotem pracy.

Należy jednak zauważyć, że przy pomocy równania (21) można znaleźć proste równanie krzywej przechodzącej przez punkty krytyczne krzywych Fanno.

W punkcie krytycznym [87]

$$ds/dT = 0 \quad (22)$$

uwzględniając, że [84,87]

$$s = s' + (v - v') \frac{dp}{dT} \quad (23)$$

oraz

$$h = h' + (v - v') \frac{dp}{dT} \quad (24)$$

$$T(s - s') = h - h' \quad (25)$$

stąd

$$s = \frac{h}{T} - c' + s'$$

gdzie:

$$h' = c'T$$

Po zróżniczkowaniu

$$\frac{ds}{dT} = \frac{1}{T} \left(c' - \frac{h}{T} + \frac{dh}{dT} \right) = 0 \quad (26)$$

Gdy $\frac{ds}{dT} = 0$ to

$$\frac{dh}{dT} = \frac{h}{T} - c' \quad (27)$$

Wstawiając to do równania (21) otrzymano

$$\frac{h}{T} - c' = 2 \frac{h_0^* - h}{T} \cdot \frac{h + (c_v - c') T}{2h_0^* - (h + c'T)}$$

i po prostych przekształceniach

$$h^2 + 2T(c_v - c')h - 2T(c_v h_0^* - c'^2 T) = 0 \quad (28)$$

stąd

$$h = -0.5 \left\{ 2T(c_v - c') - \left[4T^2(c_v - c')^2 - 8T(c_v h_0^* - c'^2 T) \right]^{0.5} \right\} \quad (29)$$

Jest to równanie krzywej opisującej miejsca geometryczne punktów krytycznych.

4.2. Stopień suchości dwufazowego czynnika

Przy pomocy przedstawionych zależności można wyznaczyć zmiany podstawowych parametrów dwufazowego czynnika, tzn. h, v, s , w czasie dławienia po krzywej Fanno, bez konieczności określenia stopnia suchości mieszaniny x , oraz bez dodatkowych założeń odnośnie warunków początkowych na wlocie do przewodu.

W warunkach równowagi termodynamicznej i przy założeniu homogeniczności przepływu, wartość parametrów dwufazowego czynnika w dowolnym przekroju poprzecznym przewodu można określić, jak wspomniano wcześniej, wykorzystując równania addytywności [7,76]

$$v = v''x + v'(1-x) \quad (30)$$

$$h = h''x + h'(1-x) \quad (31)$$

$$s = s''x + s'(1-x) \quad (32)$$

Wartości v, h, s są uzależnione od stopnia suchości mieszaniny x zmieniającego się wzdłuż długości przewodu. Stopień suchości pary, której dławienie przebiega po linii Fanno można określić wykorzystując równanie entalpii całkowitej (1) oraz równanie ciągłości strugi (2).

Z równań (30) i (31) wynika

$$\frac{h - h'}{v - v'} = \frac{h'' - h'}{v'' - v'} \quad (33)$$

Z układu równań (1),(2),(33) wyznaczono niewiadome v, h, w , oraz wykorzystując zależność (30) wartość x .

Z równania (2)

$$w = \frac{w_1}{v_1} v \quad (34)$$

z równania (33)

$$(v - v') \frac{h'' - h'}{v'' - v'} + h' = h \quad (35)$$

Wstawiając do równania (1) i przekształcając otrzymano:

$$\frac{1}{2} \left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2 v^2 + \frac{h'' - h'}{v'' - v'} v - \left(h_0 + \frac{h'' - h'}{v'' - v'} v' - h' \right) = 0$$

Skąd

$$v = \frac{\frac{-r}{v'' - v'} + \left[\left(\frac{r}{v'' - v'} \right)^2 + 2 \left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2 \left(h_0 + \frac{r}{v'' - v'} v' - h' \right) \right]^{0,5}}{\left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2} \quad (36)$$

oraz

$$\chi = \frac{\frac{-r}{v'' - v'} + \left[\left(\frac{r}{v'' - v'} \right)^2 + 2 \left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2 \left(h_0 + \frac{r}{v'' - v'} v' - h' \right) \right]^{0,5} - v' \left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2}{\left(\frac{w_1}{v_1} \right)^2 (v'' - v')} \quad (37)$$

W równaniu (37) stopień suchości mieszaniny parowo-cieczowej jest funkcją parametrów czynnika na wlocie do przewodu oraz własności nasyconej pary i cieczy.

Wykorzystanie tego równania wymaga znajomości funkcji opisujących własności czynnika wzdłuż linii granicznych.

$$h' = h'(T) \quad (38)$$

$$h'' = h''(T) \quad \text{lub} \quad r = r(T) \quad (39)$$

$$\left. \begin{array}{l} v' = v'(T) \\ v'' = v''(T) \end{array} \right\} \quad (40)$$

5. Proces dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym w warunkach nieadiabatycznych

W wielu rozwiązaniach technicznych, proces dławienia, na skutek celowych zabiegów termodynamicznych bądź też wpływu otoczenia odbywa się z doprowadzeniem /lub odprowadzeniem/ ciepła do dwufazowego czynnika.

Jeżeli w czasie dławienia do strumienia doprowadzone jest /odprowadzone/ ciepło, to z bilansu energii dla niezaizolowanego przewodu [7,83,87] wynika

$$dq = dh + d\left(\frac{w^2}{2}\right) \quad (41)$$

wprowadzając pojęcie entalpii całkowitej $h^* = h + \frac{w^2}{2}$

$$dq = dh^* \quad (42)$$

Ciepło dopływające /odpływające/ w rozpatrywanym procesie przepływowym, równe jest zmianie entalpii całkowitej strumienia czynnika [7].

Równanie (41) można przekształcić do postaci

$$dq = dh + d\left(\frac{w^2}{2}\right) = du + vdp + pdv + d\left(\frac{w^2}{2}\right) \quad (43)$$

jednocześnie zgodnie z I zasadą termodynamiki

$$dq = du + pdv \quad (44)$$

Porównując stronami równania (43), (44) otrzymano zależność:

$$d\left(\frac{w^2}{2}\right) = -vdp \quad (45)$$

z której wynika, że w procesie przepływowym odbywającym się z wymianą ciepła, przyrost energii kinetycznej czynnika jest połączony ze spadkiem ciśnienia [7,87].

Wykorzystując równanie ciągłości strugi

$$\frac{dv}{v} = \frac{dw}{w} \quad (46)$$

można równanie (45) przekształcić do postaci

$$(\rho_1 - \rho_2) = \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)^2 (v_2 - v_1) \quad (47)$$

wiążącej wzrost objętości właściwej czynnika ze spadkiem ciśnienia.

W skład systemu równań opisujących proces nieadiabatycznego dławienia dwufazowego czynnika, powinno wchodzić równanie wiążące ciepło z termicznymi parametrami czynnika. Do tego celu wykorzystano zależność [87,91]

$$dq = c_v dT + T \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v dv \quad (48)$$

obowiązujące dla dowolnych czynników, jeżeli ich stan można określić wzajemnie niezależnymi parametrami v i T .

W obszarze dwufazowym temperatura i ciśnienie są związane zależnością na linii nasycenia $p = f(T)$. W takim wypadku każdej zmianie temperatury odpowiada jednoznacznie określona zmiana ciśnienia niezależna od przebiegu procesu:

$$dp = f'(T) dT \quad (49)$$

Dlatego też pochodna cząstkowa $\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)$ dla procesu izochorycznego jak i dla każdego innego procesu odpowiada pochodnej $\left(\frac{dp}{dT} \right)$ na linii nasycenia.

$$\left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v = \frac{dp}{dT} \quad (50)$$

Równanie (48) przyjmie postać

$$dq = c_v dT + T \frac{dp}{dT} dv \quad (51)$$

po wykorzystaniu zależności (19)

$$dq = \left[c'_v + (v - v') T \frac{d^2 p}{dT^2} \right] dT + T \frac{dp}{dT} dv \quad (52)$$

Przy znanych zależnościach $v' = v'(T)$, $c'_v = c_v(T)$, $p = p(T)$, można wykorzystując powyższe zależności określić podstawowe parametry strumienia czynnika: p, v, h .

Równanie (41) można zapisać również w postaci

$$q_{1-2} = h_2 - h_1 + \frac{1}{2} (w_2^2 - w_1^2) \quad (53)$$

po wykorzystaniu zależności (47), (46) różnicę kwadratów prędkości można przedstawić jako:

$$(w_2^2 - w_1^2) = \left(\frac{A}{\dot{m}}\right) (p_1 - p_2) \left[2w_1 + \frac{A}{\dot{m}} (p_1 - p_2)\right] \quad (54)$$

Entalpia pary mokrej związana jest z termicznymi parametrami zależnością (4). Zamieniając różnicę $(v - v')$ w równaniu (4) przy pomocy równania (47) otrzymano

$$h_2 = h_2' + T \frac{dp}{dT} \left[v_1 - v_2' + \left(\frac{A}{\dot{m}}\right)^2 (p_1 - p_2) \right] \quad (55)$$

Wprowadzając te zależności do równania (41a) otrzymano

$$q_{1-2} = \frac{1}{2} \left(\frac{A}{\dot{m}}\right)^2 (p_1 - p_2)^2 + \left[\left(\frac{A}{\dot{m}}\right) T \frac{dp}{dT} + w_1 \right] \left(\frac{A}{\dot{m}}\right) (p_1 - p_2) + h_2' - h_1 + (v_1 - v_2') T \frac{dp}{dT} \quad (56)$$

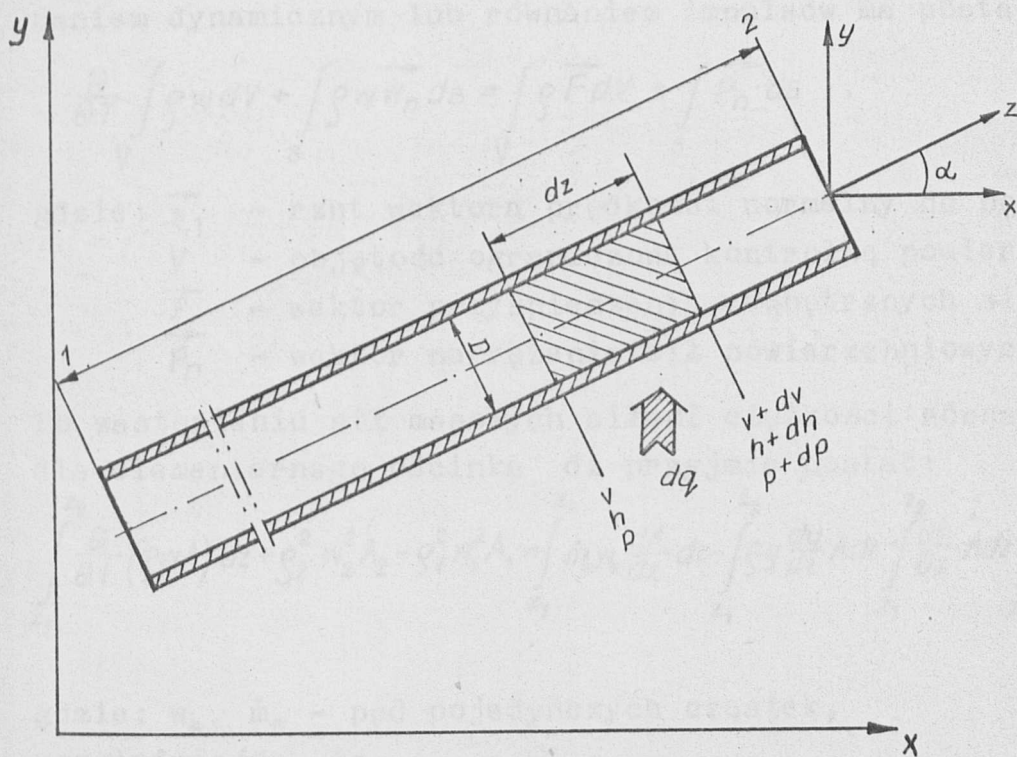
Z równania (56) wynika, że ciepło dopływające w procesie dławienia związane jest paraboliczną zależnością ze spadkiem ciśnienia. Przy zadanych parametrach początkowych oraz ciśnieniu p_2 , ciepło związane jest również paraboliczną zależnością z gęstością strumienia substancji.

Przedstawione zależności (8), (18), (37), (52), (56) mogą służyć do określenia wartości oraz kierunku zmian podstawowych parametrów termodynamicznych w procesie adiabatycznego i nieadiabatycznego dławienia dwufazowego czynnika w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym.

Praktyczne wykorzystanie tych zależności do projektowania i obliczania przewodów dławiących jest utrudnione ze względu na brak jawnego związku pomiędzy zmianą parametrów termodynamicznych i długością elementu dławiącego.

6. Model procesu dławienia w elemencie dławiącym

Ustalony przepływ przez przewód jest scharakteryzowany gęstością strumienia substancji $\dot{m}/A$, która dla kanału o stałym przekroju poprzecznym powinna być stała [2,9,88]. Oprócz założenia homogeniczności przepływu dwufazowego założono również jednowymiarowość przepływu. Założenie to jest uzasadnione w wypadku przepływów turbulentnych przez przewody mające duży stosunek wymiarów podłużnych do poprzecznych [33,88]. Wektor prędkości skierowany jest zgodnie z osią przewodu. Prędkość, ciśnienie, objętość właściwa i inne wielkości są funkcjami położenia-zmiennej "z" skierowanej wzdłuż osi przewodu. Schemat elementarnego odcinka przewodu przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Elementarny odcinek elementu dławiącego.

Przyjęcie układu współrzędnych jak na rys.2 powoduje, że wyprowadzone zależności są słuszne zarówno dla dławienia w przewodzie pionowym jak i poziomym, a różnica w opisie wynika z wartości kąta α . Dla przewodu poziomego $\alpha = 0$ $\sin \alpha = 0$, dla przewodu pionowego $\alpha = 90^\circ$ $\sin \alpha = 1$.

Opierając się na zasadach zachowania masy, pędu i energii do przytoczonych poprzednio równań ciągłości strugi oraz równania energii dodano równanie zachowania impulsów i zapisano je w formie różniczkowej względem osi przewodu.

Równanie ciągłości strugi w formie różniczkowej względem zmiennej "z" przyjmuje postać

$$\frac{d}{dz} (\rho w A) = 0 \quad (57)$$

$$\rho w A = \dot{m} = \text{const}$$

Równanie ilości ruchu, zwane także równaniem dynamicznym lub równaniem impulsów ma postać [9]

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho w dV + \int_S \rho w \vec{w}_n ds = \int_V \rho \vec{F} dV + \int_S \vec{P}_n ds \quad (58)$$

gdzie: $\vec{w}_1$ - rzut wektora prędkości normalny do powierzchni S,
 V - objętość ograniczona kontrolną powierzchnią S,
 $\vec{F}$ - wektor przyspieszenia wewnętrznych sił masowych,
 $\vec{P}_n$ - wektor naprężenia sił powierzchniowych.

Po zastąpieniu sił masowych siłami ciężkości równanie (58) dla elementarnego odcinka dz przyjmie postać:

$$\int_{z_1}^{z_2} \frac{\partial}{\partial t} (\rho w A) dz + \rho_2^2 w_2^2 A_2 - \rho_1^2 w_1^2 A_1 = \int_{z_1}^{z_2} \dot{m}_* w_* \frac{dA}{dz} dz - \int_{z_1}^{z_2} \rho g \frac{dy}{dz} A dz - \int_{z_1}^{z_2} \frac{\partial p}{\partial z} A dz - \int_{z_1}^{z_2} \tau_0 \pi D dz \quad (59)$$

gdzie: w_* $\dot{m}_*$ - pęd pojedynczych cząstek, uwzględniając, że

$$\tau_0 = \frac{1}{8} \xi \rho w^2$$

oraz dokonując przekształceń można równanie (59) zapisać w postaci

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho A w) + \frac{\partial}{\partial z} [(\rho + \rho w^2) A] = (\rho + m_* w_*) \frac{dA}{dz} - \rho A \left(g \frac{dy}{dz} + \frac{\xi w^2}{2D} \right) \quad (60)$$

a dla ustalonego przepływu jednowymiarowego

$$\frac{d}{dz} [(\rho + \rho w^2) A] = \rho \frac{dA}{dz} - \rho A g \frac{dy}{dz} - \frac{1}{8} \pi \xi D \rho w^2 \quad (61)$$

Wykorzystując równanie ciągłości strugi (57) oraz stałość wymiarów poprzecznych $\frac{dA}{dz} = 0$ równanie (61) sprowadzono do postaci:

$$A \frac{dp}{dz} + m \frac{dw}{dz} = -\rho g A \frac{dy}{dz} - \frac{1}{8} \pi \xi D \rho w^2 \quad (62)$$

R ó w n a n i e e n e r g i i o p o s t a c i [9]

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho E dV + \int_S \rho E \vec{w}_n = \int_V \rho F w dV + \int_S \vec{P}_n w ds + \dot{Q} \quad (63)$$

zapisane względem odcinka "dz" przyjmie postać

$$\int_{z_1}^{z_2} \frac{\partial}{\partial t} (\rho E A) dz + \rho_2 E_2 w_2 A_2 - \rho_1 E_1 w_1 A_1 = \int_{z_1}^{z_2} \rho g \frac{dy}{dz} w A dz + p_1 w_1 A_1 - p_2 w_2 A_2 + \\ + \int_{z_1}^{z_2} \rho_* \frac{\dot{m}_*}{\rho_*} \pi D dz + \int_{z_1}^{z_2} \dot{m}_* E_* \pi D dz + \dot{Q} \quad (64)$$

$$\text{gdzie: } E = u + \frac{w^2}{2} \quad (65)$$

$\dot{Q}$ - ciepło dopływające do rozpatrywanej objętości

$$\dot{Q} = \int_{z_1}^{z_2} \dot{q}_A \pi D dz + \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} A \right)_2 - \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} A \right)_1 \quad (66)$$

Dla ustalonego przepływu jednowymiarowego równanie (64) przekształcono do postaci

$$\frac{d}{dz} [\rho w A (E + \frac{p}{\rho})] = -\rho g w A \frac{dy}{dz} + \pi D \dot{q}_A + \frac{d}{dz} \left(\lambda \frac{dT}{dz} A \right) \quad (67)$$

Dla większości przypadków przepływów mieszanin parowo-cieczowych ostatni człon równania (67) można zaniedbać jako pomijalnie mały w stosunku do ciepła dopływającego przez ścianki [18,33,88].

Przedstawiony układ równań powinien zostać uzupełniony równaniem opisującym własności dwufazowego czynnika dławionego w przewodzie.

W wypadku przepływu pary mokrej nie może to być zależność postaci $v = v(p, T)$, gdyż ciśnienie i temperatura są ściśle ze sobą związane w stanie nasycenia. Dlatego też do dalszych rozważań przyjęto zależności pomocnicze

$$v = v(p, h) \quad (68)$$

lub
$$v = v(p, s) \quad (68a)$$

Wykorzystując równania (57) oraz (68) równanie (62) przekształcono do postaci

$$\frac{dp}{dz} \left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \frac{dh}{dz} = - \frac{g \sin \alpha}{v} - 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} \quad (69)$$

Wykorzystując natomiast równania (57), (68), (69) równanie (67) przekształcono do postaci

$$\frac{dh}{dz} - v \frac{dp}{dz} = \frac{\pi D \dot{Q} A}{\dot{m}} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \quad (70)$$

Rozwiązanie układu równań (69), (70) umożliwi jednoznaczne określenie stanu czynnika w dowolnym punkcie elementu dławiącego oraz identyfikację wykresową rozpatrywanego procesu. Rozwiązanie układu równań (69), (70) podano w następującej formie kanonicznej

$$\frac{dp}{dz} = \frac{w_1}{w}$$

$$\frac{dh}{dz} = \frac{w_2}{w}$$

gdzie

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

$$W_1 = \begin{vmatrix} -\frac{gA}{v} \sin \alpha - 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} & ; & \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \\ \pi D \dot{q}_A \dot{m}^{-1} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} & ; & 1 \end{vmatrix}$$

$$W_2 = \begin{vmatrix} 1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h & ; & -\frac{gA}{v} \sin \alpha - 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} \\ v & ; & \pi D \dot{q}_A \dot{m}^{-1} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \end{vmatrix}$$

ostatecznie

$$\frac{dp}{dz} = \frac{-\left\{ \frac{gA}{v} \sin \alpha + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \left[\pi D \dot{q}_A \dot{m}^{-1} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \right] \right\}}{\left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p v} \quad (71)$$

$$\frac{dh}{dz} = \frac{\left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h \right] \left[\pi D \dot{q}_A \dot{m}^{-1} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \right] - \left[gA \sin \alpha + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} \right]}{\left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p v} \quad (72)$$

Występujące w równaniach (71) i (72) wyrażenia $\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h$ oraz $\left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p$ wymagają dalszych przekształceń.

Wykorzystując równanie addytywności objętość pary mokrej wyrażono następująco:

$$v = v' + x (v'' - v')$$

lub w postaci funkcyjnej przy wykorzystaniu równania (68)

$$v(\rho, h) = v'(\rho) + x(\rho, h) [v''(\rho) - v'(\rho)] \quad (73)$$

gdzie:

$$x(\rho, h) = \frac{h - h'(\rho)}{h''(\rho) - h'(\rho)} \quad (74)$$

wobec tego

$$\left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p = \frac{v'' - v'}{h'' - h'} = \frac{1}{T} \frac{dT}{dp} \quad (75)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_h = \frac{dT}{dp} \left\{ \left[\frac{dv'}{dT} + x \left(\frac{dv''}{dT} - \frac{dv'}{dT} \right) \right] - \frac{1}{T} \frac{dT}{dp} \frac{dh'}{dT} + x \left(\frac{dh''}{dT} - \frac{dh'}{dT} \right) \right\}$$

wykorzystując (74) i (75)

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_h = T \frac{v''-v'}{h''-h'} \left\{ \left[\frac{dv'}{dT} + \frac{h-h'}{h''-h'} \left[\frac{dv''}{dT} - \frac{dv'}{dT} \right] \right] - \frac{v''-v'}{h''-h'} \left[\frac{dh'}{dT} + \frac{h-h'}{h''-h'} \left(\frac{dh''}{dT} - \frac{dh'}{dT} \right) \right] \right\} \quad (76)$$

Objętość właściwą mieszaniny dwufazowej można również wyrazić przy pomocy zależności (68a). /Inne zmienne niezależne w równaniu stanu/.

$$v = v(p, s)$$

W takim wypadku system równań wyjściowych (57), (62), (68a) umożliwia określenie zależności $\frac{dp}{dz}$ oraz $\frac{ds}{dz}$. Równanie (62) po wykorzystaniu równania (68a) przyjmie postać

$$\frac{dp}{dz} \left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_s \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial s} \right)_p \frac{ds}{dz} = -0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} \quad (69a)$$

Równanie (70) można zapisać jako

$$T \frac{ds}{dz} = \frac{\pi D \dot{Q}_A}{\dot{m}} + 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \quad (70a)$$

/Przyrost entropii w rozpatrywanym procesie $\frac{ds}{dz}$ następuje na skutek dopływu ciepła z zewnątrz i ciepła wewnętrznego przemiany. Zgodnie z II Z.T./ [7,83]

ostatecznie

$$\frac{dp}{dz} \left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_s \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial s} \right)_p \frac{\pi D \dot{Q}_A}{T \dot{m}} + \left[\frac{v}{T} \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial s} \right)_p + 1 \right] 0,25 \pi^{0,5} \xi \dot{m}^2 v A^{-2,5} = 0 \quad (71a)$$

Biorąc pod uwagę równanie (68a) oraz wyrażając stopień suchości mieszaniny

$$x(p, s) = \frac{s - s'(p)}{s''(p) - s'(p)} \quad (74a)$$

oraz objętość właściwą pary mokrej

$$v = v(p, s) = v'(p) + x(p, s) \cdot [v''(p) - v'(p)] \quad (73a)$$

Po zróżniczkowaniu zależności (73a) otrzymano

$$\left(\frac{\partial v}{\partial s}\right)_p = \frac{v''-v'}{s''-s'} = \frac{dT}{dp} \quad \begin{array}{l} \text{/Z równania Clapeyrona-} \\ \text{-Clausiusa/} \end{array} \quad (75a)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_s = \frac{v''-v'}{s''-s'} \left\{ \left[\frac{dv'}{dT} + x \left(\frac{dv''}{dT} - \frac{dv'}{dT} \right) \right] - \frac{v''-v'}{s''-s'} \left[\frac{ds'}{dT} + x \left(\frac{ds''}{dT} - \frac{ds'}{dT} \right) \right] \right\}$$

po wykorzystaniu (74a) i (75a)

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_s = \frac{v''-v'}{s''-s'} \left\{ \left[\frac{dv'}{dT} + \frac{s-s'}{s''-s'} \left(\frac{dv''}{dT} - \frac{dv'}{dT} \right) \right] - \frac{v''-v'}{s''-s'} \left[\frac{ds'}{dT} + \frac{s-s'}{s''-s'} \left(\frac{ds''}{dT} - \frac{ds'}{dT} \right) \right] \right\} \quad (76a)$$

Układ równań różniczkowych (71), (72) zmodyfikowano przez zastąpienie różniczki $\frac{dp}{dz}$ różniczką dT/dz . Do tego celu wykorzystano równanie Clapeyrona-Clausiusa.

$$\frac{T(v''-v')}{h''-h'} = \frac{dT}{dp} \quad (77)$$

skąd

$$\frac{dT}{dz} = \frac{T(v''-v')}{h''-h'} \frac{dp}{dz} \quad (78)$$

i ostatecznie równanie (71) przekształcono do postaci

$$\frac{dT}{dz} = \frac{T(v''-v')}{h''-h'} \cdot \frac{-\left\{ \frac{gA}{v} \sin \alpha + 0,25\pi^{0,5} \dot{m}^2 v A^{-2,5} + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p \left[\pi D \dot{q}_A \dot{m}^{-1} + 0,25\pi^{0,5} \dot{m}^2 v^2 A^{-2,5} \right] \right\}}{\left[1 + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_h \right] + \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \left(\frac{\partial v}{\partial h} \right)_p v} \quad (79)$$

Posługiwanie się zmienną T jest wygodne ze względu na fakt, że funkcje opisujące własności dwufazowego czynnika na liniach nasycenia są najczęściej podawane jako funkcje temperatury.

Do rozwiązania układu równań (72), (79) konieczna jest znajomość zależności opisujących zmianę wartości współczynnika tarcia ξ , gęstości strumienia ciepła $\dot{q}_A$, oraz własności fizycznych freonu w stanie nasycenia.

6.1. Liczba tarcia

Współczynnik tarcia, zwany liczbą tarcia lub współczynnikiem oporu hydrodynamicznego liniowego, określono posługując się zależnościami spotykanymi w hydrodynamice przepływów jednofazowych.

Własności fizyczne dwufazowego czynnika określono przy pomocy równań addytywności [24,29,61,82].

Dla przepływu laminarnego [1] $Re < 2,3 \cdot 10^3$

$$\xi = 64 Re^{-1} \quad (80)$$

Dla przepływu burzliwego w rurach hydraulicznie gładkich wykorzystano zależność Blasiusa [1,61] obowiązującą w obszarze zmienności liczby Reynoldsa $2,3 \cdot 10^3 < Re < 4 \cdot 10^5$

$$\xi = 0,3164 Re^{-0,25} \quad (81)$$

Dla przewodów miedzianych, ciągnionych, wartość chropowatości bezwzględnej $\Delta = 0,8 \cdot 10^{-6}$ [m] [64], niektóre pozycje literaturowe [30] podają nawet wartość $\Delta = 0,2-1 \cdot 10^{-6}$ [m]. Szczegółowe badania chropowatości bezwzględnej elementów dławiących o średnicach $D_w = 0,0007 \div 0,002$ [m] wykonanych z przewodów miedzianych dały wartości $0,6 \div 1,1 \cdot 10^{-6}$ [m] [38]. Przewód można uważać za hydraulicznie gładki, gdy [1,57]

$$\bar{\Delta} \leq 17,85 Re^{-0,875} \quad (82)$$

gdzie

$$\bar{\Delta} = \frac{\Delta}{D} \quad (83)$$

Uwzględniając wartości Δ , wartości liczby Re oraz zależności (82), (83) element dławiący na całej długości jednofazowej i dwufazowej można traktować jako hydraulicznie gładki.

6.2. Gęstość strumienia ciepła $\dot{q}_A$

Określenie gęstości strumienia $\dot{q}_A$ dopływającego do czynnika w elemencie dławiącym przeprowadzono dla przypadku dławienia freonu R12 w elemencie dławiącym ziębiarki sprężarkowej.

Poprzez wprowadzenie elementu dławiącego do przewodu ssawnego sprężarki, utworzono przeciwprądowy wymiennik ciepła typu "rura w rurze" - doziębacz, który ze względu na brak izolacji cieplnej współdziała termicznie z otoczeniem.

Omówienie procesu doziębienia oraz konstrukcji doziębacza podano w pkt. 7.4.

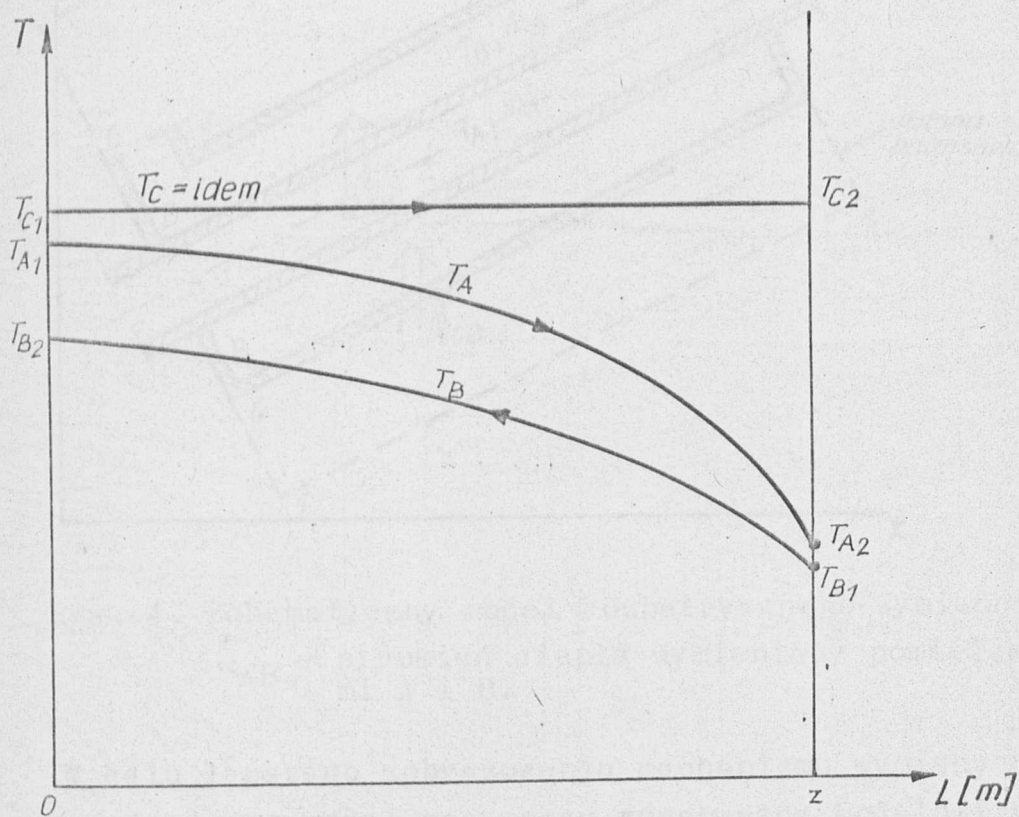
Przy formułowaniu modelu analitycznego zwrócono uwagę na te cechy, które odróżniają doziębacz małej ziębiarki sprężarkowej od klasycznych wymienników ciepła.

- bardzo mała średnica elementu dławiącego i związany z tym znaczny spadek ciśnienia ziębnika $D = 0,00064 \pm 0,002$
- bardzo małe strumienie masy ziębnika $\dot{m}_z = 0,0006 \pm 0,0015 \text{ [kg/s]}$
- bardzo małe rozmiary gabarytowe wymiennika,
- brak izolacji cieplnej i możliwość znacznego wpływu otoczenia na wartości temperatur,
- parowanie ziębnika w elemencie dławiącym nie może być rozpatrywane tylko jako skutek oddziaływania termicznego,
- trudności w jednoznacznym określeniu stanu ziębnika w elemencie dławiącym w chwili rozpoczęcia procesu doziębienia.

Założenia:

- W chwili wlotu do doziębacza ziębnik znajduje się w stanie nasycenia, $x = 0$. Odparowanie rozpoczyna się na wlocie do doziębacza.
- Rurociągiem ssawnym, do którego wprowadzono element dławiący płynie z parowacza do sprężarki para przegrzana ziębnika. Przepływ pary w rurociągu ssawnym odbywa się bez straty ciśnienia.
- Otoczenie jest czynnikiem termodynamicznym o określonej temperaturze i strumieniu substancji.

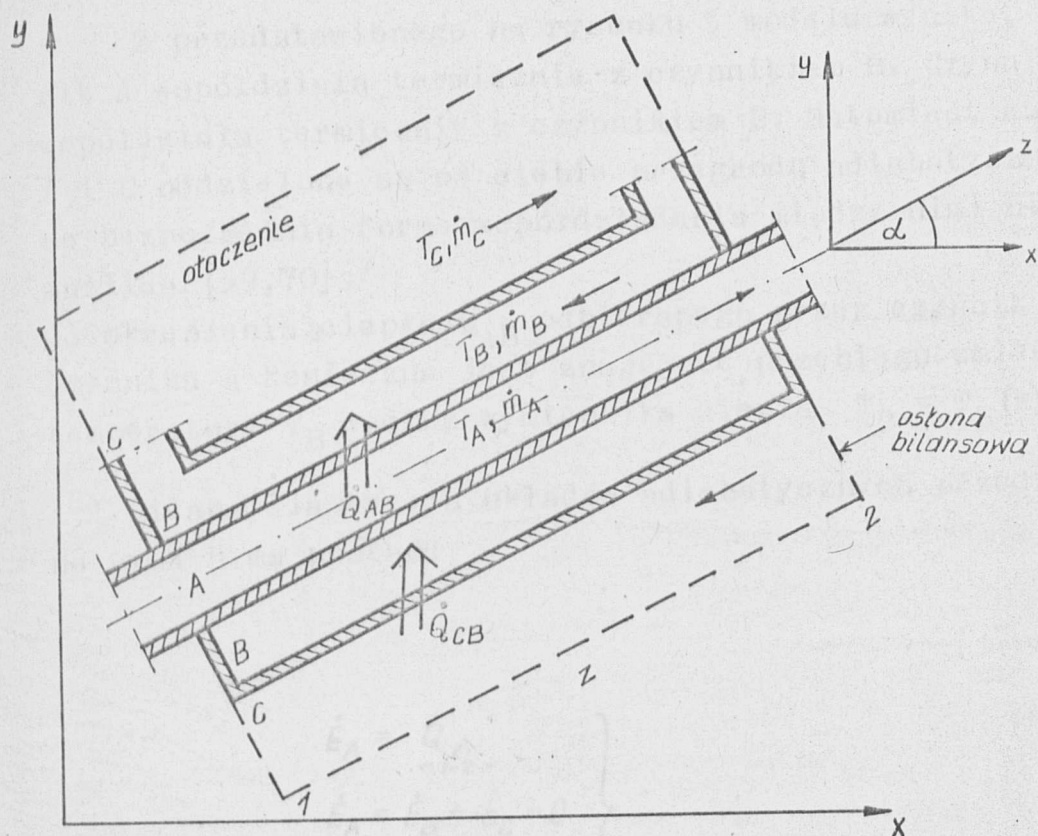
Rozkład temperatur w rozpatrywanym wymienniku ciepła przedstawia rysunek .



Rys.3. Rozkład temperatur w wymienniku ciepła.

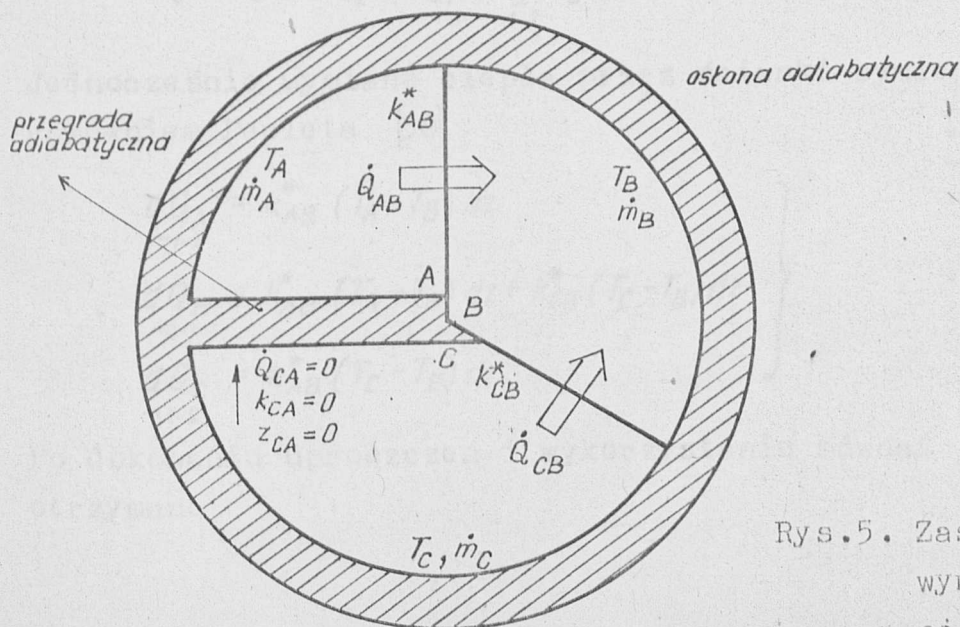
A - ziębnik w elemencie dławiącym, B - para ziębnika w rurociągu ssawnym, C - otoczenie

Na rys.4 przedstawiono schematycznie rozpatrywany wymiennik ciepła.



Rys. 4. Schematyczny model rozpatrywanego wymiennika ciepła.
 $\dot{Q}_{AB}$ - strumień ciepła wymieniany pomiędzy czynnikami A i B.

W celu lepszego zobrazowania mechanizmu wymiany ciepła wprowadzono model zastępczy równoważny modelowi pokazanemu na rysunku 4.



Rys.5. Zastępczy model wymiennika ciepła.

Z przedstawionego na rysunku 5 modelu wynika, że czynnik A współdziała termicznie z czynnikiem B. Czynnik C współdziała termicznie z czynnikiem B. Natomiast czynniki A i C oddzielone są od siebie przegrodą adiabatyczną i żadna bezpośrednia forma współdziałania między nimi nie jest możliwa [59,70].

Do określenia ciepła $\dot{Q}_{AB}$ odbieranego przez czynnik B od czynnika A konieczna jest znajomość przebiegu zmienności temperatury T_B wzdłuż wymiennika ciepła $T_B = T_B(z)$.

Bilans dla trzech układów adiabatycznych przedstawionych na rys. 5 ma postać:

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_A &= \dot{Q}_{A \sim 1-2} \end{aligned} \right\} \quad (84)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_A &= \dot{E}_B + \dot{E}_C = 0 \end{aligned} \right\} \quad (85)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_C &= \dot{Q}_{C \sim 1-2} \end{aligned} \right\} \quad (86)$$

oraz

$$\dot{E}_A = \dot{m}_A \left[(h_{A2} - h_{A1}) - \int_{1-2} v_A dp \right] \quad (87)$$

$$\dot{E}_B = \dot{m}_B \left[(h_{B1} - h_{B2}) - \int_{2-1} v_B dp \right] \quad (88)$$

$$\dot{E}_C = \dot{m}_C \left[(h_{C2} - h_{C1}) - \int_{1-2} v_C dp \right] \quad (89)$$

Jednocześnie wymianę ciepła przez ścianki wymiennika opisano równaniem Pecleta [30]

$$\left. \begin{aligned} dQ_{A \sim 1-2} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) dz \\ dQ_{B \sim 2-1} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) dz + k_{CB}^* (T_C - T_B) dz \\ dQ_{C \sim 1-2} &= k_{AB}^* (T_C - T_B) dz \end{aligned} \right\} \quad (90)$$

Po dokonaniu uproszczeń i wykorzystaniu równań (88) i (89) otrzymano

$$\left. \begin{aligned} \dot{m}_A [dh_A - v_A dp] &= k_{AB}^* (T_A - T_B) dz \\ \dot{m}_B [dh_B - v_B dp] &= k_{AB}^* (T_A - T_B) dz + k_{CB}^* (T_C - T_B) dz \\ \dot{m}_C [dh_C - v_C dp] &= k_{CB}^* (T_C - T_B) dz \end{aligned} \right\} \quad (91)$$

Przemiany czynników B i C można przyjąć jako izobaryczne, ze względu na pomijalnie małe zmiany ciśnienia. Tak więc prawdziwe jest równanie

$$dh = c_p dT$$

oraz stwierdzenie, że przemiany w wymienniku ciepła odbywają się bez wykonania pracy technicznej [83]. Powyższego założenia nie można zastosować do czynnika A ze względu na znaczne zmiany ciśnienia w czasie trwania procesu.

Układ równań (91) przyjmie zatem postać:

$$\left. \begin{aligned} \dot{m}_A \frac{[dh_A - v_A dp]}{dz} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) \\ \dot{m}_B c_{pB} \frac{dT_B}{dz} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) + k_{CB}^* (T_C - T_B) \\ \dot{m}_C c_{pC} \frac{dT_C}{dz} &= k_{CB}^* (T_C - T_B) \end{aligned} \right\} \quad (92)$$

Uwzględniając zależność (45) i (41) równanie (92a) przekształcono do postaci:

$$\dot{m}_A \left[\left(\frac{\dot{m}_A}{A} \right)^2 v_A \frac{dv_A}{dT} + \frac{dh_A}{dT} \right] \frac{dT_A}{dz} = k_{AB}^* (T_A - T_B) \quad (93)$$

Wyrażenie w nawiasie kwadratowym można określić wykorzystując zależności (52) i (55) ewentualnie (8), (18), (21). Ze względu na stosunkowo złożoną postać tych zależności zrezygnowano z bezpośredniego wprowadzenia ich do równania (93) a wyznaczone przy ich pomocy zmiany objętości właściwej oraz entalpii zaproksymowano wielomianami względem zmiennej T_A .

Dla rozpatrywanego freonu R-12 otrzymano następujące zależności

$$v_A(T_A) = E_0 + E_1/T_A + E_2/T_A^2 + E_3T \quad (94)$$

$$h_A(T_A) = F_0 + F_1T_A + F_2T_A^2 + F_3/T_A + F_4/T^2 + F_5/T^3 + F_6/T^4 \quad (95)$$

gdzie współczynniki E oraz F są funkcjami parametrów wlotowych zbiornika

$$E = E[(w_1/v_1)^2, T_1] \quad (96)$$

$$F = F[(w_1/v_1)^2, T_1] \quad (97)$$

W tablicy 2 i 3 podano wartości współczynników E i F do wzorów (94) i (95).

Tablica 2. Wartości współczynników E_0 , E_1 , E_2 , E_3 we wzorze (94).

Współczynnik	Równanie aproksymujące	Wartości stałych w równaniu aproksymującym	$z_{\max}$ [%]	s [%]
E_0	$E_0 = A_1 T^3 + A_2/C + A_3/C^3$	$A_1 = -0,0002399$ $A_2 = 33869559,2$ $A_3 = 1949747 \cdot 10^7$	+1,7	$\pm 0,68$
E_1	$E_1 = A_1 T^3 + A_2/C + A_3/C^3$	$A_1 = 0,0592121$ $A_2 = -9407153990$ $A_3 = 536506,265 \cdot 10^{10}$	-1,58	$\pm 0,59$
E_2	$E_2 = A_1 T^3 + A_2/C + A_3/C^3$	$A_1 = -4,5639839$ $A_2 = 864286,346 \cdot 10^6$ $A_3 = 486897,743 \cdot 10^{12}$	-1,69	$\pm 0,51$
E_3	$E_3 = A_2/C$	$A_2 = -14057,0071108$	+1,8	$\pm 0,63$

$$C = (W_1/V_1)^2$$

Tablica 3. Wartości współczynników $F_0, F_1, F_2, F_3, F_4, F_5, F_6$ we wzorze (95).

Współczynnik	Równanie aproksymujące	Wartości stałych w równaniu aproksymującym	$z_{\max}$ [%]	s [%]
F_2	$F_2 = B_0 + B_1/C^2 + B_2T + B_3 \sin C$	$B_0 = 1640209,8$ $B_1 = -313060,049 \cdot 10^5$ $B_2 = -5030,1200140$ $B_3 = -14785,2014309$	+ 1,3	$\pm 0,34$
F_6	$F_6 = B_0 + B_1T + B_2C^4 + B_3/C$	$B_0 = 269764,026 \cdot 10^{15}$ $B_1 = -599805,834 \cdot 10^{12}$ $B_2 = -818654,633827^{17}$ $B_3 = -318847,265 \cdot 10^{10}$	+ 1,8	$\pm 0,89$
F_1	$F = B_1T^3 + B_2 \sin C + B_3 \sin 3C + B_4/\log C$	$B_1 = 9.1768465$ $B_2 = 260845,767 \cdot 10^3$ $B_3 = 118592,790 \cdot 10^3$ $B_4 = -449471,449 \cdot 10^4$	+ 2,01	$\pm 1,01$
F_3	$F_3 = B_1/C^2 + B_2/C^3 + B_3T^3 + B_4 \sin C$	$B_1 = 412993,861 \cdot 10^{16}$ $B_2 = -414762,559 \cdot 10^{19}$ $B_3 = -161639,755 \cdot 10^2$ $B_4 = 136676,833 \cdot 10^9$	+ 1,76	$\pm 0,64$
F_0	$F_0 = B_1C + B_2 \sin C + B_3/T^5$	$B_1 = 249567,902 \cdot 10^3$ $B_2 = 382805,422 \cdot 10^2$ $B_3 = 6711314.02 \cdot 10$	+ 2,8	$\pm 2,1$
F_4	$F_4 = B_1T^3 + B_2 \sin 2C$	$B_1 = 197994,774 \cdot 10^{11}$ $B_2 = 210916,153 \cdot 10^{10}$	+ 2,26	$\pm 1,89$
F_5	$F = B_1C + B_2 \sin 3C + B_3/T^5$	$B_1 = -242027,891 \cdot 10^{13}$ $B_2 = -325440,241 \cdot 18$ $B_3 = -612432,86 \cdot 10^2$	+ 1,84	$\pm 1,12$

Po uproszczeniu (94) i (95) do równania (93) i dokonaniu przekształceń otrzymano

$$\dot{m}_A [(w_1/v_1)^2 E_0 E_3 + F_1] \frac{dT_A}{dz} = k_{AB}^* (T_A - T_B) \quad (98)$$

Oznaczając:

$$W_A = \dot{m}_A [(w_1/v_1)^2 E_0 E_3 + F_1]$$

$$W_B = \dot{m}_B c_{pB}$$

$$W_C = \dot{m}_C c_{pB}$$

układ równań (92) można zapisać w postaci:

$$\left. \begin{aligned} W_A \frac{dT_A}{dz} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) \\ W_B \frac{dT_B}{dz} &= k_{AB}^* (T_A - T_B) + k_{BC}^* (T_C - T_B) \\ W_C \frac{dT_C}{dz} &= k_{CB}^* (T_C - T_B) \end{aligned} \right\} \quad (99)$$

Rozwiązaniem układu równań względem T_B będzie równanie

$$\frac{d^2 T_B}{dz^2} + \left[\frac{k_{AB}^*}{W_A} + \frac{k_{AB}^* + k_{CB}^*}{W_B} + \frac{k_{CB}^*}{W_C} \right] \frac{dT_B}{dz} + \frac{W_A + W_B + W_C}{W_B \cdot W_C \cdot W_A} k_{AB}^* k_{CB}^* (T_B - \gamma) = 0 \quad (100)$$

gdzie:

$$\gamma = \frac{W_A T_{A1} + W_B T_{B2} + W_C T_{C1}}{W_A + W_B + W_C}$$

Dokonano podstawienia

$$\Theta = (T_B - \gamma) \quad (101)$$

skąd

$$\frac{dT_B}{dz} = \frac{d\Theta}{dz} \quad i \quad \frac{d^2 T_B}{dz^2} = \frac{d^2 \Theta}{dz^2}$$

Równanie (100) zapisano w postaci

$$\frac{d^2 \Theta}{dz^2} - 2\varphi \frac{d\Theta}{dz} + \psi \Theta = 0 \quad (102)$$

gdzie:

$$\varphi = -\frac{1}{2} \left[k_{AB}^* \left(\frac{1}{W_A} + \frac{1}{W_B} \right) + k_{CB}^* \left(\frac{1}{W_B} + \frac{1}{W_C} \right) \right] \quad (103)$$

$$\psi = \frac{W_A + W_B + W_C}{W_A \cdot W_B \cdot W_C} \cdot k_{AB}^* \cdot k_{CB}^* \quad (104)$$

Całka szczególna tego równania ma postać

$$\Theta = e^{\lambda z} \quad (105)$$

po zróżniczkowaniu

$$\frac{d\Theta}{dz} = \lambda \cdot e^{\lambda z} \quad (106)$$

$$\frac{d^2\Theta}{dz^2} = \lambda^2 e^{\lambda z} \quad (107)$$

Wstawiając te wartości do (102) otrzymano

$$\lambda^2 e^{\lambda z} - 2\varphi \lambda e^{\lambda z} + \psi e^{\lambda z} = 0 / : e^{\lambda z} \quad (108)$$

$$\lambda^2 - 2\varphi \lambda + \psi = 0 \quad (109)$$

Rozwiązaniem tego równania są

$$\lambda_1 = \varphi + \sqrt{\varphi^2 - \psi} \quad (110)$$

$$\lambda_2 = \varphi - \sqrt{\varphi^2 - \psi} \quad (111)$$

Całka ogólna będzie sumą całek szczególnych

$$\Theta = c_1 e^{(\varphi + \sqrt{\varphi^2 - \psi})z} + c_2 e^{(\varphi - \sqrt{\varphi^2 - \psi})z} \quad (112)$$

Równanie określające przebieg temperatury T_B względem zmiennej z przyjmie postać:

$$T_B = b_1 e^{\lambda_1 z} + b_2 e^{\lambda_2 z} + \gamma \quad (113)$$

Stałe całkowania wyznaczono w warunkach brzegowych, dla $z = 1$

$$T_B = T_{B2}$$

oraz

$$T_{B2} = b_1 + b_2 + \gamma \quad (114)$$

Po zróżniczkowaniu równania (113) otrzymano kolejne równanie do wyznaczenia stałej całkowania

$$\frac{dT_B}{dz} = \lambda_1 b_1 e^{\lambda_1 z} + \lambda_2 b_2 e^{\lambda_2 z}$$

i dalej dla $z = 1$

$$\frac{dT_{B2}}{dz} = \lambda_1 b_1 + \lambda_2 b_2 \quad (115)$$

Po pomnożeniu przez W_B i wstawieniu do (99) otrzymano

$$\lambda_1 b_1 W_B + \lambda_2 b_2 W_B = k_A^* (T_{A1} - T_{B2}) + k_{BC}^* (T_{C1} - T_{B2}) \quad (116)$$

Równania (114) i (116) pozwalają na wyznaczenie stałych całkowania b_1 i b_2 .

Biorąc pod uwagę, że temperatura otoczenia jest stała w czasie trwania procesu $T_C = \text{idem}$, otrzymano warunek $W_C = \infty$ i jednocześnie

$$\psi = T_C$$

$$\varphi = -\frac{1}{2} \left(\frac{k_{AB}^*}{W_A} + \frac{k_{AB}^* k_{BC}^*}{W_B} \right)$$

$$\psi = \frac{k_{AB}^* k_{BC}^*}{W_A W_B}$$

Wprowadzając wartości stałych całkowania b_1 i b_2 do równania (113) otrzymano zależność

$$\begin{aligned} T_B = & \frac{k_{AB}^* (T_{A1} - T_{B2}) + k_{CB}^* (T_C - T_{B2}) - \lambda_2 (T_{B2} - T_C) W_B}{2 W_B \sqrt{\varphi^2 - \psi}} e^{\lambda_1 z} + \\ & + \frac{k_{AB}^* (T_{B2} - T_{A1}) + k_{CB}^* (T_{B2} - T_C) + \lambda_1 (T_{B2} - T_C) W_B}{2 W_B \sqrt{\varphi^2 - \psi}} e^{\lambda_2 z} + T_C \end{aligned} \quad (117)$$

Sprawdzenie:

dla $z = 0$

$$T_B = \frac{-\lambda_2 (T_{B2} - T_C) W_B + \lambda_1 (T_{B2} - T_C) W_B}{2 W_B \sqrt{\varphi^2 - \psi}} + T_C$$

$$T_B = \frac{-\varphi + \sqrt{\varphi^2 - \psi} (T_{B2} - T_C) + \varphi + \sqrt{\varphi^2 - \psi} (T_{B2} - T_C)}{2 \sqrt{\varphi^2 - \psi}}$$

$$T_B = \frac{2 (T_{B2} - T_C)}{2} + T_C = T_{B2}$$

Równanie (117) pozwala na wyznaczenie temperatury pary ziębnika w dowolnym punkcie przewodu ssawnego w granicach wymiennika ciepła jeżeli znane są współczynniki przenikania ciepła k_{AB}^* oraz k_{BC}^* .

6.3. Współczynniki przenikania ciepła

Proces wymiany ciepła pomiędzy żiębnikiem w elemencie dławiającym a parą żiębnika płynącą przewodem ssawnym odbywa się na drodze konwekcji i przewodzenia, natomiast pomiędzy parą żiębnika w przewodzie ssawnym a otoczeniem na drodze konwekcji przewodzenia i promieniowania.

Współczynnik przenikania ciepła oraz współczynniki wnikania ciepła obliczono na podstawie proponowanych w literaturze zależności [30,40,49,57,82], wybierając te, które najlepiej odpowiadają specyfice rozpatrywanego wymiennika ciepła.

Współczynnik wnikania ciepła α [$\text{W/m}^2\text{K}$] dla przypadku przepływu pary rurociągiem ssawnym określono z równania Michiejewa [30,57,40].

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \left(\frac{D_z}{D_w} \right)^{0,45} \quad (118)$$

gdzie: D_z - średnica zewnętrzna rurociągu ssawnego,

D_w - średnica wewnętrzna rurociągu ssawnego /kanał pierścieniowy/

Równanie obowiązuje dla

$$Re \geq 10^4$$

$$Pr = 0,7 \div 2500$$

$$L/D \geq 50$$

Dla przepływów przejściowych można stosować równanie (118) po uwzględnieniu poprawki $\varphi = \varphi(Re)$ [57,30], lub zależność

$$\alpha = B \cdot \varphi \frac{w^{0,8}}{D_h^{0,2}} \quad (119)$$

gdzie:

$$B = 0,023 \lambda \cdot \nu^{-0,4} a^{-0,4}$$

a - współczynnik wyrównywania temperatur [m^2/s]

W wypadku przepływów laminarnych proponuje się wykorzystać równanie Aładiewa [57,30]

$$\alpha = A \frac{W^{0,2}}{D_n^{0,5}} \Delta T^{0,1} \quad (120)$$

gdzie

$$A = 7,4 \lambda^{0,7} c_p^{0,3} \rho^{0,3} \left(\frac{B}{\gamma}\right)^{0,1} \quad (121)$$

Wartość zastępczego współczynnika wnikania ciepła α_z po stronie otoczenia, z uwzględnieniem wymiany ciepła na drodze konwekcji i promieniowania obliczono ze wzoru

$$\alpha_z = \alpha_k + \alpha_r \quad (122)$$

Współczynnik przejmowania ciepła przez promieniowanie α_r wynosi

$$\alpha_r = \varepsilon_n c_0 \frac{\left(\frac{T_{OT}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_s}{100}\right)^4}{T_{OT} - T_s} \quad \text{W/m}^2\text{K} \quad (123)$$

$$c_0 = 5,7 \text{ W/m}^2\text{K}$$

ε_n - stopień czarności doskonałej dla powietrza wilgotnego i powierzchni równy

$$\varepsilon_n = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{OT}} + \frac{1}{\varepsilon_s} - 1} \quad (124)$$

ε_{OT} , ε_s - stopień czarności doskonałej powietrza, powierzchni,

T_{OT} , T_s - temperatura powietrza, powierzchni [K].

Wartość współczynnika α_k na drodze konwekcji naturalnej wyznaczono z wzoru

$$Nu = C (Gr \cdot Pr)^n \quad (125)$$

gdzie C i n - stałe zależne od charakteru ruchu [57,30].

Określenie współczynnika wnikania ciepła po stronie dławionego dwufazowego freonu R-12 sprawia największe trudności. W literaturze brak jest takich zależności, które obowiązywałyby dla przypadku częściowego odparowania /x wylotowe $< 0,35$ / oraz dla średnic przewodów $D \leq 0,0025$ [m].

W tej sytuacji z literatury [30,40] wybrano zależność obowiązującą dla nierozwiniętego wrzenia pęcherzykowego, przy konwekcji wymuszonej i małych stopniach suchości pary.

$$Nu = Nu' 6150 \left[\frac{\dot{q}}{r g'' w} (g''/g')^{1,45} (r/c_p T)^{0,333} \right]^{0,7} \quad (126)$$

gdzie: Nu' - liczba Nusselta określona dla przepływu jednofazowego cieczy.

Jeżeli

$$\dot{q}/r g'' w (g''/g')^{1,45} (r/c_p T)^{0,333} \leq 0,4 \cdot 10^{-5} \quad (127)$$

to

$$Nu = Nu'$$

Liczbę Nusselta dla przepływu jednofazowego cieczy można wyznaczyć z zależności (118 - 120).

Dla wrzenia pęcherzykowego freonu R-12 w przewodach o przekroju kołowym lub pierścieniowym oraz częściowym odparowaniu Madejski [48,49] proponuje wzór

$$Nu = 2K^{0,7} \quad (128)$$

gdzie:

$$K = Re' \cdot (Pr')^{0,5} Ku^{-0,5} (g''/g')^{0,25} \cdot Av^{0,25} \quad (129)$$

oraz

$$Nu = \frac{\alpha D}{\lambda'}$$

$$Re = \frac{w g' D}{\eta}$$

$$Pr' = \frac{\gamma'}{\alpha'}$$

$$Ku = \frac{c_p' g' g L}{\rho_s' g'' \Delta h}$$

$$Av = \frac{g L^3}{\nu'^2} \frac{g'' - g'}{g'}$$

$$L' = \left(\frac{d^2}{g(g' - g'')} \right)^{0,5}$$

$$\rho_s' = \frac{\Delta h g' g''}{T(g' - g'')}$$

Wzór obowiązuje dla przewodów okrągłych i pierścieniowych
oraz zakresu parametrów

$$K = 0,5 \div 10^4$$

$$Pr_r = 0,004 \div 25$$

$$g'/g'' = 4,3 \div 7,800$$

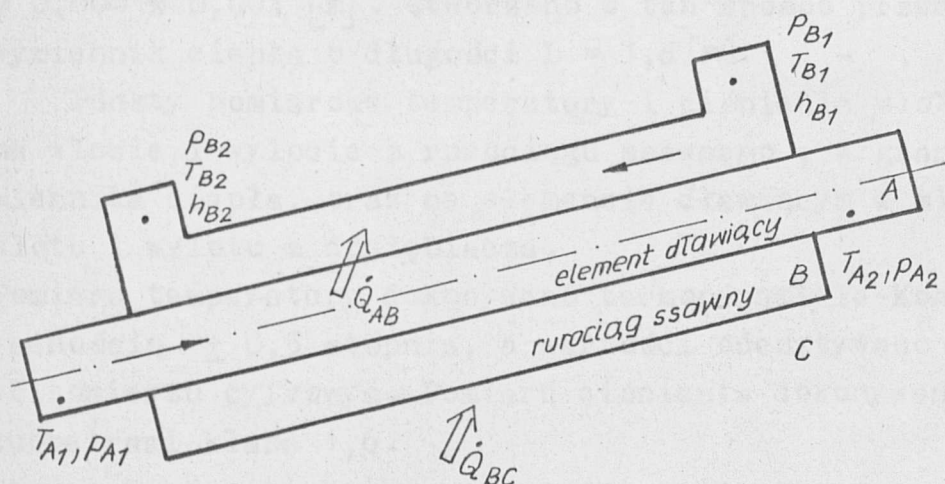
$$D/L = 1,8 \div 120$$

$$L'/L = 99 \div 2000$$

$$D = 0,004 \div 0,150$$

6.4. Doświadczalne sprawdzenie wzorów przyjętych do obliczeń

Prawidłowość wyboru wzorów użytych do obliczeń współczynnika przenikania ciepła k_{AB} , pomiędzy zbiębnikiem przepływającym w elemencie dławiącym a parą zbiębnika w rurociągu ssawnym sprawdzono doświadczalnie. Zastosowano do tego celu metodę zaproponowaną w pracach [68,78], którą autorzy stosowali przy badaniach regeneracyjnych freonowych wymienników ciepła.



Rys. 6. Schemat regeneracyjnego wymiennika ciepła typu "rura w rurze", z oznaczonymi punktami pomiarowymi.

Ciepło przegrzania pary w rurociągu ssawnym $\dot{Q}_B$ jest sumą ciepła dopływającego z otoczenia do przewodu ssawnego $\dot{Q}_{BC}$ oraz ciepła odbieranego od zbiębnika w elemencie dławiącym $\dot{Q}_{AB}$

$$\dot{Q}_B - \dot{Q}_{BC} - \dot{Q}_{AB} = 0 \quad (130)$$

czyli

$$\dot{m}_B (h_{2B} - h_{1B}) - k_{BC} \Delta T_{BC} \cdot A_{BC} - k_{AB} \Delta T_{AB} A_{AB} = 0 \quad (131)$$

stąd

$$k_{AB} = \frac{\dot{m}_B (h_{2B} - h_{1B}) - k_{BC} \Delta T_{BC} \cdot A_{BC}}{A_{AB} \Delta T_{AB}} \quad (132)$$

Na podstawie pomiarów temperatury i ciśnienia w wybranych punktach pomiarowych wyznaczono wartości : h_{1B} , h_{2B} , ΔT_{BC} , ΔT_{AB} , natomiast wartość współczynnika k_{BC} obliczono przy pomocy zależności (118), (122), (123), (125).

O wartości współczynnika k_{BC} decydują w głównej mierze wartości współczynników wnikania ciepła na drodze konwekcji swobodnej i promieniowania, które można uważać za jednoznacznie określone a wartość współczynnika k_{BC} za dostatecznie dokładną.

Badaniom poddane zostały ziębiarki sprężarkowe chłodziarek domowych typu TS 282 oraz TS 245, w których element dławiący $\varnothing 0,002 \times 0,00063$ [m] wprowadzono do przewodu ssawnego $\varnothing 0,008 \times 0,001$ [m]. Utworzono w ten sposób przeciwprądowy wymiennik ciepła o długości $L = 1,5$ [m].

Punkty pomiarowe temperatury i ciśnienia zlokalizowano na wlocie i wylocie z rurociągu ssawnego, w granicach wymiennika ciepła, oraz na elemencie dławiącym w miejscu wlotu i wylotu z doziębiacza.

Pomiaru temperatury dokonywano termoparami Fe-Konst z dokładnością $\pm 0,5$ stopnia, a wartości odczytywano na miliwoltomierzu cyfrowym. Pomiaru ciśnienia dokonywano manowakuometrami klasa 1,6.

Strumień masy ziębnika wyznaczono przy pomocy naczyń pomiarowych. Pomiar prowadzono w stanie ustalonym a do obliczeń przyjęto wartości średnie z trzydziestu odczytów.

Opis oraz schemat stanowiska badawczego przedstawiono w punkcie 9.2 rys.10, natomiast w tablicy 3 podano porównanie wyników obliczeń z wartościami doświadczalnymi.

Tablica 3. Porównanie wyników obliczeń współczynnika k_{AB} $[W/m^2K]$ z danymi doświadczalnymi

Nr pom.	$\dot{m}/A \cdot 10^5$ [kg/s m ²]	T_{A1} [K]	T_{B2} [K]	T_{A2} [K]	T_{B1} [K]	$T_{OT \text{ r. ssaw.}}$ [K]	ΔT_{AB} [K]	ΔT_{BC} [K]	$\dot{Q}_{BC}$ [W]	$\dot{Q}_B$ [W]	$\dot{Q}_{AB}$ [W]	k_{BC} [W/m ² K]	k_{AB-D} [W/m ² K]	k_{AB-O} [W/m ² K]	δk_{AB} [%]
1	46,51	315,15	306,15	264,15	266,15	309,15	4,65	18,475	7,65	15,79	8,14	10,3	185,74	168,56	9,24
2	41,84	309,15	303,15	258,15	263,15	307,55	5,48	19,06	8,19	16,57	8,58	10,4	166,12	156,49	5,79
3	41,22	303,15	297,15	248,15	250,15	307,65	3,64	30,12	1129	17,14	5,85	9,33	170,52	155,82	8,62
4	37,59	311,15	303,15	257,15	263,15	307,65	7	20,32	8,43	18,26	9,81	10,33	148,69	144,34	2,73
5	35,17	317,15	309,15	257,15	263,15	309,35	7	16,14	6,51	16,18	9,64	9,88	146,12	136,17	6,8
6	34,57	309,15	305,15	253,15	262,15	307,65	5,16	18,24	9,16	15,94	6,78	9,81	139,41	132,11	5,23
7	31,53	313,15	307,15	253,15	257,15	307,05	6	17,54	6,51	14,19	7,85	9,23	138,82	130,05	6,32

6.5. Własności freonu R-12 w stanie nasycenia

Własności freonu R-12 w stanie nasycenia podano w postaci równania ogólnego wielomianu

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^6 a_i T_r^i$$

gdzie: T_r - temperatura zredukowana obliczana z zależności

$$T_r = T + C_1$$

lub

$$T_r = t + C_2$$

$$C_1 = -183,15$$

$$C_2 = 90$$

W tablicy 4 podano współczynniki wielomianów dla wybranych własności freonu R-12 w stanie nasycenia skorelowane z wielkościami tablicowymi podanymi w pracy [65].

Błędy względne obliczono z zależności

$$z = \frac{y_0 - y}{y_0} \cdot 100 [\%]$$

y_0 - wielkość tablicowa,

y - wielkość obliczona

Standardowy błąd oceny obliczono natomiast według zależności

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k z_i^2}{k}} [\%]$$

k - liczba punktów, w których obliczano błąd względny,

z_i - błąd względny obliczony w i -tym punkcie.

Tablica 4. Współczynniki wielomianów, maksymalny błąd względny oraz standardowe błędy oszacowania.

Właściwość	Wymiar	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	z_{max} [%]	S [%]
ρ	N/m^2	3604,195	96,03741	16,58421	$-8,581307 \cdot 10^{-2}$	$4,967199 \cdot 10^{-3}$	$-2,101370 \cdot 10^{-5}$	$4,376390 \cdot 10^{-8}$	-0,47	$\pm 0,15$
r	J/kg	189870,9	-394,5953	$3,829087 \cdot 10^{-1}$	$-7,239610 \cdot 10^{-3}$	—	—	—	0,19	$\pm 0,08$
ρ'	kg/m^3	1653,145	-2,6543393	$3,967356 \cdot 10^{-4}$	$-2,903469 \cdot 10^{-5}$	—	—	—	-0,08	$\pm 0,04$
η'	kg/ms	$9,767615 \cdot 10^{-4}$	$-2,571220 \cdot 10^{-5}$	$5,799047 \cdot 10^{-7}$	$-9,090537 \cdot 10^{-9}$	$8,232029 \cdot 10^{-11}$	$-3,842031 \cdot 10^{-13}$	$7,148693 \cdot 10^{-16}$	0,66	$\pm 0,37$
ρ''	kg/m^3	$3,445031 \cdot 10^{-4}$	$-3,900606 \cdot 10^{-3}$	$1,854193 \cdot 10^{-3}$	$-2,671275 \cdot 10^{-5}$	$5,859817 \cdot 10^{-7}$	$-3,633350 \cdot 10^{-9}$	$1,023280 \cdot 10^{-11}$	-0,95	$\pm 0,31$
η''	kg/ms	$9,819385 \cdot 10^{-6}$	$-4,720835 \cdot 10^{-8}$	$5,245202 \cdot 10^{-9}$	$-1,452155 \cdot 10^{-10}$	$1,872914 \cdot 10^{-12}$	$-1,118779 \cdot 10^{-14}$	$2,524510 \cdot 10^{-17}$	-1,37	$\pm 0,64$
$c_{p'}$	J/kgK	827,0753	$3,812141 \cdot 10^{-1}$	$2,854279 \cdot 10^{-2}$	$-3,234331 \cdot 10^{-4}$	$1,32997 \cdot 10^{-6}$	—	—	-0,17	$\pm 0,08$
λ'	W/mK	$1,112725 \cdot 10^{-1}$	$-3,677517 \cdot 10^{-4}$	$2,591934 \cdot 10^{-8}$	$-1,110273 \cdot 10^{-10}$	—	—	—	-0,06	$\pm 0,03$
$c_{p''}$	J/kgK	440,4410	1,488462	$-2,303562 \cdot 10^{-3}$	$6,908832 \cdot 10^{-5}$	—	—	—	-0,95	$\pm 0,48$
λ''	W/mK	$5,143090 \cdot 10^{-3}$	$4,838184 \cdot 10^{-5}$	$-5,397810 \cdot 10^{-7}$	$6,663931 \cdot 10^{-9}$	$-1,474512 \cdot 10^{-11}$	—	—	-0,99	$\pm 0,47$
h'	J/kg	418,580	934,69344	1,2231	$0,13 \cdot 10^{-5}$	—	—	—	0,94	$\pm 0,43$
S'	J/kgK	3050,79116	4,9960044	$-3,241984 \cdot 10^{-3}$	$6,2334 \cdot 10^{-7}$	—	—	—	-1,33	$\pm 0,67$

6.6. Wybór średnicy elementu dławiącego

Gęstość strumienia substancji przyjmuje wartości maksymalne w punkcie krytycznym, tzn. gdy prędkość przepływu płynu jest równa miejscowej prędkości dźwięku [5,7,32,90,91].

Wartość prędkości dźwięku a [m/s] można wyznaczyć przy pomocy równania Laplasa [5,90]

$$a^2 = (\partial p / \partial \rho)_s \quad (133)$$

A stąd

$$G_{kr} = a \cdot \rho = \rho (\partial p / \partial \rho)_s^{0.5} \quad (134)$$

Po wykorzystaniu zależności

$$\rho = 1/v$$

otrzymano

$$G_{kr}^2 = - \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right)_s \quad (135)$$

Wykorzystując równanie ciągłości strugi wyznaczono średnicę przewodu:

$$D_{kr} = \sqrt{\pi / 4 \dot{m} \sqrt{-1 / (\partial v / \partial p)_s}} \quad (136)$$

Jest to średnica przewodu, przy której możliwe jest zdławienie strumienia substancji $\dot{m}$ [kg/s] do określonego stanu wylotowego.

Pochodną cząstkową $(\partial v / \partial p)_s$ wyznaczono ze wzoru (76 a)

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p} \right)_s = \frac{v'' - v'}{s'' - s'} \left\{ \frac{dv'}{dT} + x \left(\frac{dv''}{dT} - \frac{dv'}{dT} \right) - \frac{v'' - v'}{s'' - s'} \left[\frac{ds'}{dT} + x \left(\frac{ds''}{dT} - \frac{ds'}{dT} \right) \right] \right\}$$

Można do tego celu użyć zależności proponowanej w pracy [90]

$$(\partial v / \partial p)_s = (1-x)(\partial v' / \partial p)_s + x (\partial v'' / \partial p)_s \quad (137)$$

gdzie:

$(\partial v' / \partial p)_s$ oraz $(\partial v'' / \partial p)_s$ są własnościami na liniach

nasycenia.

7. Charakterystyka procesowa i konstrukcyjna elementu dławiącego زیبیارکی sprężarkowej

Szczególnym przypadkiem dławienia dwufazowego czynnika jest dławienie freonu R-12 w elemencie dławiącym małej زیبیارکی sprężarkowej.

Parowacz małej زیبیارکی sprężarkowej stosowanej w chłodziarkach domowych, ładach chłodniczych, klimatyzatorach domowych zasilany jest زیبnikiem, np. freonem R-12, przez element dławiący, którym jest rurka miedziana o dużej długości w stosunku do jej średnicy wewnętrznej. Rurka ta nazwana umownie w chłodnictwie "rurką kapilarną"* spełnia rolę zaworu regulacyjnego, stosowanego w przemysłowych زیبیarkach sprężarkowych.

Ciekły زیbnik dopływa ze skraplacza do elementu dławiącego, gdzie zostaje zdławiony do stanu nasycenia a następnie do wymaganego ciśnienia wylotowego. Proces dławienia odbywa się z częściowym odparowaniem زیbnika.

Końcowy odcinek elementu dławiącego wprowadzony jest do przewodu ssawnego. Płynąca przewodem ssawnym para زیbnika odbiera ciepło od زیbnika w elemencie dławiącym.

Proces dławienia odbywa się z wymianą ciepła. W rezultacie, do parowacza dopływa dwufazowy زیbnik o stopniu suchości $x \approx 0,2 - 0,35$ oraz temperaturze i ciśnieniu bliskim temperaturze i ciśnieniu parowania.

Proces dławienia freonem R-12 w elemencie dławiącym زیبیارکی sprężarkowej można podzielić umownie na:

- adiabatyczne dławienie jednofazowego ciekłego زیbnika,
- nieadiabatyczne dławienie dwufazowego زیbnika.

* Stosowana w chłodnictwie nazwa "rurka kapilarna" jest nazwą umowną i nie ma nic wspólnego ze zjawiskiem kapilarności i naczyniami włoskowatymi. Wprowadzono ją w celu podkreślenia niewielkich średnic wewnętrznych przewodów. Aby jednak uniknąć podobnych skojarzeń, w pracy zrezygnowano z tej zwyczajowej nazwy używając dalej konsekwentnie wprowadzonego pojęcia "element dławiący".

Całkowity spadek ciśnienia ziębniaka w elemencie dławiącym Δp_c będzie sumą spadków ciśnień na oporach przepływu w części jednofazowej Δp_I , dwufazowego Δp_{II} i miejscowego spadku ciśnienia wskutek zmniejszenia przekroju wlotowego Δp_w .

$$\Delta p_c = \Delta p_w + \Delta p_I + \Delta p_{II} \quad (138)$$

7.1. Spadek ciśnienia na wlocie do elementu dławiącego Δp_w

Ze względu na swoją niewielką średnicę wewnętrzną element dławiący jest bardzo wrażliwy na różnego rodzaju zanieczyszczenia. Aby zapobiec ewentualnym zanieczyszczeniom, na wlocie do elementu dławiącego umieszcza się bardzo gęsty filtr o średnicy kilkakrotnie większej od średnicy elementu dławiącego.

Spadek ciśnienia ziębniaka wskutek zmniejszenia przekroju wlotowego można określić z zależności [1] :

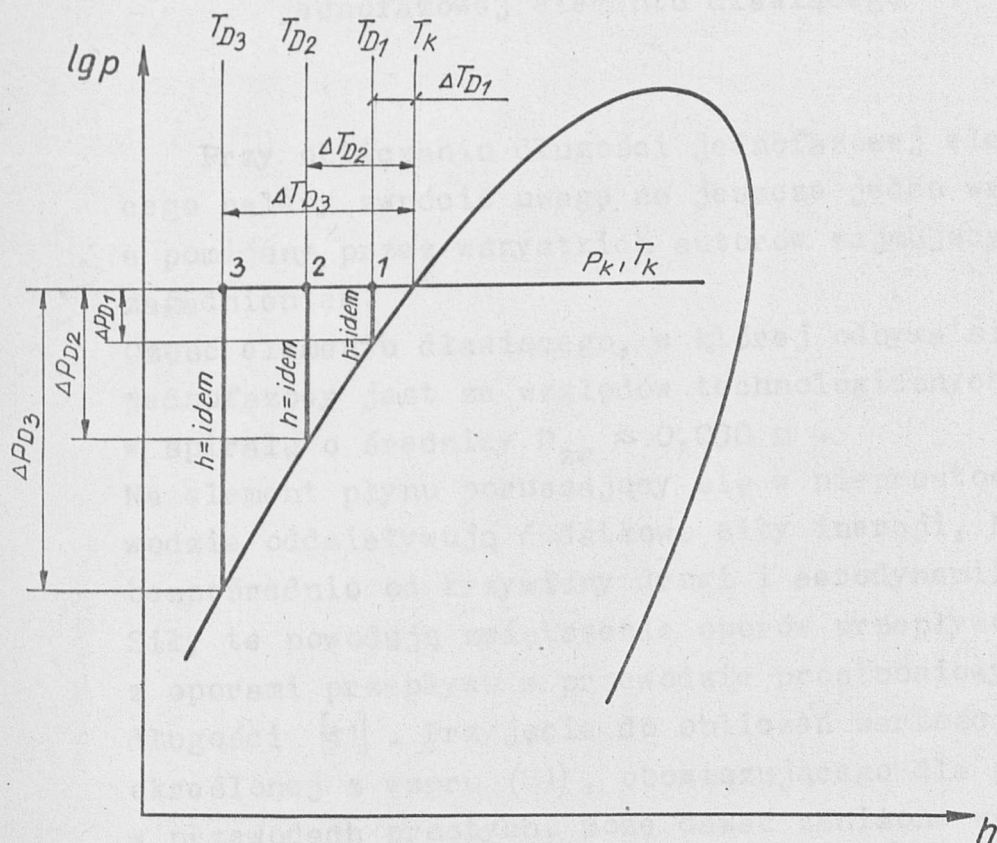
$$\Delta p_w = \xi_w \frac{w^2 \rho}{2} \quad (139)$$

Dla wlotu do przewodu o ostrych krawędziach wartość $\xi_w = 0,5$ [1] dla krawędzi lekko załamanych $\xi_w = 0,25$. Wartość "w" oraz ρ można przyjąć na wlocie do elementu dławiącego.

7.2. Część jednofazowa elementu dławiącego

7.2.1. Spadek ciśnienia ziębnika przy przepływie jednofazowym

Długość wstępnego odcinka elementu dławiącego, w którym występuje przepływ jednofazowy jest uzależniona bezpośrednio od wartości przechłodzenia ciekłego ziębnika dopływającego do elementu dławiącego. Wzrost przechłodzenia ΔT_d powoduje zwiększenie różnicy ciśnień pomiędzy ciśnieniem skraplania a ciśnieniem nasycenia odpowiadającym danej temperaturze ziębnika /rys.7/,
Powoduje to zwiększenie długości elementu dławiącego, która zapewniałaby wymagany spadek ciśnienia przy przepływie jednofazowego ziębnika.



Rys. 7. Wpływ dochłodzenia ciekłego ziębnika przed elementem dławiącym na spadek ciśnienia przy przepływie jednofazowym.

Proces dławienia ciekłego ziębnika jest praktycznie procesem adiabatycznym. Potwierdziły to liczne badania [52,12,62,66] , w tym także badania własne. W takim wypadku spadek ciśnienia jednofazowego ziębnika w czasie adiabatycznego przepływu w przewodzie o przekroju kołowym, można określić z zależności Darcy-Weisbacha [1]

$$\Delta p_I = \xi_I \frac{L_I}{D} \frac{W_m g_m}{2} \quad (140)$$

Wartości W_m i g_m są wartościami średnimi dla przepływu jednofazowego. Ponieważ przepływy w elemencie dławiącym są przepływami burzliwymi, liczbę tarcia ξ_I można określić z zależności (81), traktując element dławiący jako hydraulicznie gładki.

7.2.2. Wpływ krzywizny drogi przepływu na długość części jednofazowej elementu dławiącego

Przy obliczaniu długości jednofazowej elementu dławiącego należy zwrócić uwagę na jeszcze jeden ważny problem, a pomijany przez wszystkich autorów zajmujących się tym zagadnieniem.

Część elementu dławiącego, w której odbywa się przepływ jednofazowy jest ze względów technologicznych zwinięta w spiralę o średnicy $D_{zw} \approx 0,030$ m .

Na element płynu poruszający się w nieprostoosiowym przewodzie oddziałują dodatkowo siły inercji, które zależą bezpośrednio od krzywizny drogi i aerodynamiki strumienia [60]. Siły te powodują zwiększenie oporów przepływu w porównaniu z oporami przepływu w przewodzie prostoosiowym o tej samej długości [41] . Przyjęcie do obliczeń wartości liczby tarcia określonej z wzoru (81), obowiązującego dla przepływu w przewodach prostych, może dawać zaniżone wartości oporów przepływu.

W literaturze [30,41,57,60] można znaleźć zależności opisujące wpływ krzywizny drogi przepływu na wartość liczby tarcia. Najczęściej zostały one jednak określone dla przewodów o znacznie większej średnicy niż średnica rozpatrywanego elementu dławiącego.

Z tego względu zdecydowano się na przeprowadzenie badań własnych, które pozwoliłyby na określenie wpływu krzywizny drogi przepływu na wartości liczby tarcia dla rozpatrywanego zakresu średnic, długości i liczb Reynoldsa elementów dławiących.

Przy wyborze metody badawczej zdecydowano się na badania modelowe a jako czynnika roboczego użyto azotu i sprężonego powietrza.

Przepływ gazu przez element dławiący jest inny niż freonu ale równość liczb podobieństwa geometrycznego i hydrodynamicznego gwarantowało uzyskanie wartości porównawczych.

Stanowisko badawcze, na którym przeprowadzono pomiary, zostało zbudowane w oparciu o dane zawarte w pracach [38], [41,60]. Schemat stanowiska podano na rys.8.

Przez badany element dławiący umieszczony w uchwytach mocujących przepuszczano strumień azotu z butli. Regulację ciśnienia wlotowego oraz natężenia przepływu azotu przeprowadzono przy pomocy zaworów: redukcyjnego na butli oraz regulacyjnego na wylocie z elementu dławiącego.

Rys. 8. Schemat stanowiska do badania wpływu krzywizny drogi przepływu na wartość liczby tarcia elementu dławiącego.

1 - butla z gazem sprężonym,

2 - reduktor

3 - zawór redukcyjny

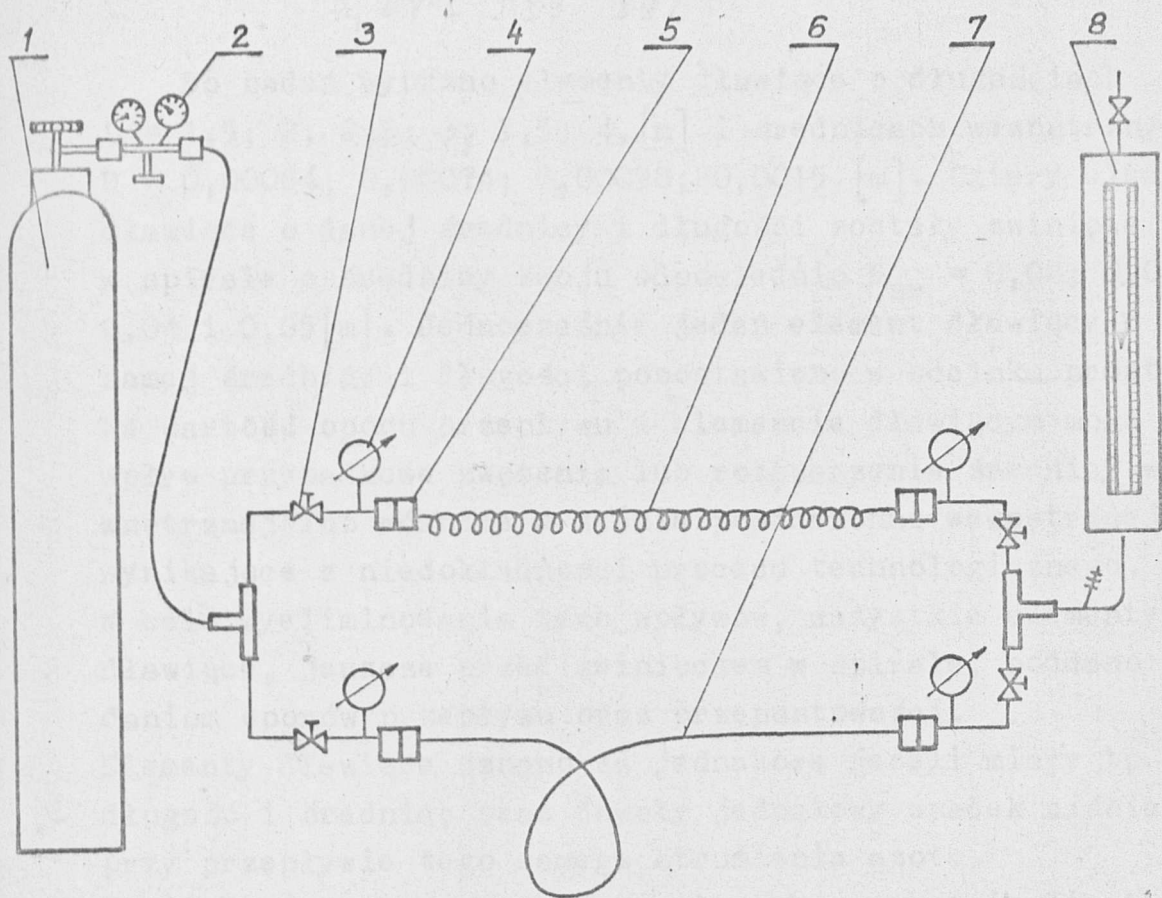
4 - manometr

5 - uchwyty mocujące

6 - badany element dławiący

7 - element dławiący porównawczy

8 - rotametr



Rys. 8. Schemat stanowiska do badania wpływu spiralności elementu dławiącego na wartość liczby tarcia ξ .

- 1 - butla z gazem sprężonym,
- 2 - reduktor,
- 3 - zawory odcinające,
- 4 - manometry,
- 5 - uchwyty mocujące,
- 6 - badany element dławiący,
- 7 - element dławiący porównawczy,
- 8 - rotametr.

Pomiaru ciśnienia dokonywano manometrami klasy 1,5 i zakresie $0 \div 10$ [kg/cm²], pomiaru natężenia przepływu rotametrem a pomiaru temperatury termometrami rtęciowymi o działce elementarnej $0,2$ [K].

Liczbę tarcia ξ określano z zależności

$$\xi = \frac{\pi^2 g D^5}{8 \dot{V}^2 L} \left(\frac{p_1}{\rho \cdot g} - \frac{p_2}{\rho \cdot g} \right) \quad (141)$$

Do badań wybrano elementy dławiące o długościach $L = 1,5; 2; 2,5; 3; 3,5; 4$, [m] i średnicach wewnętrznych $D = 0,00064; 0,00074; 0,00098; 0,0015$ [m]. Cztery elementy dławiące o danej średnicy i długości zostały zwinięte w spirale o średnicy zwoju odpowiednio $D_{zw} = 0,02; 0,03; 0,04$ i $0,05$ [m]. Jednocześnie jeden element dławiący o tej samej średnicy i długości pozostawiono w odcinku prostym. Na wartość oporu przepływu w elemencie dławiącym mogą mieć wpływ przypadkowe zwężenia lub rozszerzenia średnicy wewnętrznej lub różnice w stanie powierzchni wewnętrznej, wynikające z niedokładności procesu technologicznego.

W celu wyeliminowania tych wpływów, wszystkie elementy dławiące, jeszcze przed zwinięciem w spiralę, poddano badaniom oporów przepływu oraz przepustowości.

Elementy dławiące uznano za jednakowe jeżeli miały tę samą długość i średnicę oraz dawały jednakowy spadek ciśnienia przy przepływie tego samego strumienia azotu.

Pomiarów dokonywano przy przepływach w zakresie liczb $Re = 5000 \div 15000$.

Na podstawie studiów literaturowych [30,41,60] liczbę tarcia dla przewodu zwiniętego w spiralę ξ_{zw} opisano zależnością

$$\xi_{zw} = \xi_I + \xi_I \sigma \quad (142)$$

gdzie: ξ_I - liczba tarcia dla przewodu prostego o tej samej długości,

σ - współczynnik zależny od krzywizny drogi przepływu

Współczynnik δ określono zależnością wyprowadzoną w oparciu o zasady analizy wymiarowej

$$\delta = c_1 Re^{c_2} (D/D_{zw})^{c_3} \quad (143)$$

Po wykonaniu aproksymacji wartości danych doświadczalnych zależnością (143) uzyskano wartości stałych c_1, c_2, c_3 z błędem standardowym $s = \pm 2,5 \%$

$$c_1 = 2.069$$

$$c_2 = 0,049$$

$$c_3 = 0.979$$

Wartości liczby tarcia ξ_{zw} określone przy pomocy zależności (142) z wykorzystaniem (143) są około 5 - 8% wyższe niż wartości współczynnika ξ_{zw} podane w pracach [41,60]. Jednocześnie wartość liczby tarcia ξ_{zw} jest o około 30% wyższa od liczby tarcia ξ_I dla przewodu prostego.

7.3. Zjawisko parowania ziębnika w elemencie dławiącym

W czasie dławienia, gdy ciśnienie ziębnika osiągnie wartość ciśnienia nasycenia rozpoczyna się proces wrzenia. Do powstania^w cieczy pęcherzyka pary i jego dalszego wzrostu konieczne jest aby ciśnienie pary nasyconej wewnątrz pęcherzyka p'' było równe sumie : ciśnienia zewnętrznego cieczy p' oraz ciśnienia uwarunkowanego oddziaływaniem sił napięcia powierzchniowego na granicy pęcherzyka pary i cieczy $\frac{2\sigma}{R}$ /dla pęcherzyka sferycznego/. A zatem, wrzenie może zachodzić , gdy spełniona jest równość Laplasa [87]

$$p'' = p' + \frac{2\sigma}{R} \quad (144)$$

Przy dławieniu ziębnika znajdującego się w nasyconym lub bliskim nasycenia stanie, proces wrzenia przebiega nie na skutek dopływu ciepła a w rezultacie obniżenia ciśnienia. Temperatura ciekłego ziębnika do rozpoczęcia wrzenia praktycznie pozostaje stała. W takim wypadku równanie (144) może być spełnione tylko wtedy, gdy ciśnienie cieczy p' przy danej temperaturze jest niższe od ciśnienia p'' o wartość $\frac{2\sigma}{R}$.

Parowanie, którego bezpośrednią przyczyną jest obniżenie ciśnienia nazwane zostało przez niektórych autorów "parowaniem rozprężnym" [48,49] /flashing [24] /.

W miarę wzrostu stopnia suchości ziębnika rośnie objętość właściwa i prędkość przepływu. Towarzyszy temu wzrost oporów przepływu i zmniejszenie przepustowości elementu dławiącego.

W punkcie, w którym prędkość przepływu równa jest miejscowej prędkości dźwięku $Ma = 1$ następuje tzw. "kryzys przepływu" - dalszy wzrost prędkości w przewodzie o stałym przekroju poprzecznym jest niemożliwe.

Prędkości krytycznej odpowiada jednocześnie maksymalny strumień ziębnika jaki może zostać zdławiony przy danej średnicy elementu dławiącego [7,90].

Krytycznym przepływom dwufazowym poświęcono kilka prac [5,13,22,90] i omawianie tego zagadnienia nie jest przedmiotem pracy.

Należy zwrócić uwagę, że dwa zadania jakie ma do spełnienia element dławiący w ziębiarce tzn.

- obniżenie ciśnienia ziębnika dopływającego do parowacza,
 - zapewnienie dostatecznego wypełnienia parowacza,
- są zadaniami przeciwstawnymi. Większemu spadkowi ciśnienia ziębnika w elemencie dławiącym odpowiada mniejszy strumień ziębnika dopływający do parowacza.

7.4. Doziębienie

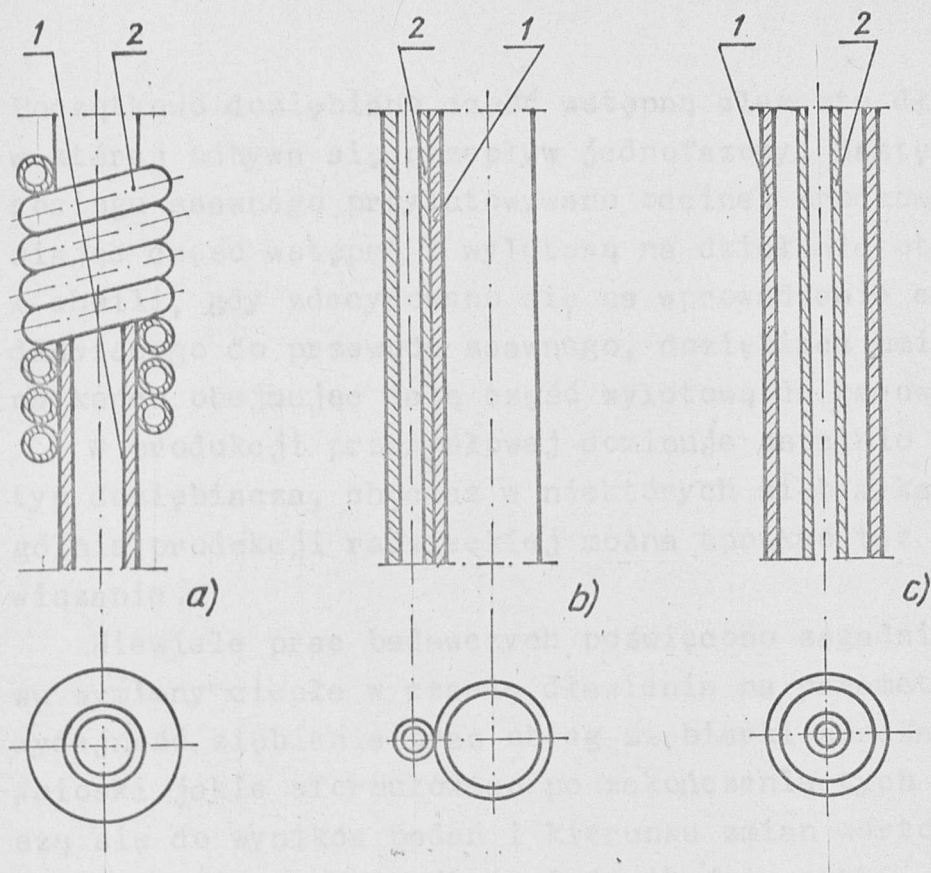
W celu zwiększenia strumienia masy ziębnika dopływającego do parowacza, "część dwufazową" elementu dławiącego poddano oddziaływaniu termicznemu. Odbieranie ciepła od ziębnika powoduje opóźnienie i zmniejszenie intensywności procesu parowania. Do parowacza dopływa więcej ziębnika o mniejszym stopniu suchości i wyższym ciśnieniu.

Omawiany proces wymiany ciepła odbywa się najczęściej w przeciwprądowym wymienniku ciepła, utworzonym przez wprowadzenie elementu dławiącego do przewodu ssawnego.

Para zasysana przez sprężarkę pobierając ciepło w wymienniku przegrzewa się zmniejszając możliwość dostania się cieczy do cylindra sprężarki.

Jest to zatem regeneracyjny wymiennik ciepła - doziębacz, stosowany w ziębiarkach sprężarkowych pracujących na freon R-12.

Sposób połączenia elementu dławiącego z rurociągiem ssawnym ulegał kolejnym modyfikacjom.



Rys. 9. Sposoby łączenia elementu dławiącego z rurociągiem ssawnym.

Większość autorów jest zgodna, że wprowadzenie elementu dławiącego bezpośrednio do przewodu ssawnego /rys. 9c/ daje najlepsze efekty w porównaniu z przylutowaniem /rys. 9b/ czy też owinięciem /rys. 9a/.

Długość wymiennika jest różna i waha się w granicach 1 - 1,5 metra zależnie od wymiarów gabarytowych szafki. Analizując rozwój konstrukcji małych ziębiarek sprężarkowych, można zauważyć, że doziębieniu poddawano stopniowo wszystkie części elementu dławiącego.

O wyborze miejsca decydowały przede wszystkim czynniki technologiczne.

Początkowo doziębiano część wstępną elementu dławiącego, w której odbywa się przepływ jednofazowy. Następnie do rurociągu ssawnego przylutowywano odcinek środkowy, pozostawiając część wstępną i wylotową na działanie otoczenia. W chwili, gdy zdecydowano się na wprowadzenie elementu dławiącego do przewodu ssawnego, doziębacz umieszczono na końcu obejmując całą część wylotową do parowacza.

W produkcji przemysłowej dominuje ostatnio ten trzeci typ doziębiacza, chociaż w niektórych ziębiarkach, szczególnie produkcji radzieckiej można spotkać też i inne rozwiązania.

Niewiele prac badawczych poświęcono zagadnieniom wpływu wymiany ciepła w czasie dławienia na parametry ziębniaka, wydajność ziębnienia oraz obieg ziębiarki sprężarkowej.

Wnioski jakie sformułowano po zakończeniu tych prac odnoszą się do wyników badań i kierunku zmian wartości parametrów ziębniaka, bez próby opisów ilościowych.

Na podstawie literatury [56,67], a także prac własnych [36,94] można stwierdzić, że zastosowanie doziębienia powoduje zmniejszenie spadku ciśnienia i wzrost temperatury ziębniaka na wylocie z elementu dławiącego. Stopień suchości ziębniaka maleje a wzrasta strumień ziębniaka dopływający do parowacza. Jednocześnie następuje nieznaczny wzrost temperatury parowania i skraplania oraz wyraźny wzrost temperatury ziębniaka na ssaniu sprężarki. Zmianom tym towarzyszy wzrost właściwego ciepła ziębnienia.

8. Przykład obliczania elementu dławiącego

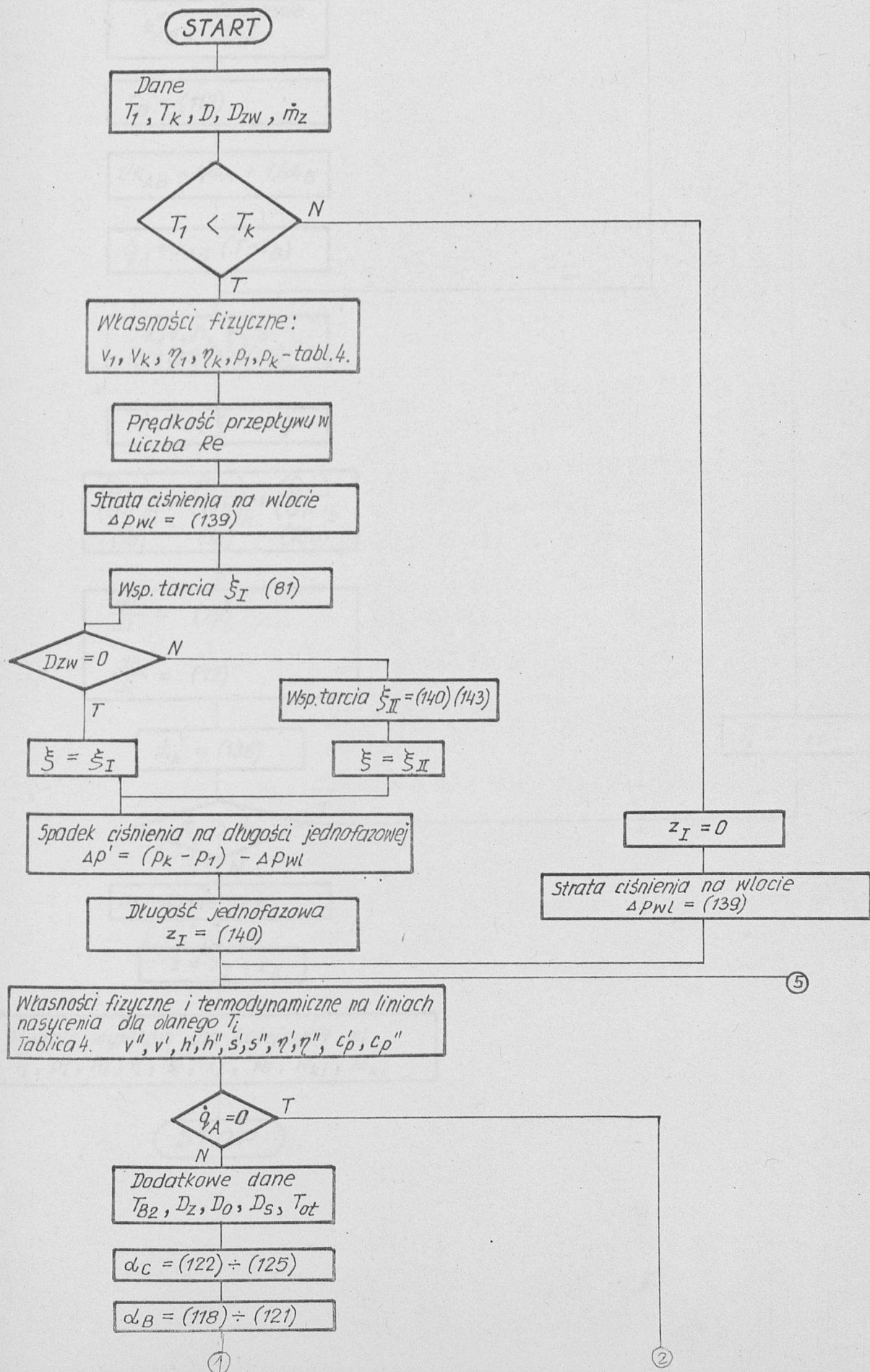
Obliczanie długości dwufazowej dokonano w oparciu o układ równań różniczkowych (72),(79), który rozwiązano metodą Rungego-Kutty-Gilla czwartego rzędu [45]. Jest to standardowa metoda Rungego-Kutty z modyfikacją Gilla wprowadzoną w celu zmniejszenia sumarycznego błędu zaokrąglenia.

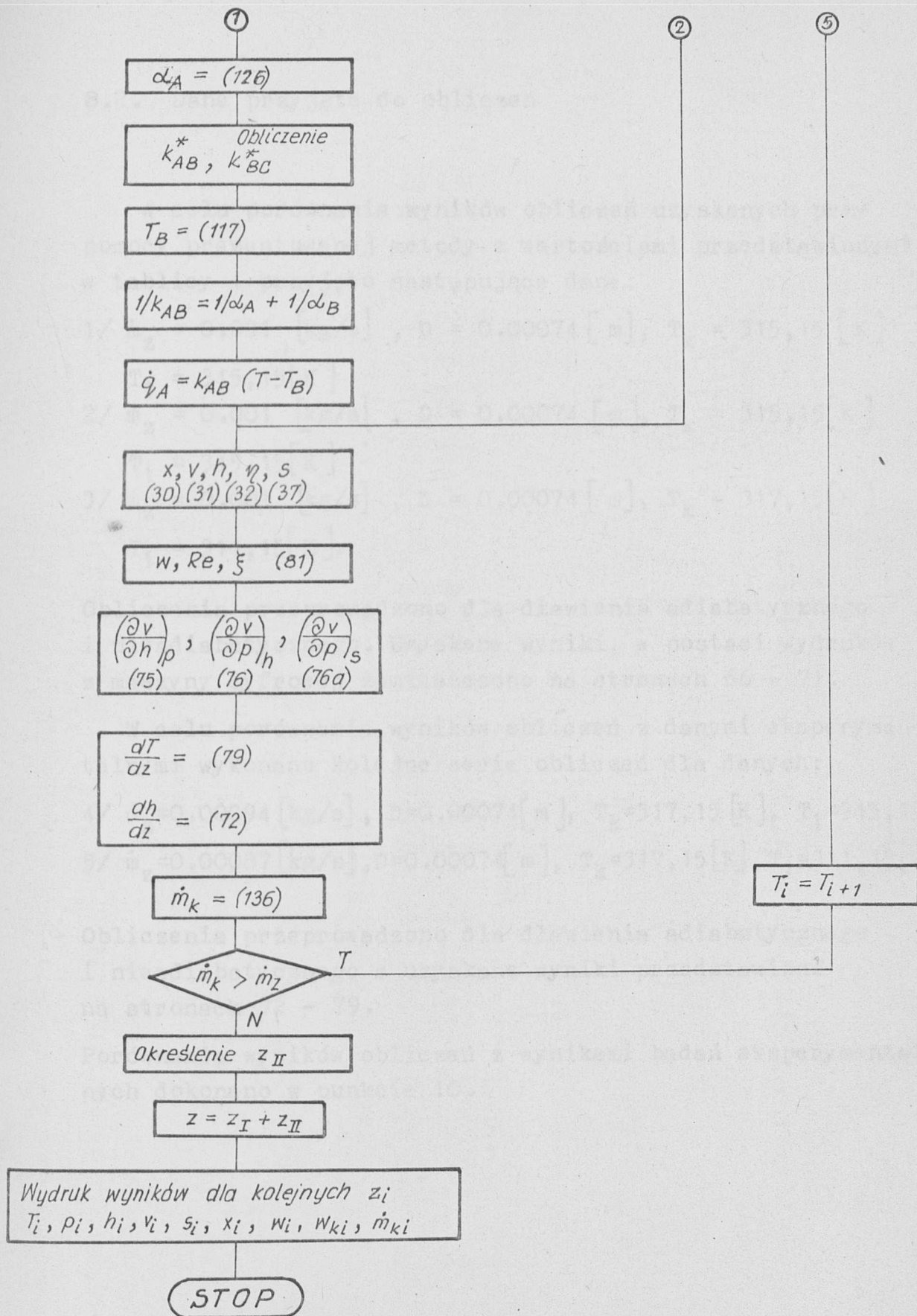
Program obliczeniowy, którego schemat blokowy podano poniżej, obejmował wyznaczenie długości dwufazowej i długości jednofazowej. Krok obliczeniowy założono $z = 0,001$ [m], co gwarantowało dostateczną dokładność wyników.

Wydruk wyników podano w formie tablicy, gdzie dla danej długości z [m] podano wartości T [K], p [N/m²], h [J/kg], v [m³/kg], s [J/kgK], x [kg/kg], w [m/s], w_k [m/s], $\dot{m}_k$ [kg/s].

Obliczenia przerywano w momencie, gdy krytyczny strumień masy ziębnika $\dot{m}_k$, jaki może przepłynąć przez dany element dławiący odpowiadał strumieniowi ziębnika $\dot{m}_z$ jaki powinien przepłynąć.

8.1. Schemat blokowy programu obliczeń





8.2. Dane przyjęte do obliczeń

W celu porównania wyników obliczeń uzyskanych przy pomocy prezentowanej metody z wartościami przedstawionymi w tablicy 1 przyjęto następujące dane:

$$1/ \dot{m}_z = 0.001 \text{ [kg/s]} , D = 0.00074 \text{ [m]} , T_k = 315,15 \text{ [K]}$$

$$T_1 = 315,15 \text{ [K]}$$

$$2/ \dot{m}_z = 0.001 \text{ [kg/s]} , D = 0.00074 \text{ [m]} , T_k = 315,15 \text{ [K]}$$

$$T_1 = 315,15 \text{ [K]}$$

$$3/ \dot{m}_z = 0.001 \text{ [kg/s]} , D = 0.00074 \text{ [m]} , T_k = 317,15 \text{ [K]}$$

$$T_1 = 311,15 \text{ [K]}.$$

Obliczenia przeprowadzono dla dławienia adiabatycznego i nieadiabatycznego. Uzyskane wyniki, w postaci wydruków z maszyny cyfrowej zamieszczono na stronach 66 - 71.

W celu porównania wyników obliczeń z danymi eksperymentalnymi wykonano kolejne serie obliczeń dla danych:

$$4/ \dot{m}_z = 0.00094 \text{ [kg/s]} , D = 0.00074 \text{ [m]} , T_k = 317,15 \text{ [K]} , T_1 = 315,15 \text{ [K]}$$

$$5/ \dot{m}_z = 0.00087 \text{ [kg/s]} , D = 0.00074 \text{ [m]} , T_k = 317,15 \text{ [K]} , T_1 = 311,15 \text{ [K]}$$

Obliczenia przeprowadzono dla dławienia adiabatycznego i nieadiabatycznego a uzyskane wyniki przedstawiono na stronach 72 - 79.

Porównania wyników obliczeń z wynikami badań eksperymentalnych dokonano w punkcie 10.

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 315,15 K

T1 = 315,15 K

MZ = 0,00100 KG/S

D = 0,00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.00	315,15	1007164,71	460096,64	0,0008046	4322,80	0,0000	1,8708	11,5862	0,0061
2.15	272,07	298170,31	459450,87	0,0159765	4356,03	0,2684	57,1474	65,6560	0,0018
2.16	268,91	268244,96	459244,91	0,0185269	4357,17	0,2831	45,0775	68,1987	0,0016
2.17	264,15	227450,69	458855,08	0,0250784	4358,58	0,5037	55,6602	71,5908	0,0015
2.18	255,01	150447,76	457567,51	0,0379288	4358,16	0,5476	88,1892	77,1681	0,0009
2.19	268,59	265349,78	462621,52	0,0188045	4357,28	0,2846	45,7225	68,4451	0,0016

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 315.15 K

T1 = 315.15 K

MZ = 0.00100 KG/S

D = 0.00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.00	315.15	1007164.71	460096.64	0.0008046	4322.80	0.0000	1.8708	11.5862	0.0061
2.72	272.57	303142.16	433329.07	0.0136020	4333.84	0.2660	36.2767	63.2316	0.0018
2.73	270.12	279422.74	433183.90	0.0173099	4336.73	0.2776	40.7129	67.2321	0.0017
2.74	266.82	249723.61	432939.33	0.0204118	4337.83	0.2924	47.4601	69.7342	0.0015
2.75	261.57	207399.61	432493.73	0.0259321	4339.07	0.3140	60.3419	73.1936	0.0012
2.76	243.29	110173.70	430268.86	0.0323363	4331.13	0.3349	72.1337	78.6470	0.0006
2.77	234.68	160477.31	433229.58	0.0332674	4338.76	0.3371	82.0012	76.3677	0.0009

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 315.15 K

M2 = 0.00100 KG/S

D = 0.00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.30	315.15	1007164.71	460096.64	0.0008046	4322.80	0.0000	1.8708	11.5862	0.0061
2.45	272.07	298170.31	459450.87	0.0159765	4356.05	0.2684	57.1474	65.6560	0.0018
2.46	268.91	268244.96	459244.91	0.0185269	4357.17	0.2831	45.0775	68.1987	0.0016
2.47	264.15	227450.69	458855.08	0.0250784	4358.58	0.3037	55.6602	71.5908	0.0015
2.48	253.01	150447.76	457567.51	0.0379288	4358.16	0.5416	88.1892	77.1681	0.0009
2.49	268.59	265349.78	462621.52	0.0188043	4357.28	0.2846	45.7225	68.4451	0.0016

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 315.15 K

MZ = 0.00100 KG/S

D = 0.00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.30	315.15	1007164.71	460096.64	0.0007162	4320.61	-0.0053	1.0655	10.1044	0.0061
3.02	272.57	305142.16	455529.07	0.0155602	4353.58	0.2617	55.7144	64.4484	0.0018
3.03	270.12	279422.74	455185.90	0.0172518	4354.28	0.2753	40.1127	66.4948	0.0017
3.04	266.82	249723.61	452959.55	0.0201298	4355.57	0.2882	46.8045	69.0515	0.0015
3.05	261.57	207399.61	452495.75	0.0256274	4356.60	0.3099	59.5871	72.5257	0.0012
3.06	245.29	110175.70	450268.86	0.0520499	4328.87	0.3516	121.0227	78.1518	0.0006
3.07	254.68	160477.31	455229.58	0.0548784	4356.55	0.3533	81.0967	75.9717	0.0009

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 311.15 K

MZ = 0.00100 KG/S

D = 0.00074 MZ

Z1 M	T K	P N/MZ	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.86	311.15	913150.92	455966.45	0.0005154	4305.76	-0.0150	1.1985	6.8222	0.0057
3.18	272.19	299372.99	450184.65	0.0157125	4314.08	0.2295	51.8854	58.4552	0.0018
3.19	269.89	277264.59	450059.18	0.0155899	4314.86	0.2408	55.7856	60.5572	0.0017
3.20	266.85	249898.76	449866.83	0.0178854	4315.82	0.2551	41.5858	65.1558	0.0015
3.21	262.19	212063.82	449497.72	0.0225941	4316.97	0.2755	52.0691	66.6843	0.0013
3.22	250.75	137637.96	448161.05	0.0579787	4315.75	0.5146	88.5054	72.7852	0.0008
3.23	264.14	227360.97	452581.16	0.0205950	4316.55	0.2672	47.4162	65.2705	0.0014

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 311.15 K

MZ = 0.00100 KG/S

D = 0.00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.86	311.15	913150.92	455966.45	0.0007943	4310.21	0.0000	7.8469	10.4179	0.0056
2.72	273.03	307763.26	455478.55	0.0158559	4320.95	0.2379	32.1703	60.0300	0.0019
2.73	270.53	283321.95	455350.18	0.0150468	4321.83	0.2501	36.3809	62.2949	0.0017
2.74	267.17	252683.73	455132.08	0.0184204	4322.94	0.2658	42.8297	63.0964	0.0015
2.75	261.76	208844.16	454656.05	0.0237938	4324.25	0.2890	55.5256	69.0125	0.0012
2.76	244.22	105339.35	452145.87	0.0518785	4316.05	0.5560	120.6242	75.7288	0.0006
2.77	253.33	152333.55	457642.26	0.0349925	4323.85	0.3184	81.5621	75.5277	0.0009

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317,15 K

T1 = 315,15 K

MZ = 0,00094 KG/S

D = 0,00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.33	315.15	1007164.71	460096.55	0.0008046	4322.80	0.0000	1.7585	11.5865	0.0061
2.74	272.28	300352.15	459530.58	0.0158599	4356.25	0.2679	54.6200	65.5602	0.0018
2.75	269.72	275644.97	459584.55	0.0178823	4357.25	0.2801	59.0840	67.6816	0.0016
2.76	266.24	244742.80	459155.27	0.0210244	4358.52	0.2958	45.9515	70.5122	0.0014
2.77	260.64	200486.60	458587.19	0.0271814	4340.01	0.3188	59.4085	75.9506	0.0012
2.78	241.47	93658.37	455520.50	0.0621155	4327.82	0.5612	155.7605	79.2629	0.0005
2.79	250.48	156172.58	462150.47	0.0426485	4358.67	0.5504	95.2154	78.5521	0.0008

WARTOŚCI PARAMETRÓW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DŁAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DŁAWIACYM

TK = 317,15 K

T1 = 315,15 K

MZ = 0,00094 KG/S

D = 0,00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0,33	315,15	1007164,71	460096,53	0,0006997	4320,20	-0,0065	1,5292	9,9551	0,0061
0,60	272,64	303896,87	451656,96	0,0152854	4355,15	0,2610	55,4080	64,5195	0,0018
0,61	270,70	284956,77	451554,48	0,0167669	4355,92	0,2703	56,6460	65,9729	0,0017
0,62	268,29	262650,75	451415,21	0,0187901	4354,84	0,2816	41,0681	67,9127	0,0016
0,63	265,06	234805,18	451191,56	0,0218565	4355,95	0,2960	47,7699	70,5067	0,0014
0,64	259,95	195408,98	450744,25	0,0276553	4357,18	0,3167	60,4596	73,5720	0,0011
0,65	244,86	108258,68	448722,69	0,0555072	4350,74	0,5556	116,9465	78,7163	0,0006
0,66	254,81	161265,57	455500,69	0,0548248	4357,25	0,5545	76,1158	76,1591	0,0009

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 311.15 K

MZ = 0.00094 KG/S

D = 0.00074 MZ

Z1 M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.96	311.15	915150.92	455966.51	0.0007943	4310.21	0.0000	1.7361	10.4781	0.0056
3.05	272.45	302037.59	455506.48	0.0142557	4321.58	0.2411	51.1575	60.6508	0.0018
3.06	270.21	280310.26	455398.41	0.0159221	4322.23	0.2521	54.7996	62.6018	0.0017
3.07	267.32	253983.96	455226.59	0.0183516	4323.27	0.2658	40.0660	65.0953	0.0015
3.08	265.11	219144.32	454900.54	0.0224159	4324.57	0.2845	48.9884	68.2711	0.0013
3.09	254.69	160525.32	455945.55	0.0351202	4325.45	0.3165	72.5885	75.2555	0.0010
3.58	272.82	305663.70	462559.08	0.0140013	4321.24	0.2595	50.6015	60.5154	0.0019

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DŁAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTE DŁAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 311.15 K

MZ = 0.00094 KG/S

D = 0.00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.96	311.15	915150.92	455966.51	0.0006781	4307.52	-0.0063	1.4820	8.9270	0.0057
3.21	272.86	306049.06	455615.22	0.0156827	4318.25	0.2538	29.9053	59.2872	0.0019
3.22	270.84	286214.50	455519.86	0.0151553	4318.99	0.2439	35.0801	61.1495	0.0017
3.23	268.50	262714.68	455579.57	0.0171481	4319.91	0.2561	37.4792	65.5560	0.0016
3.24	264.84	235027.83	455145.12	0.0202787	4321.05	0.2719	44.5216	66.1264	0.0014
3.25	259.15	189678.99	452616.56	0.0265857	4322.55	0.2957	58.1062	70.0541	0.0011
3.26	236.22	74202.47	449118.09	0.0717383	4299.60	0.5561	156.7928	75.1757	0.0005
3.27	244.70	107515.75	456935.79	0.0508249	4316.69	0.5554	111.0859	75.6776	0.0006

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DŁAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTCIE DŁAWIACYM

TK = 317,15 K

T1 = 315,15 K

MZ = 0,00087 KG/S

D = 0,00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.38	315.15	1007164.71	460096.40	0.0008046	4322.80	0.0000	1.6276	11.5865	0.0061
3.16	271.96	297109.95	459390.85	0.0161186	4356.68	0.2700	52.6057	65.9373	0.0018
3.17	269.80	276420.53	459481.61	0.0178338	4357.61	0.2803	56.1157	67.7340	0.0016
3.18	267.07	251816.64	459515.57	0.0202946	4358.74	0.2930	41.0551	69.8618	0.0015
3.19	265.27	220409.19	459014.80	0.0242029	4340.15	0.3096	48.9591	72.5400	0.0013
3.20	256.64	172885.34	458285.55	0.0327321	4341.64	0.3552	66.2125	76.3745	0.0010
3.21	202.55	11890.33	447596.50	0.1884510	4076.36	0.1586	581.2105	45.5491	0.0001
3.22	224.60	42572.41	495558.46	0.1161805	4267.06	0.3245	255.0168	72.5605	0.0005

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317,15 K

T1 = 315,15 K

MZ = 0,00087 KG/S

D = 0,00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.58	315.15	1007164.71	460090.40	0.0007589	4321.67	-0.0027	1.5552	10.7561	0.0061
3.45	272.51	302622.58	456800.44	0.0155712	4355.15	0.2650	51.4984	65.0523	0.0018
3.46	270.63	284249.08	456709.64	0.0170543	4355.97	0.2742	54.4580	66.6586	0.0017
3.47	268.55	262956.93	456581.85	0.0189910	4356.94	0.2850	58.4162	68.5165	0.0016
3.48	265.55	237088.09	456582.07	0.0218459	4358.12	0.2985	44.1912	70.7572	0.0014
3.49	260.92	202580.41	456004.15	0.0267779	4359.56	0.3171	54.1680	73.6772	0.0012
3.50	251.64	142542.95	454858.52	0.0406964	4359.98	0.3488	82.5251	78.1854	0.0008
3.54	272.26	300123.99	461660.45	0.0157594	4355.26	0.2665	51.8790	65.2707	0.0018

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DLAWIENIA
ADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DLAWIACYM

TK = 317,15 K

T1 = 311,15 K

M2 = 0,00087 KG/S

D = 0,00074 M2

ZI M	T K	P N/M2	H J/KG	V M3/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
1.11	311.15	913150.92	455966.19	0.0007943	4310.21	0.0000	1.6068	10.4182	0.0056
3.52	272.66	304052.02	455575.56	0.0141576	4321.55	0.2405	28.5983	60.5450	0.0018
3.53	270.86	286467.25	455502.56	0.0154536	4322.28	0.2495	31.2605	62.1859	0.0017
3.54	268.69	266259.46	455397.72	0.0171893	4323.15	0.2600	34.7716	64.0758	0.0016
3.55	265.92	241988.56	455234.20	0.0196608	4324.21	0.2730	39.7712	66.5570	0.0015
3.56	261.99	210567.53	454955.25	0.0257136	4325.54	0.2905	47.9694	69.2559	0.0013
3.57	254.78	161064.15	454149.46	0.0352044	4326.80	0.3181	67.1680	75.5519	0.0010

WARTOSCI PARAMETROW DWUFAZOWEGO FREONU R12 PODCZAS DŁAWIENIA
NIEADIABATYCZNEGO W ELEMENTIE DŁAWIACYM

TK = 317.15 K

T1 = 315.15 K

MZ = 0.00094 KG/S

D = 0.00074 MZ

ZI M	T K	P N/MZ	H J/KG	V MS/KG	S J/KG*K	X	W M/S	WD M/S	MK K7/S
0.33	315.15	10.07164.71	460096.55	0.0007678	4327.89	-0.0022	7.6780	70.8778	0.0067
2.94	277.94	296934.87	457306.82	0.0759976	4355.54	0.2677	54.9647	65.5286	0.0018
2.95	269.44	273064.17	457162.76	0.0780074	4350.52	0.2796	59.5574	67.5895	0.0016
2.96	266.07	243297.64	456925.40	0.0210702	4337.54	0.2948	46.0515	70.7355	0.0014
2.97	260.75	209134.01	456425.86	0.0269550	4338.96	0.3168	58.8654	73.6254	0.0012
2.98	244.54	105872.75	455982.57	0.0550782	4331.78	0.3586	120.5800	79.1290	0.0006
2.99	254.05	156490.63	459528.58	0.0565625	4339.00	0.3596	79.4746	76.9220	0.0009

9. Doświadczenie

9.1. Opis metody badawczej

W celu sprawdzenia tezy pracy oraz zweryfikowania przedstawionego modelu dławienia freonu R-12 w elemencie dławiącym przeprowadzono eksperyment czynny oparty o metody matematycznego planowania doświadczeń.

Eksperyment zrealizowano według całkowitego układu czynnikowego typu 2^n . Planowany eksperyment czynnikowy, z każdym czynnikiem na dwóch poziomach stanowi szczególny przypadek ogólnej, zrównoważonej analizy czynnikowej [35,47,51,53,85]. Pozwala on na podstawie wyników obserwacji uzyskać informacje o funkcji odpowiedzi określonej mianem równania regresji. Doświadczenie polega na wyborze rozkładu sprawdzonych punktów w przestrzeni czynnikowej oraz wyznaczeniu, na podstawie wyników obserwacji, współczynników regresji, dokonaniu oceny stopnia adekwatności i istotności otrzymanego równania regresji, a także sprawdzeniu istotności wpływu współczynników regresji na równanie regresji.

Podstawowa zaleta tego typu planowania wynika z faktu, że pomiary dokonuje się zmieniając równocześnie wartości wszystkich zmiennych niezależnych. Stąd współczynniki regresji określa się na podstawie wszystkich pomiarów i niezależnie od siebie. Dzięki temu wariancja oceny tych współczynników jest N -razy mniejsza od wariancji błędu pomiaru i jeżeli spełnione są warunki: symetryczności, normowania i ortogonalności planu [52,35,47], to jest ona minimalna. Stosowanie standaryzacji zmiennych [51,35] polegające na transformacji liniowej wejść naturalnych x na wejścia standaryzowane t niezwykle upraszcza obliczenia. Podstawowy wzór analizy regresji

$$k = (T^T T)^{-1} T^T y \quad (145)$$

dzięki dwupoziomowemu planowaniu przyjmie postać

$$k = \frac{1}{N} T^T y \quad (146)$$

Plan całkowity zawierający 16 doświadczeń umożliwia niezależne wyznaczenie nie więcej niż 16 współczynników funkcji regresji o postaci

$$= k_0 + k_1 t_1 + \dots + k_4 t_4 + k_{12} t_1 t_2 + \dots + k_{34} t_3 t_4 + k_{123} t_1 t_2 t_3 + \dots + k_{234} t_2 t_3 t_4 + \\ + k_{1234} t_1 t_2 t_3 t_4 \quad (147)$$

gdzie

zgodnie z wzorem (146)

$$\begin{aligned} k_0 &= \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N y_n \\ k_i &= \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N t_{in} y_n \\ k_{ij} &= \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N t_i t_j y_n \\ k_{ijk} &= \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N t_i t_j t_k y_n \\ k_{ijkl} &= \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N t_i t_j t_k t_l y_n \end{aligned} \quad (148)$$

W przedstawionym przykładzie liczba pomiarów $N=16$ jest równa liczbie ocenionych współczynników regresji. Nie można więc dokonać oceny stopnia adekwatności przedstawienia wyników z eksperymentu, przyjętym modelem matematycznym przy użyciu hipotezy zerowej [47].

Przy założeniu, że badany proces dławienia może być opisany równaniem regresji o $k < N$ współczynnikach, to do sprawdzenia hipotezy adekwatności pozostanie $N-k$ stopni swobody i ocena taka jest możliwa [47].

9.2. Stanowisko badawcze

Realizacja programu eksperymentu ujętego w matrycy planowania wymagała zaprojektowania stanowiska badawczego, odtwarzającego rzeczywiste warunki pracy elementu dławiącego. Analiza konstrukcji i zasad działania stanowisk badawczych, na których dokonywano badań elementów dławiących [12,42,67] wykazała, że zamodelowanie na tego typu stanowiskach warunków pracy, gdzie panują w małych ziębiarkach sprężarkowych jest zadaniem trudnym i przede wszystkim kosztownym.

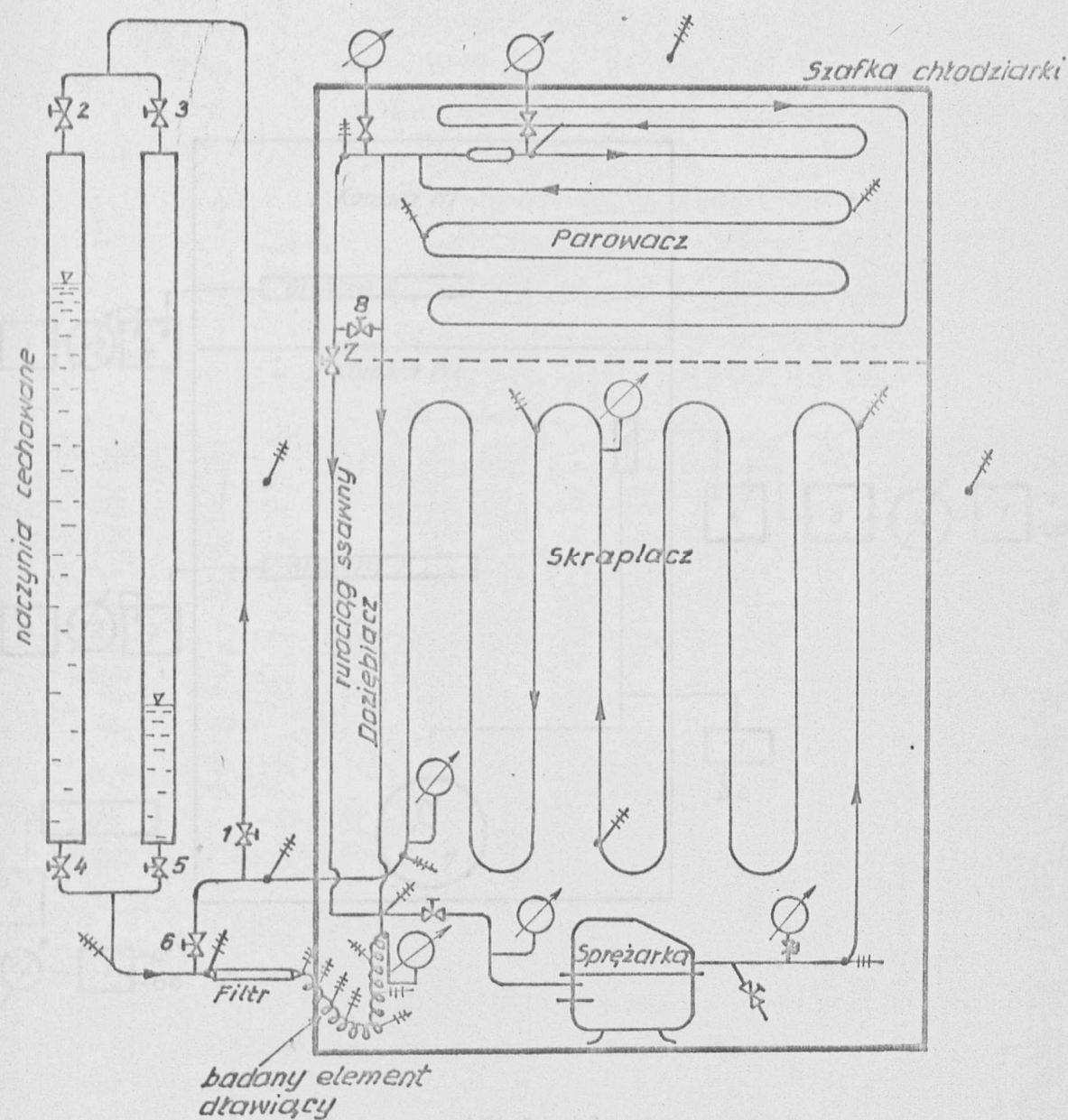
W tej sytuacji zrezygnowano z modelowania układu ziębiarki sprężarkowej z badanym elementem dławiącym a eksperyment przeprowadzono na elementach dławiących wmontowanych w ziębiarkach sprężarkowych chłodziarek domowych.

Do badań wytypowano domowe chłodziarki sprężarkowe jednodrzwiowe typu TS-282 oraz dwudrzwiowe z przedziałem niskich temperatur TS-245 produkowane seryjnie w ZZSD Predom-Polar we Wrocławiu.

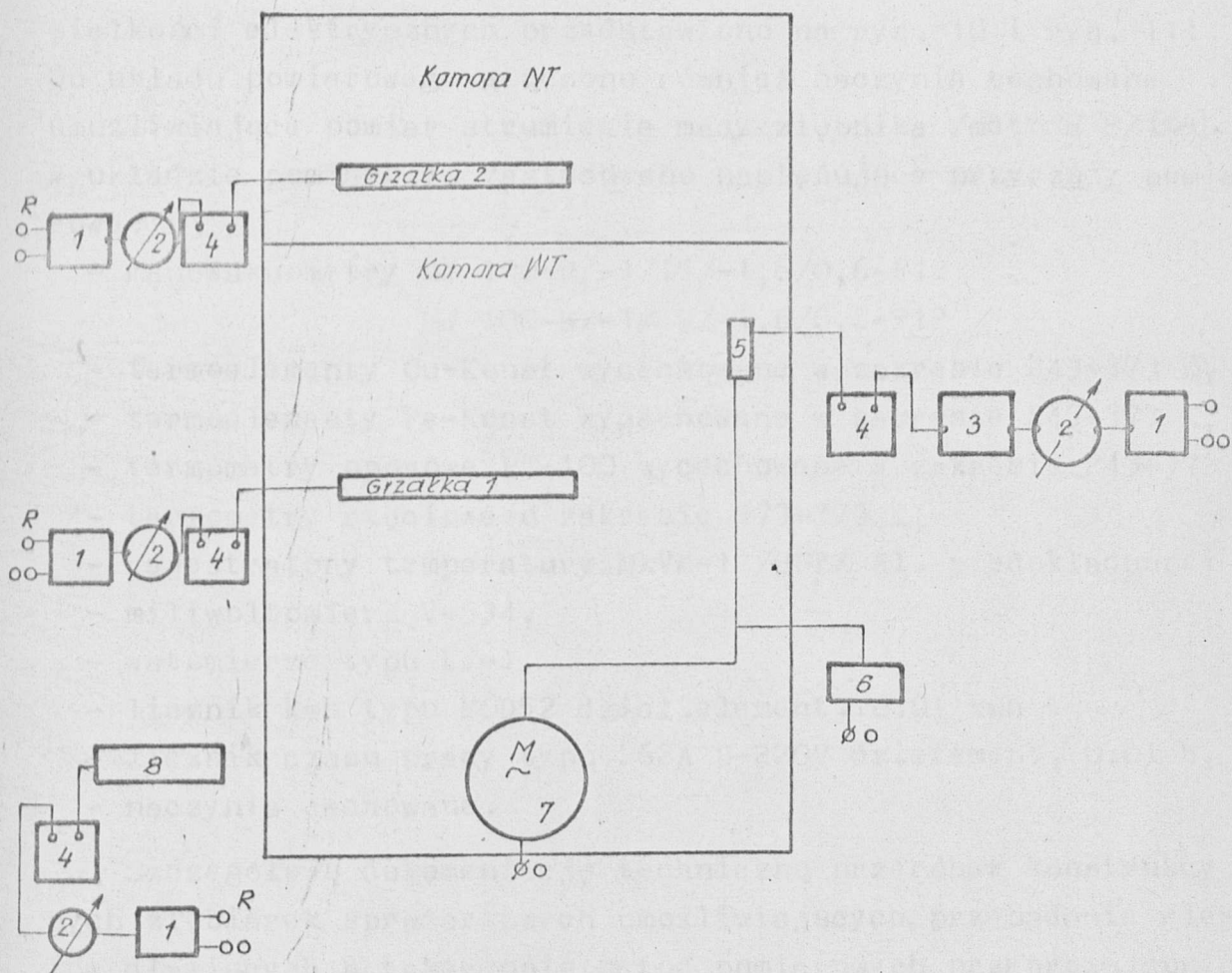
Każda ziębiarka zaopatrzona została w element dławiący o wybranej na podstawie analiz teoretycznych, średnicy i długości. Parowacz połączono ze sprężarką dodatkowym przewodem ssawnym, dzięki czemu stworzono możliwość badania elementu dławiącego z doziębieniem lub bez doziębienia, bez konieczności wymiany. Uzyskiwano to dzięki odpowiedniemu ustawieniu zaworów odcinających 7-8 , rys.10.

Ziębiarki "uzbrojono" w króćce pomiarowe ciśnienia i temperatury w wybranych punktach obiegu.

Ogólny widok stanowiska badawczego z badanym elementem dławiącym przedstawiono na rys. 12 i 13, natomiast na rys. 14 przedstawiono parowacz z badanym elementem dławiącym i podwójnym rurociągiem ssawnym, przed zamontowaniem na stanowisku badawczym.



Rys. 10. Schemat stanowiska badawczego z zaznaczeniem ważniejszych punktów pomiaru ciśnienia i temperatury.



Rys. 11. Schemat blokowy układu elektrycznego

- | | |
|----------------------------|----------------------------|
| 1 - stabilizator napięcia, | 5 - termostat chłodziarki, |
| 2 - autotransformator, | 6 - licznik czasu pracy, |
| 3 - licznik kWh, | 7 - silnik sprężarki, |
| 4 - watomierz, | 8 - termowentylator. |

9.3. Układ pomiarowy

Schemat układu pomiarowego chłodziarek z zaznaczeniem ważniejszych punktów pomiarowych: na ziębiarce, w komorach chłodziarki, otoczenia, oraz schemat blokowy układu pomiarowego wielkości elektrycznych przedstawiono na rys. 10 i rys. 11. Do układu pomiarowego włączono również naczynia cechowane umożliwiające pomiar strumienia masy ziębnika /metoda E/[64]. W układzie pomiarowym zastosowano następujące przyrządy pomiarowe:

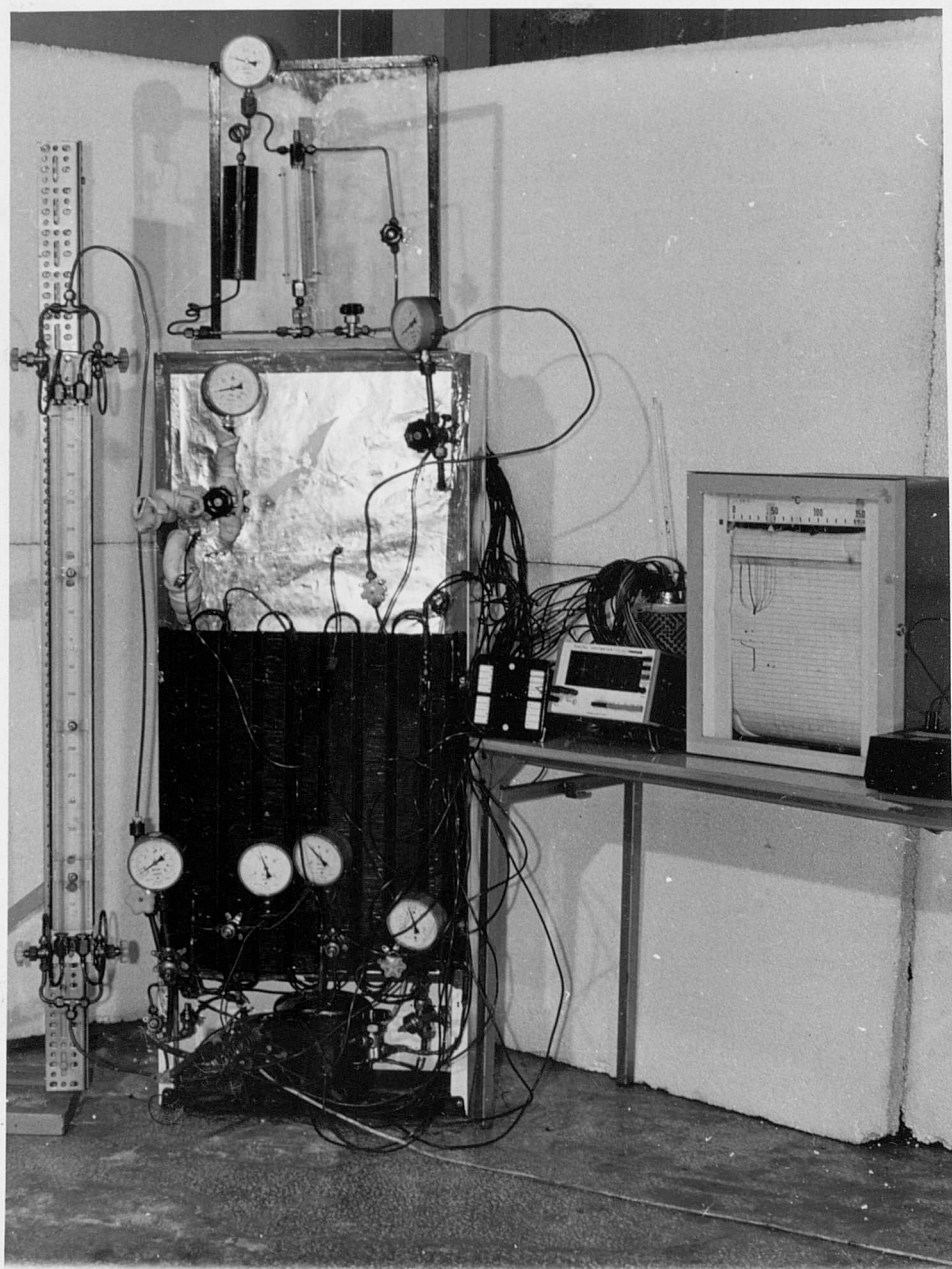
- manowakuometry MW 100-R/-1/15/-1,6/0,6-F12
MW 100-R/-1/ 9/-1,6/0,6-F12
- termoelementy Cu-Konst wycechowane w zakresie 243÷373 K,
- termoelementy Fe-Konst wycechowane w zakresie 243÷373 K,
- termometry oporowe PT-100 wycechowane w zakresie 243÷373 K,
- termometry rtęciowe o zakresie 273÷323 K,
- rejestratory temperatury MkVW-12/SGPZ kl. niedokładności 0.1
- miliwoltomierz V-534,
- watomierze typu LN-1,
- licznik kwh typu MOD52 dział.element. 0.01 kwh
- licznik czasu pracy typu 262A U-220V dz.element. 0.01 h,
- naczynia cechowane.

Szczegółową dokumentację techniczną przeróbek konstrukcyjnych ziębiarek sprężarkowych umożliwiających przebadanie elementów dławiających a także opis metod pomiarowych przeprowadzonych w trakcie badań podano w pracach [93,94,96].

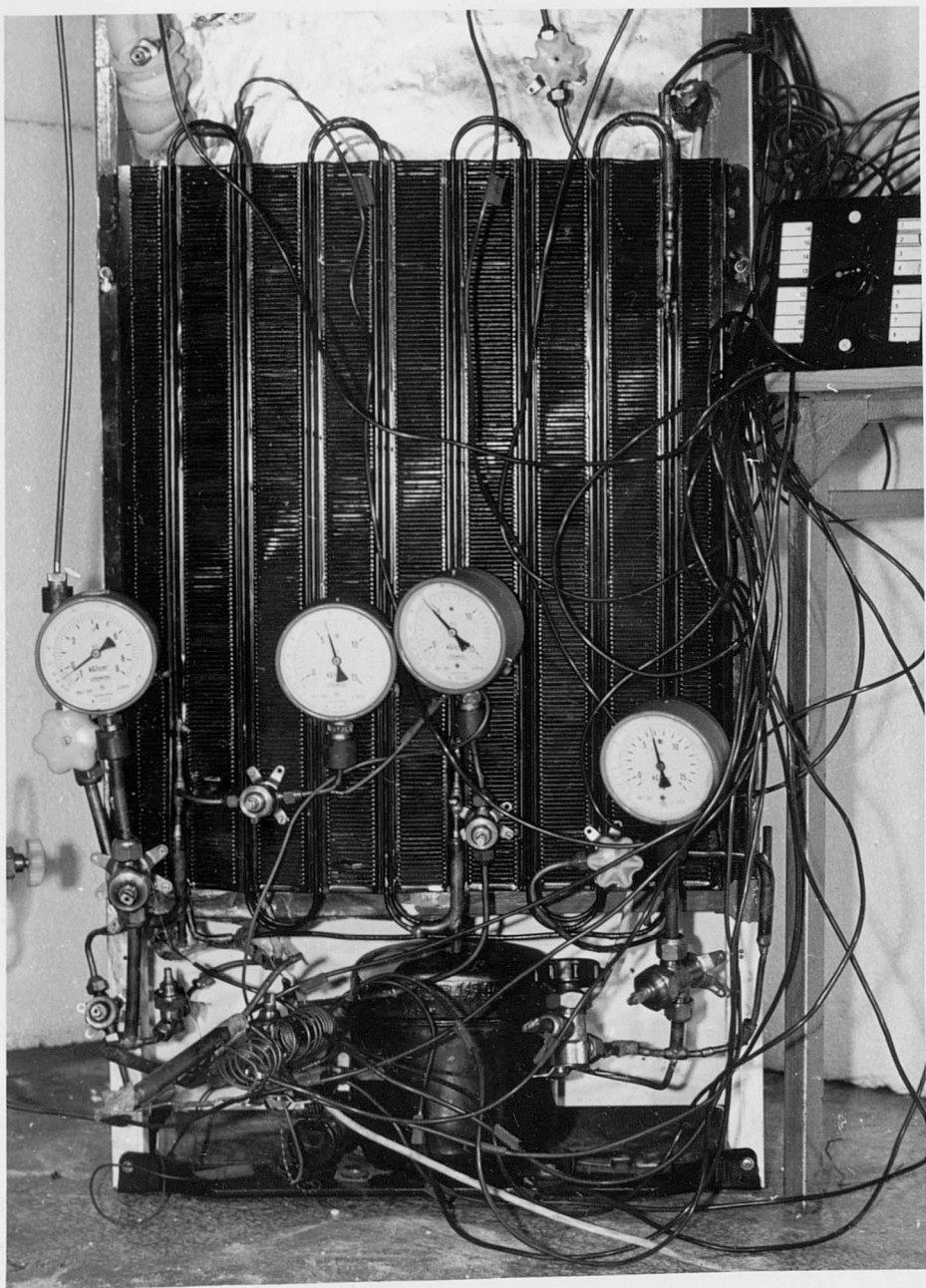
9.4. Metodyka badań

Badania elementów dławiających podzielono na:

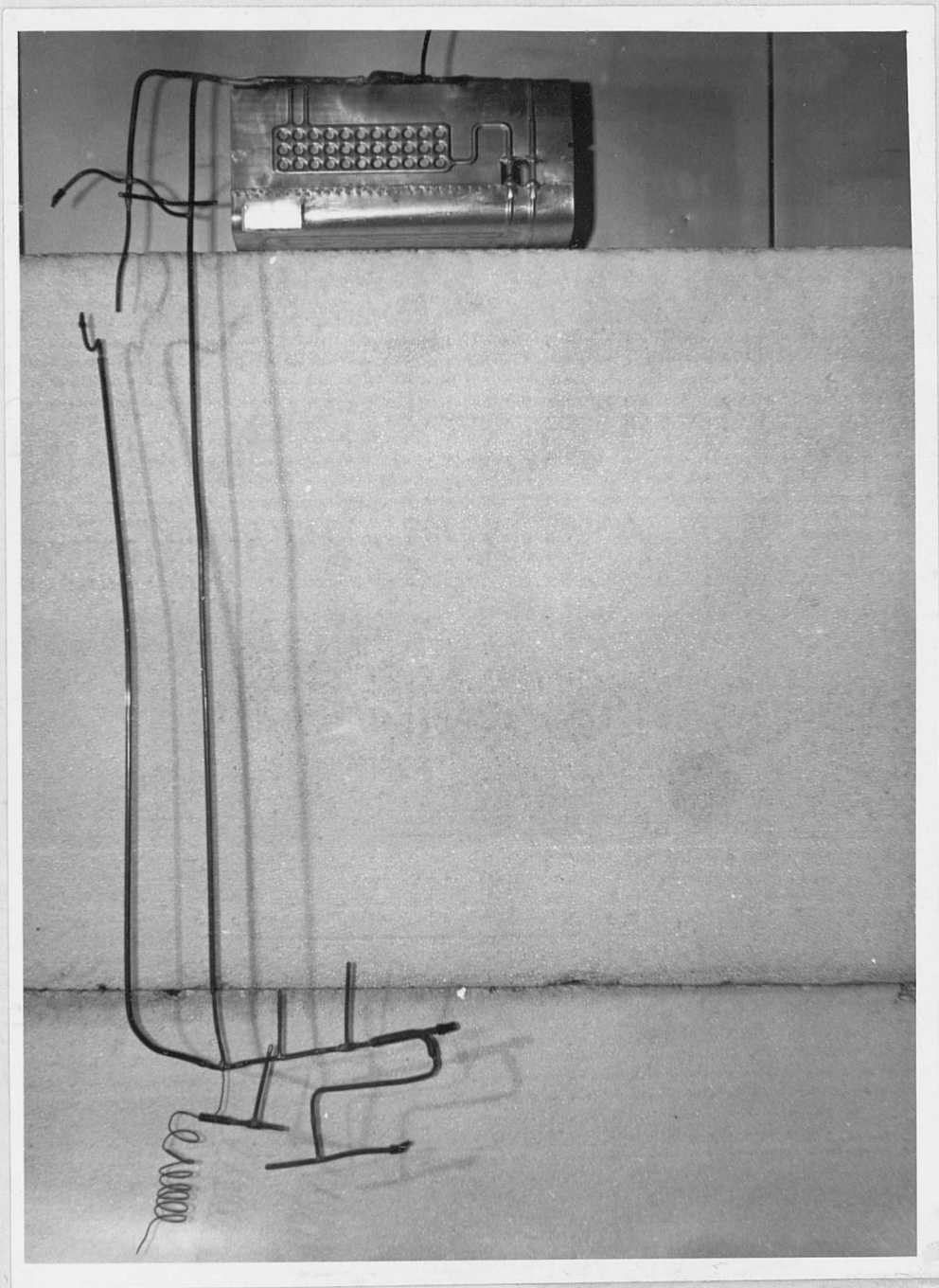
- badania wstępne,
- badania pomocnicze,
- badania podstawowe.



Rys. 12. Ogólny widok stanowiska badawczego.



Rys. 13. Badany element dławiący na stanowisku badawczym.



Rys. 14. Parowacz z elementem dławiącym i podwójnym rurociągiem ssawnym przed zamontowaniem na stanowisku badawczym.

9.5. Badania wstępne

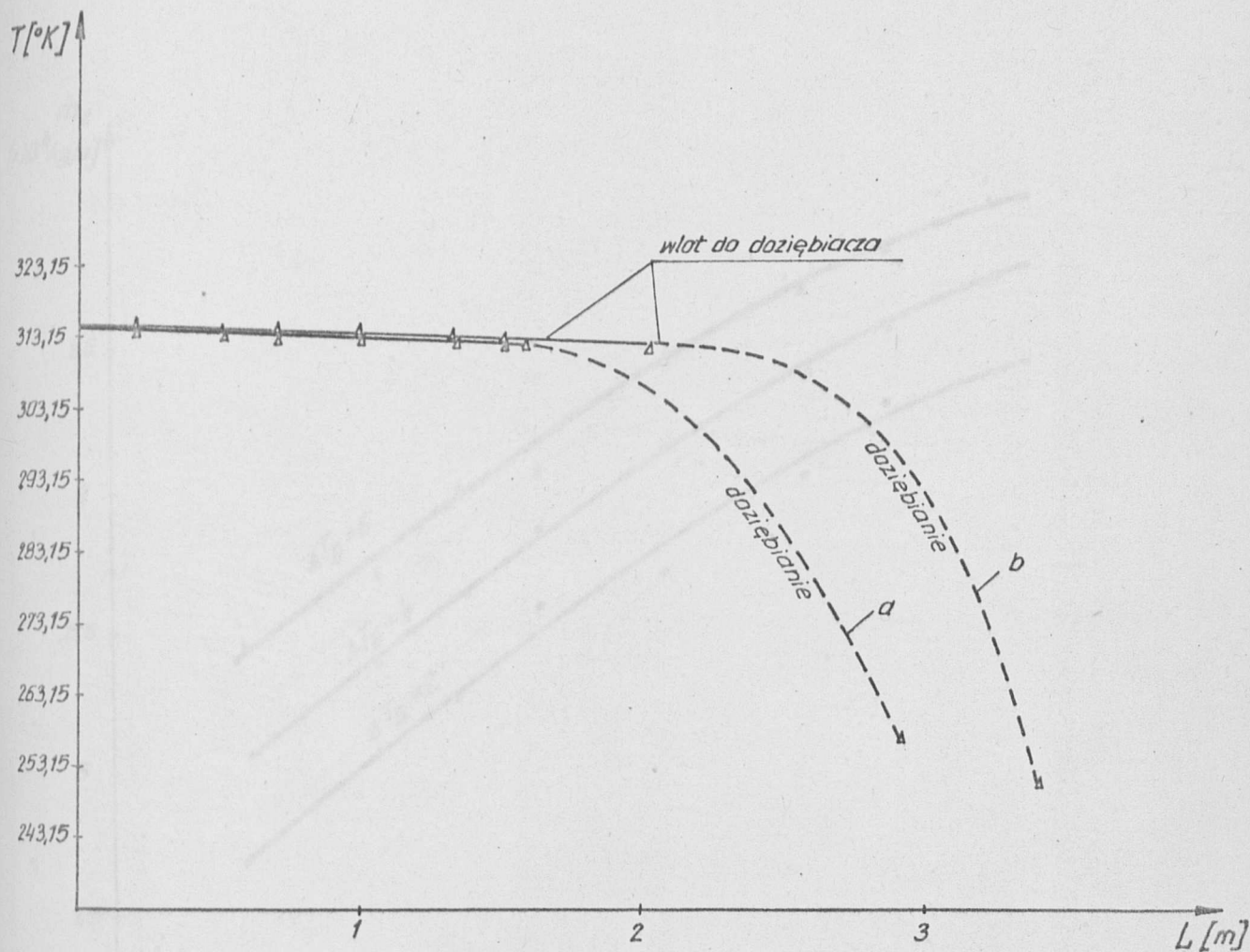
Celem badań wstępnych było uzyskanie informacji dotyczących rzeczywistego przebiegu procesu dławienia freonu R12 w elemencie dławiącym ziębiarki sprężarkowej chłodziarki domowej, ustalenie właściwego obszaru parametrów pracy jak i przeprowadzenie ewentualnej korekty konstrukcji stanowiska.

Program badań obejmował:

- określenie wartości charakterystycznych temperatur i ciśnień ziębnika w obiegu,
- identyfikację obiegu ziębiarki sprężarkowej chłodziarki domowej ze szczególnym uwzględnieniem procesu dławienia,
- wyznaczenie dla badanych elementów dławiających następujących zależności: $T = f(L)$, $\dot{m}_z = f(\Delta p)$, $\dot{m}_z = f(T_0)$,
- określenie wpływu doziębienia na parametry ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego oraz na parametry pracy chłodziarki domowej,
- określenie współczynników przenikania ciepła $k [W/m^2K]$ pomiędzy ziębnikiem w elemencie dławiącym a parą ziębnika w rurociągu ssawnym,
- ustalenie ilości freonu R12 do napełnienia ziębiarki, dla zadanych wartości strumienia masy ziębnika.

9.5.1. Wyniki i analiza badań wstępnych

Wyniki badań wstępnych pozwoliły na wybór oraz ustalenie wartości poziomów zmiennych niezależnych, tak aby przedział ufności dla funkcji regresji był jednocześnie przedziałem parametrów pracy elementów dławiających w warunkach rzeczywistych.



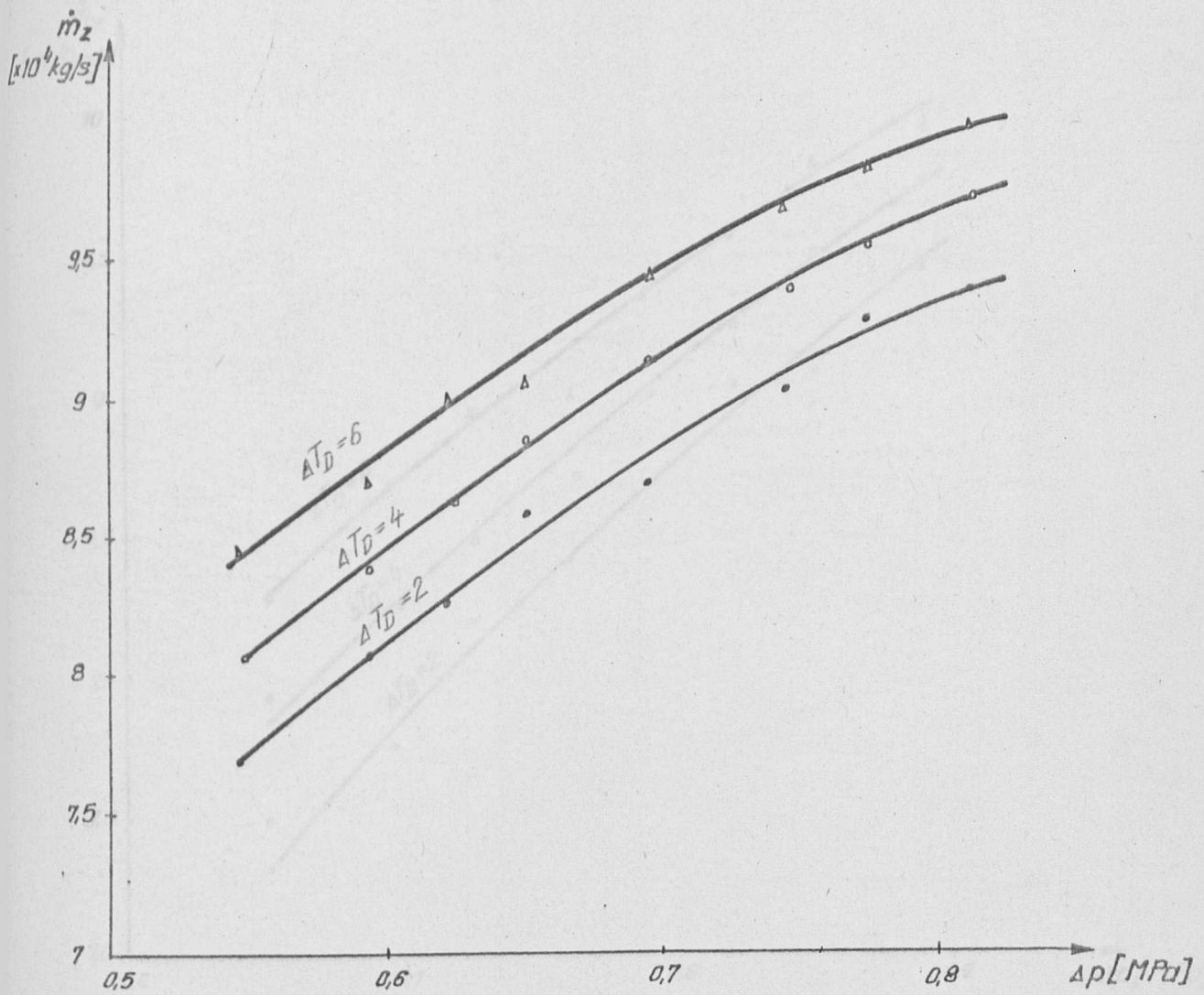
Rys. 15. Zmiany temperatury ziębniaka w czasie dławienia w elementach dławiących:

$$a/D = 0.00074 \quad L = 2,9 \text{ [m]}$$

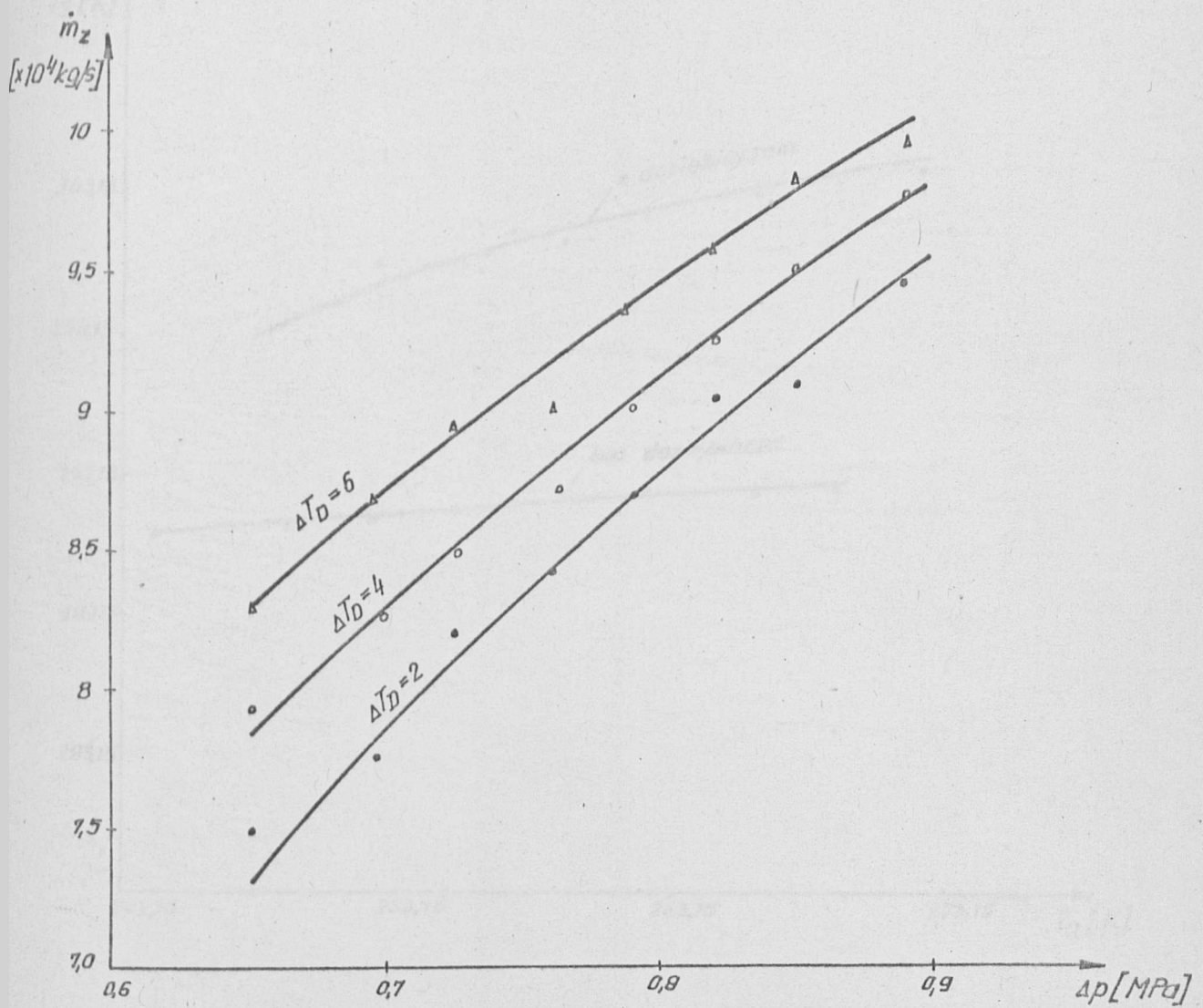
$$b/D = 0.00074 \quad L = 3,5 \text{ [m]}$$

$$\Delta T_D = 2 \text{ [K]}$$

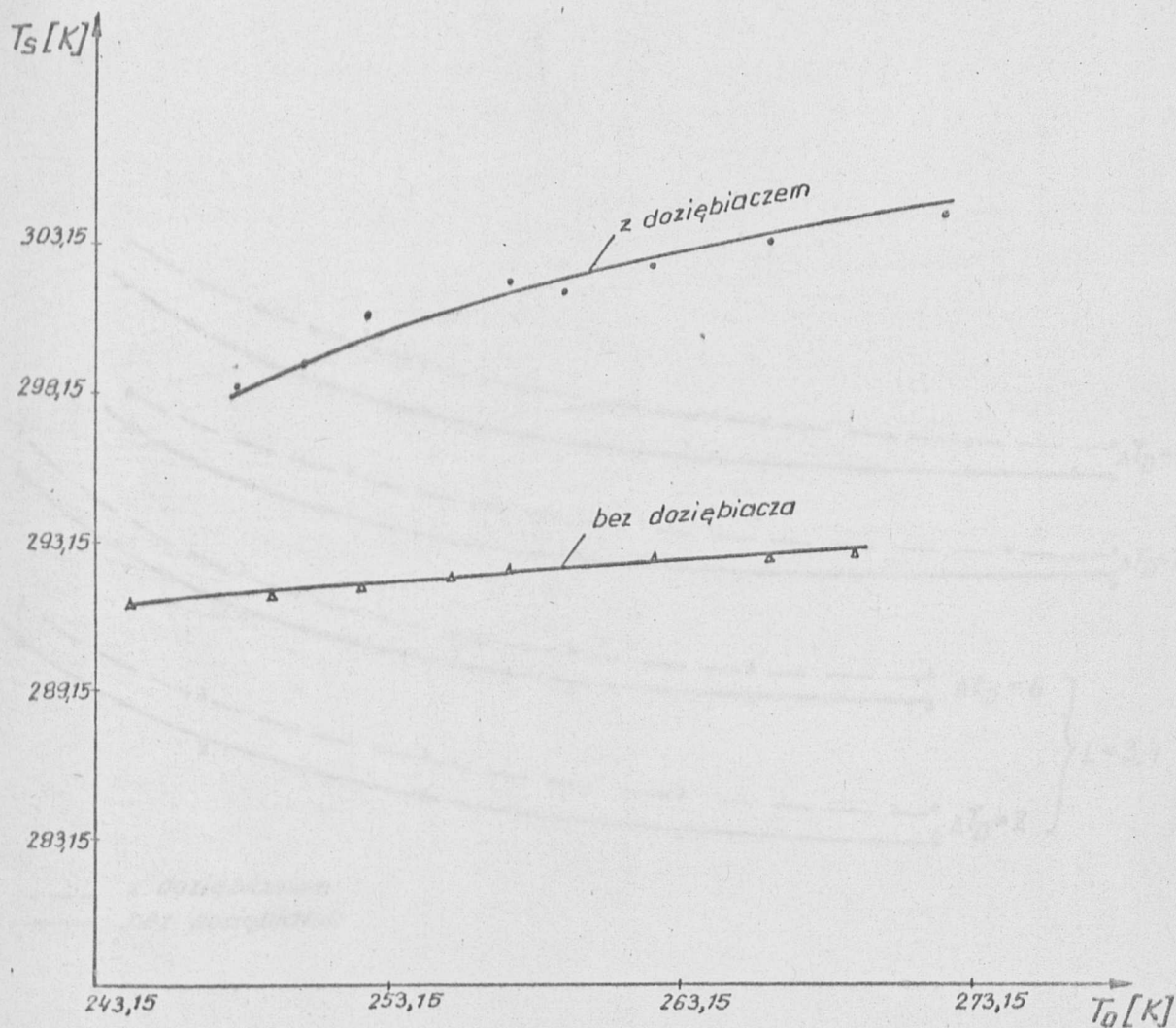
zamocowanych w ziębniarkach chłodziarek domowych.



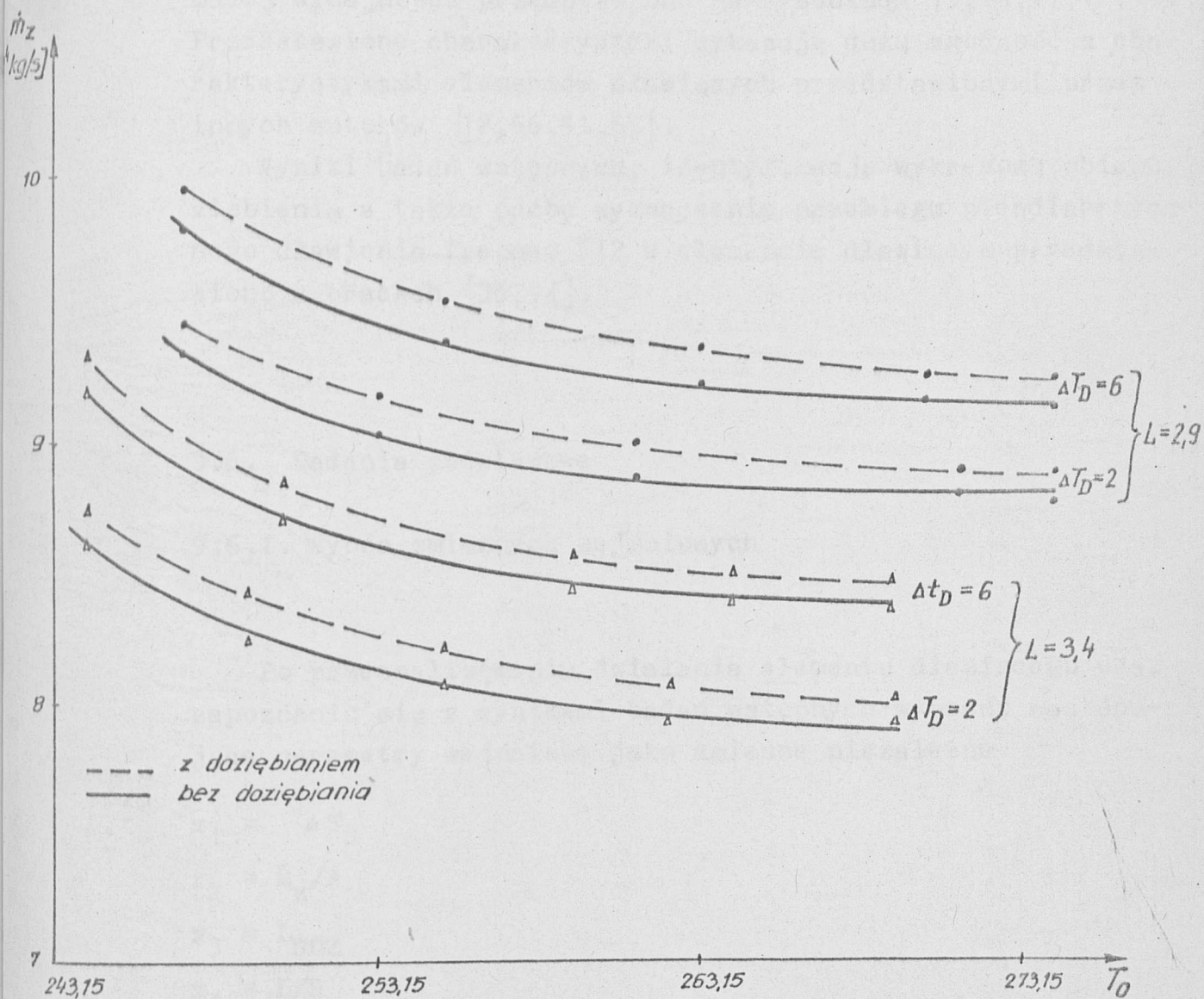
Rys. 16. Zależność $\dot{m}_z = f(\Delta p)$ dla elementu dławiącego
 $D = 0.00074 \text{ m}$, $L = 2,9 \text{ m}$.



Rys. 17. Zależność $\dot{m}_z = f(\Delta p)$ dla elementu dławiącego
 $D = 0.00074 \text{ m}$, $L = 3,4 \text{ m}$.



Rys. 18. Zależność $T_s = f(T_o)$, temperatury ziębnika na ssaniu sprężarki od temperatury parowania dla chłodziarki TS-282.



Rys. 19. Zależność $\dot{m}_z = f(T_0)$ dla $T_k = 317,15$ K i średnicy elementów dławiących $D = 0.00074$.

Przebieg charakterystyk elementów dławiących badanych w trakcie współpracy z elementami ziębiarki sprężarkowej małej wydajności przedstawiono na rysunkach 15, 16, 17, 18, 19. Przedstawione charakterystyki wykazują dużą zgodność z charakterystykami elementów dławiących przedstawionymi przez innych autorów [12, 66, 51, 55].

Wyniki badań wstępnych, identyfikację wykresową obiegu ziębienia a także próbę wyznaczenia przebiegu nieadiabatycznego dławienia freonem R12 w elemencie dławiącym przedstawiono w pracach [36, 94].

9.6. Badania podstawowe

9.6.1. Wybór zmiennych wejściowych

Po przeanalizowaniu działania elementu dławiącego oraz zapoznaniu się z wynikami badań wstępnych wybrano następujące parametry wejściowe jako zmienne niezależne

$$x_1 = \Delta T_D$$

$$x_2 = \dot{m}_z / A$$

$$x_3 = I_{DOZ}$$

$$x_4 = L/D$$

Jako parametry wyjściowe będące efektem działania elementu dławiącego wybrano

$$y_1 = T_2$$

$$y_2 = p_2$$

Parametry wejściowe są wielkościami mierzalnymi i sterowalnymi, parametry wyjściowe są wielkościami mierzalnymi.

Posługując się zapisem matematycznym funkcję celu wyrażono następująco

$$T_2 = f(\Delta T_D, \dot{m}_z/A, L_{DOZ}, L/D, e)$$

$$\rho_2 = f(\Delta T_D, \dot{m}_z/A, L_{DOZ}, L/D, e)$$

gdzie: e - niemierzalne zakłócenie podlegające ciągłym nieprzewidzianym zmianom.

Założono jednocześnie, że pozostałe parametry mogące stanowić dane wejściowe będą na stałych poziomach.

Wartości poziomów zmiennych podano w tablicy 6.

Tablica 6. Wartości poziomów zmiennych

ΔT_D [K]		$\dot{m}_z/A$ $\left[\frac{\text{kg}}{\text{s m}^2}\right]$		L_{DOZ} [m]		L/D [m/m]	
poziom		poziom		poziom		poziom	
+1	-1	+1	-1	+1	-1	+1	-1
6	2	2197,245	1999,6	1,5	0	4594,59	3918,92

Przyjęcie poziomów zmiennych ΔT_D , $\dot{m}_z/A$, L_{DOZ} , L/D wynikało z przyjętych ograniczeń oraz rzeczywistych warunków pracy elementów dławiających ziębiarek sprężarkowych.

9.6.2. Program badań

Szczegółowy plan eksperymentu podano w matrycy badań pkt. 9.6.3. tablica 7.

Pierwszy wiersz odpowiada pierwszemu doświadczeniu, podczas którego zmienne ΔT_D , $\dot{m}_z/A$, L_{DOZ} , L/D znajdują się na najniższych poziomach.

Ziębiarkę z elementem dławiącym, którego długość względna wynosiła $L/D = 3918.92$ napełniono freonem R12 w takiej ilości aby gęstość strumienia masy $\dot{m}_z/A = 1999.6$.

Zawory 7-8, rys. 10 ustawiono w takiej pozycji aby dławienie odbywało się bez doziębienia.

Po włączeniu sprężarki i ustaleniu się warunków pracy zmieniano intensywność chłodzenia ostatnich odcinków skraplacza tak, aby dochłodzenie ciekłego ziębnika przed elementem dławiącym wynosiło $\Delta T_D = 2$.

Po uzyskaniu wymaganych wartości poziomów zmiennych wejściowych oraz osiągnięciu przez układ stanu ustalonego, prowadzono odczyt ciśnienia p_2 i temperatury T_2 na wylocie z elementu dławiącego. Wartość parametru obliczono na podstawie średniej z trzydziestu odczytów dokonywanych co pięć minut w stanie ustalonym pracy.

Jednocześnie przy każdym odczycie dokonywano pomiaru strumienia masy ziębnika $\dot{m}_z$ przy pomocy naczyń cechowanych.

Podczas drugiego doświadczenia zmienna ΔT_D znajduje się na wyższym poziomie a pozostałe zmienne na niższym. Poprzez zmianę intensywności chłodzenia ostatnich odcinków skraplacza osiągnięto wartość $\Delta T_D = 6$ przy wartościach pozostałych zmiennych jak w doświadczeniu pierwszym.

Po uzyskaniu stanu ustalonego przeprowadzono odczyt p_2 i T_2 itd, aż do zrealizowania wszystkich kolejnych doświadczeń. W trakcie przeprowadzania eksperymentu pozostałe parametry wpływające na proces dławienia a mogące stanowić zmienne niezależne utrzymywano na stałych poziomach $T_{OT} = 305\text{ K}$, $T_k = 317\text{ K}$, itp.

9.6.3. Wpływ wybranych zmiennych wejściowych na wartości temperatury ziębniaka w przekroju wylotowym elementu dławiącego

Obliczanie współczynników
regresji nieliniowej wielu
zmiennych - niepełnego równania
drugiego stopnia z członami
interakcyjnymi

Współczynniki te wyznaczono na podstawie zależności 146 ,
148 oraz danych zawartych w tabeli 7.

$$k_0 = \frac{\sum_{n=1}^{16} y_n}{16} = -13,25$$

$$k_1 = \frac{\sum_{n=1}^{16} t_{1n} y_n}{16} = 4,375$$

$$k_2 = \frac{\sum_{n=1}^{16} t_{2n} y_n}{16} = -5,25$$

$$k_3 = \frac{\sum_{n=1}^{16} t_{3n} y_n}{16} = 2,75$$

$$k_4 = \frac{\sum_{n=1}^{16} t_{4n} y_n}{16} = -3,875$$

$$k_{12} = \frac{\sum_{n=1}^{16} (t_1 t_2)_n y_n}{16} = -1,125$$

$$k_{13} = \frac{\sum_{n=1}^{16} (t_1 t_3)_n y_n}{16} = 0,875$$

$$k_{14} = \frac{\sum_{n=1}^{16} (t_1 t_4)_n y_n}{16} = 2$$

$$k_{24} = \frac{\sum_{n=1}^{16} (t_2 t_4)_n y_n}{16} = 0,875$$

$$k_{124} = \frac{\sum_{n=1}^{16} (t_1 t_2 t_4)_n y_n}{16} = -1,125$$

Sprawdzenie adekwatności wzoru regresji nieliniowej wielu zmiennych testem F dla wariancji:

$$F = \frac{(S_R^2)_T}{S^2(T)} \leq F_T \quad (149)$$

$(S_R^2)_T$ - wariancja reszkowa zniesiona przez regresję nieliniową,

$S^2(T) = 1,44$ - oszacowanie wariancji charakteryzującej błąd doświadczenia.

$$(S_R^2)_T = \frac{\sum_{n=1}^{16} y_n^2 - N(k_0^2 + k_1^2 + k_2^2 + k_3^2 + k_4^2 + k_{12}^2 + k_{13}^2 + k_{14}^2 + k_{24}^2 + k_{124}^2)}{N - k - 1} \quad (150)$$

$$(S_R^2)_T = \frac{4044 - 16 \cdot (253,20)}{16 - 9 - 1} = \frac{7,2}{6} = 1,2$$

$F_T = 3,72$ tablicowa wartość testu F przyjęta z tabeli 7.8 [85] dla $\alpha = 0,05$; $f_1 = N - k - 1 = 6$; $f_2 = N(n - 1) = 80$

Ponieważ

$$F = \frac{(S_R^2)_T}{S^2(T)} = \frac{1,2}{1,44} = 0,83 < F_T = 3,72$$

wobec tego wykazano adekwatność nieliniowego równania regresji wyznaczonego na podstawie wyników pomiarów zawartych w matrycy badań na poziomie prawdopodobieństwa $\alpha = 0,05$.

Badanie istotności współczynnika korelacji wielowymiarowej

Do określenia natężenia związku między dwiema wielkościami wyjściem obiektu y_n i wyjściem modelu $\hat{y}_n$ stosuje się współczynnik korelacji wielowymiarowej określony wzorem [53]

$$R = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N (\hat{y}_n - \bar{y})^2}{\sum_{n=1}^N (y_n - \bar{y})^2}} \quad (151)$$

gdzie: $\bar{y}$ oznacza średnią wartość wyjścia modelu, a także wyjścia obiektu

$$\bar{y} = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N y_n = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \hat{y}_n$$

Zgodnie z wzorem (151)

$$R = \sqrt{\frac{1235}{1242,25}} = 0,997$$

$$R > R_{kr} = 0,867$$

R_{kr} - wartość tablicowa dla $\alpha = 0,05$, $N-k-1=6$, $s=4$
tablica 1.2.6 [51]

Badanie istotności równania regresji nieliniowej testem F

Jeżeli otrzymana funkcja regresji jest istotna, to zmienność spowodowana zmiennością wejść x powinna być większa od zmienności spowodowanej zakłóceniem e .

Im funkcja regresji $\hat{y}_n$ jest bardziej istotna, tym stosunek oszacowania jej wariancji $\hat{\sigma}_{\hat{y}}^2$ do oszacowania wariancji resztkowej $\hat{\sigma}_{y-\hat{y}}^2$ jest większy [51].

Można więc postawić hipotezę o nieistotności funkcji regresji w postaci:

$$H_0: \hat{\sigma}_{\hat{y}}^2 \leq \hat{\sigma}_{y-\hat{y}}^2 \quad (152)$$

przeciwko hipotezie alternatywnej

$$H_1: \hat{\sigma}_{\hat{y}}^2 > \sigma_{\hat{y}}^2 - \hat{y} \quad (153)$$

Ponieważ

$$F = \frac{\hat{\sigma}_{\hat{y}}^2}{\sigma_{\hat{y}}^2 - \hat{y}} = \frac{N-k-1}{k} \cdot \frac{R^2}{1-R^2} = 110,61 > F_{kr} = 4,10 \quad (154)$$

F_{kr} - tablicowa wartość testu F przyjęta z tablicy 7.8 [85]
dla $\alpha = 0,05$; $f_1 = N-k-1=6$; $f_2 = k = 9$

należy odrzucić hipotezę H_0 o nieistotności funkcji regresji z ryzykiem błędu określonym poziomem istotności $\alpha=0,05$ i należy wnioskować o istotności funkcji regresji.

Sprawdzenie istotności wpływu obliczanych współczynników regresji nieliniowej na wartość temperatury "testem t"

$$t_{oi} = \frac{k_n \sqrt{N}}{s(T)} \geq t_T \quad (155)$$

k_n - wartość współczynnika regresji

N - ilość pomiarów,

$s(T) = 1,2$ - średnie odchylenie standardowe,

$t_T = 1,99$ - tablicowa wartość parametru t przyjęta z tablicy 12,4 [51] dla $\alpha = 0.05$; $f_y = N(n-1) = 80$

$$t_{01} = \frac{k_1 \sqrt{16}}{1,2} = \frac{4,375 \cdot 4}{1,2} = 14,58 > t_T = 1,99$$

$$t_{02} = \frac{k_2 \sqrt{16}}{1,2} = \frac{5,25 \cdot 4}{1,2} = 17,5 > t_T = 1,99$$

$$t_{03} = \frac{k_3 \sqrt{16}}{1,2} = \frac{2,75 \cdot 4}{1,2} = 9,16 > t_T = 1,99$$

$$t_{04} = \frac{k_4 \sqrt{16}}{1,2} = \frac{3,875 \cdot 4}{1,2} = 12,92 > t_T = 1,99$$

$$t_{012} = \frac{k_{12} \sqrt{16}}{1,2} = \frac{1,125 \cdot 4}{1,2} = 3,75 > t_T = 1,99$$

$$t_{013} = \frac{k_{13} \sqrt{16}}{1,2} = \frac{0,875 \cdot 4}{1,2} = 2,92 > t_T = 1,99$$

$$t_{014} = \frac{k_{14} \sqrt{16}}{1,2} = \frac{2 \cdot 4}{1,2} = 6,66 > t_T = 1,99$$

$$t_{024} = \frac{k_{24} \sqrt{16}}{1,2} = \frac{0,875 \cdot 4}{1,2} = 2,92 > t_T = 1,99$$

$$t_{0124} = \frac{k_{124} \sqrt{16}}{1,2} = \frac{1,125 \cdot 4}{1,2} = 4,16 > t_T = 1,99$$

Stwierdzono, że wybrane współczynniki regresji wpływają istotnie na wartość temperatury ziębniaka w przekroju wylotowym elementu dławiącego, w przyjętym zakresie zmienności parametrów ΔT_D , $\dot{m}/A$, L_{DOZ} , L/D . Pozostałe wpływy ujęte są we współczynniku regresji k_0 .

Na poziomie prawdopodobieństwa $\alpha = 0,05$, można stwierdzić, że pomiędzy badanymi istotnymi parametrami a temperaturą ziębniaka w przekroju wylotowym elementu dławiącego istnieje zależność nieliniowa zapisana w sposób kodowy następująco:

$$\begin{aligned} T_2 = & -13,25 + 4,375 t_1 - 5,25 t_2 + 2,75 t_3 - 3,875 t_4 - 1,125 t_1 t_2 + \\ & + 0,875 t_1 t_3 + 2 t_1 t_4 + 0,875 t_2 t_4 - 1,25 t_1 t_2 t_4 \end{aligned} \quad (156)$$

Zamiana zmiennych standaryzowanych na zmienne naturalne

Współczynniki równania regresji b_i, b_{ij}, b_{ijk} , w którym zmienne x_1, x_2, x_3, x_4 występują w postaci naturalnej można wyznaczyć z zależności

$$k_0 = b_0 + \sum_{s=1}^S b_s x_{s0} + \sum_{i,j=1}^S b_{ij} \cdot x_{i0} x_{j0} + \sum_{i,j,k=1}^S b_{ijk} x_{i0} x_{j0} x_{k0} \quad (157)$$

$$k_s = b_s \Delta x_s + \sum_{s,j=1}^S b_{sj} \Delta x_s x_{j0} + \sum_{s,j,i=1}^S b_{sij} \Delta x_s x_{j0} x_{i0} \quad (158)$$

$$k_{ij} = b_{ij} \Delta x_i \Delta x_j + \sum_{i,j,k=1}^S b_{ijk} \Delta x_i \Delta x_j \quad (159)$$

$$k_{ijk} = b_{ijk} \Delta x_i \Delta x_j \Delta x_k \quad (160)$$

gdzie:

x_{s0} - wartość zmiennej w punkcie początkowym

x_s - krok zmienności

Po wyznaczeniu współczynników b_i, b_{ij}, b_{ijk} , równanie regresji przyjmie postać

$$\begin{aligned} T_2 = & 553,46866 - 75,664 \Delta T_D - 0,31887 \dot{m}/A + 3,1238 L_{DOZ} - \\ & - 0,12397 L/D + 4,4866 \cdot 10^{-2} \Delta T_D \cdot \dot{m}/A + 0,417 \Delta T_D \cdot L_{DOZ} + \\ & + 1,9298 \cdot 10^{-2} \Delta t_D \cdot L/D + 6,7646 \cdot 10^{-5} \dot{m} L/AD - 1,137 \cdot 10^{-5} \Delta t_D \dot{m} L/AD \end{aligned} \quad (161)$$

Sprawdzenie

1/ Dla:

$$\Delta T_D = 2$$

$$L_{DOZ} = 0$$

$$\dot{m}_z/A = 2197,245$$

$$L/D = 3918,92$$

uzyskano: odpowiedź obiektu $T_2 = -21 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$
odpowiedź modelu $\hat{T}_2 = -19,875 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$

2/ Dla:

$$\begin{aligned}\Delta T_D &= 5 \\ L_{DOZ} &= 1,2 \\ \dot{m}_Z/A &= 2197,245 \\ L/D &= 4594,59\end{aligned}$$

uzyskano: odpowiedź obiektu $T_2 = -16 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$
odpowiedź modelu $\hat{T}_2 = -16,66 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$

3/ Dla:

$$\begin{aligned}\Delta T_D &= 3 \\ L_{DOZ} &= 0 \\ \dot{m}_Z/A &= 2197,245 \\ L/D &= 3918,92\end{aligned}$$

uzyskano : odpowiedź obiektu $T_2 = -19 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$
odpowiedź modelu $\hat{T}_2 = -18.482 \text{ } [^{\circ}\text{C}]$

Obliczenie współczynników regresji nieliniowej wielu zmiennych - niepełnego równania drugiego stopnia z członami interakcyjnymi

Współczynniki k_i, k_{ij}, k_{ijk} wyznaczono na podstawie zależności (146), (148) oraz danych zawartych w tabelicy 8.

$$\begin{array}{ll} k_0 = 1,035 & k_{12} = -0.11125 \\ k_1 = 0,30875 & k_{13} = 0.0525 \\ k_2 = -0,405 & k_{14} = 0.1225 \\ k_3 = 0,20375 & k_{24} = 0.08625 \\ k_4 = -0,26875 & k_{124} = -0.0925 \end{array}$$

Sprawdzenie adekwatności wzoru regresji nieliniowej wielu zmiennych testem F

$$(S_R^2)_p = \frac{12,981 - 12,967}{16 - 9 - 1} = \frac{0,013775}{6} = 0,0023$$

$S^2(p) = 0.0016$ - oszacowanie wariancji charakteryzującej błąd doświadczenia

$F_T = 3,72$ tablicowa wartość testu F przyjęta z tabelicy 7-8 [85] dla $\alpha = 0.05$; $f_1 = 6$; $f_2 = 80$

Ponieważ

$$F = \frac{(S_R^2)_p}{S^2(p)} = \frac{0,0023}{0,0016} = 1,4375 < F_T = 3,72$$

wobec tego wykazano adekwatność nieliniowego równania regresji wyznaczonego na podstawie wyników pomiarów zawartych w matrycy badań.

Badanie istotności równania regresji nieliniowej testem F

$$H_0: \sigma_{\hat{y}}^2 \leq \sigma_y^2 - \hat{y}$$

$$F = \frac{N-k-1}{k} \cdot \frac{R^2}{1-R^2} = \frac{6}{9} \cdot \frac{0,985^2}{1-0,985^2} = 21,723$$

$$F > F_{kr} = 4,1$$

$F_{kr} = 4,1$ tablicowa wartość testu F przyjęta z tablicy 7-8 [85] dla $\alpha = 0.05$; $f_1 = 6$; $f_2 = 9$

Należy zatem odrzucić hipotezę o nieistotności funkcji regresji z ryzykiem błędu określonym poziomem istotności $\alpha = 0.05$ i należy wnioskować o istotności funkcji regresji.

Sprawdzenie istotności wpływu obliczonych współczynników regresji nieliniowej na wartość ciśnienia testem "t"

Zgodnie z wzorem (155) otrzymano

$$t_{01} = \frac{k_1 \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,30875 \cdot 4}{0,04} = 30,875 > t_T = 1,99$$

$$t_{02} = \frac{k_2 \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,405 \cdot 4}{0,04} = 40,5 > t_T = 1,99$$

$$t_{03} = \frac{k_3 \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,20375 \cdot 4}{0,04} = 20,375 > t_T = 1,99$$

$$t_{04} = \frac{k_4 \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,26875 \cdot 4}{0,04} = 26,875 > t_T = 1,99$$

$$t_{012} = \frac{k_{12} \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,11125 \cdot 4}{0,04} = 11,125 > t_T = 1,99$$

$$t_{013} = \frac{k_{13} \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,0525 \cdot 4}{0,04} = 5,25 > t_T = 1,99$$

$$t_{014} = \frac{k_{14} \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,1225 \cdot 4}{0,04} = 12,25 > t_T = 1,99$$

$$t_{024} = \frac{k_{24} \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,08625 \cdot 4}{0,04} = 8,625 > t_T = 1,99$$

$$t_{0124} = \frac{k_{124} \sqrt{16}}{0,04} = \frac{0,0925 \cdot 4}{0,04} = 9,25 > t_T = 1,99$$

Można stwierdzić, że wybrane współczynniki regresji wpływają istotnie na wartość ciśnienia ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego, w przyjętym zakresie zmienności parametrów ΔT_D , $\dot{m}_z/A$, L_{D02} , L/D .

Na poziomie prawdopodobieństwa $\alpha = 0.05$, można stwierdzić, że pomiędzy badanymi istotnymi parametrami a ciśnieniem ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego istnieje zależność nieliniowa zapisana w sposób kodowy następująco:

$$\begin{aligned} p_2 = & 2,035 + 0,30875 t_1 - 0,405 t_2 + 0,20375 t_3 - 0,26875 t_4 - 0,11125 t_1 t_2 + \\ & + 0,0525 t_1 t_3 + 0,1225 t_1 t_4 + 0,08625 t_2 t_4 - 0,0925 t_1 t_2 t_4 \end{aligned} \quad (162)$$

lub przy wykorzystaniu równań (157) ÷ (160) w postaci naturalnej

$$\begin{aligned} p_2 = & 47,437 - 5,3695 \Delta T_D - 2,6333 \cdot 10^{-2} \cdot \dot{m}_z/A + 0,25208 L_{D02} - 1,004 \cdot 10^{-2} L/D + \\ & + 3,2424 \cdot 10^{-3} \Delta T_D \cdot \dot{m}_z/A + 0,025 \Delta T_D L_{D02} + 1,399 \cdot 10^{-3} \Delta T_D L/D + \\ & + 5,6853 \cdot 10^{-6} \dot{m}_z \cdot L/AD - 8,4 \cdot 10^{-7} \Delta T_D \cdot \dot{m}_z \cdot L/AD \end{aligned} \quad (163)$$

S p r a w d z e n i e

1/ Dla

$$\Delta T_D = 2$$

$$L_{DOZ} = 0$$

$$\dot{m}_Z/A = 2197.245$$

$$L/D = 3918.92$$

Uzyskano: odpowiedź obiektu $p_2 = 1,46$ [MPa]
 odpowiedź modelu $\hat{p}_2 = 1,493$ [MPa]

2/ Dla:

$$\Delta T_D = 5$$

$$L_{DOZ} = 1,2$$

$$\dot{m}_Z/A = 2197.245$$

$$L/D = 4594.59$$

Uzyskano: odpowiedź obiektu $p_2 = 1,76$ [MPa]
 odpowiedź modelu $\hat{p}_2 = 1,72$ [MPa]

3/ Dla:

$$\Delta T_D = 3$$

$$L_{DOZ} = 0$$

$$\dot{m}_Z/A = 2197,245$$

$$L/D = 3918,92$$

Uzyskano: odpowiedź obiektu $p_2 = 1,56$ [MPa]
 odpowiedź modelu $\hat{p}_2 = 1,6$ [MPa]

Zapis kodowy równań regresji (160), (162) pozwala na określenie procentowego wpływu poszczególnych zmiennych wejściowych na wartość temperatury i ciśnienia T_2 , p_2 .

Procentowy udział wpływów poszczególnych współczynników regresji przedstawiono w tablicy 9.

Tablica 9. Udział procentowy współczynników regresji

Zmienna wejściowa	Procentowy udział	
	T_2 [%]	p_2 [%]
ΔT_D	12,28	11,49
$\dot{m}_Z/A$	14,73	15,18
L_{DOZ}	7,72	7,58
L/D	10,88	10
$\Delta T_D \dot{m}_Z/A$	3,16	4,14
$\Delta T_D L_{DOZ}$	2,46	1,95
$\Delta T_D L/D$	5,61	4,5
$\dot{m}_Z L/AD$	2,46	3,21
$\Delta t_D \dot{m}_Z L/AD$	3,51	3,42
wpływy ujęte we wsp. k_0	37,19	38,53

10. Porównanie wyników obliczeń z danymi literaturowymi oraz wynikami doświadczeń

10.1. Porównanie wyników obliczeń z danymi literaturowymi

W tablicy 1 podano wyniki obliczeń długości L elementu dławiącego, przy pomocy metod prezentowanych w literaturze [3,5,12,20,37,38,54,55,56,62,72,74,79,86,89], dla danych: $D=0.00074$ [m], $\dot{m}_z = 0.001$ [kg/s], $p_1 = 10.05$ [MPa], $p_2 = 1.51$ [MPa].

Dla tych samych danych dokonano obliczeń długości L elementu dławiącego przy pomocy metody opracowanej w pracy. Wydruki wyników podano w punkcie 8.3.

Dla dochłodzenia $\Delta T_D = 0$ i dławienia adiabatycznego uzyskano długość $L = 2,18$, dla dławienia nieadiabatycznego $L = 2,755$.

Przy dochłodzeniu ciekłego ziębnika na wlocie do elementu dławiącego $\Delta T_D = 2$ i dławieniu adiabatycznym $L = 2,48$, a przy dławieniu nieadiabatycznym $L = 3,218$.

Porównując powyższe wyniki z wartościami z tablicy, można zauważyć, że zbliżone wartości zostały uzyskane przy pomocy metod graficznych [79,20,62] - metod opartych przede wszystkim na wynikach badań doświadczalnych.

Z metod analitycznych najbardziej zbliżone wartości uzyskano przy pomocy metod [74,37].

10.2. Porównanie wyników obliczeń z danymi doświadczalnymi

W tablicy 10 przedstawiono wartości temperatury ziębnika w przekroju wylotowym elementu dławiącego, obliczone przy pomocy metody prezentowanej w pracy oraz uzyskane z doświadczeń. Wydruki wyników obliczeń podano w punkcie 8.3.

Tablica 10. Porównanie wyników obliczeń z danymi doświadczalnymi.

D a n e	Doświad- czenie	Metoda anality- czna	δ_L %
$T_k=317,15, \dot{m}_z=0.00087,$ bez doziębienia $\Delta T_D = 2$ $T_{\text{wylotowe}} = 249,15$	L=3,4	L=3,202	$\delta_L=5,82$
$T_k=317,15, \Delta T_D = 6, \dot{m}_z=0.00087$ bez doziębienia $T_{\text{wylotowe}} = 265,65$	L=3,4	L=3,55	$\delta_L=-4,41$
$T_k=317,15, \Delta T_D=2, \dot{m}_z=0.00087$ z doziębieniem $T_{\text{wylotowe}} = 254,15$	L=3,4	L=3,497	$\delta_L=-2,85$
$T_k=317,15, \Delta T_D=2, \dot{m}_z=0.00094$ bez doziębienia $T_{\text{wylotowe}} = 252,15$	L=2,9	L=2,775	$\delta_L=4,31$
$T_k=317,15, \Delta T_D=6, \dot{m}_z=0.00094$ bez doziębienia $T_{\text{wylotowe}} = 256,15$	L=2,9	L=3,088	$\delta_L=-6,48$
$T_k=317,15, \Delta T_D=2, \dot{m}_z=0.00094$ z doziębieniem $T_{\text{wylotowe}} = 250,15$	L=3,4	L=3,647	$\delta_L=-7,26$
$T_k=317,15, \Delta T_D=2, \dot{m}_z=0.00094$ z doziębieniem $T_{\text{wylotowe}} = 258,15$	L=2,9	L=2,976	$\delta_L = -2,62$
$T_k=317,15, \Delta T_D=6, \dot{m}_z=0.00094$ z doziębieniem $T_{\text{wylotowe}} = 259,15$	L=3,4	L=3,25	$\delta_L = 4,41$

Przeprowadzone porównanie wykazuje dużą zgodność wyników obliczeń z wynikami doświadczeń w granicach błędu $\delta = 8\%$. Można zauważyć również, że do osiągnięcia tej samej temperatury wylotowej długość elementu dławiącego określona analitycznie jest z reguły większa niż długość określona doświadczalnie.

11. Wnioski

1. Przedstawiony w postaci równań różniczkowych model procesu dławienia freonem R-12, umożliwia określenie parametrów ziębniaka w dowolnym punkcie elementu dławiącego oraz identyfikację wykresową parametrów procesu.
2. Porównanie wyników obliczeń z wynikami badań eksperymentalnych przeprowadzonych w pracy wykazuje rozbieżność wyników nie większą niż $\delta = 8 \%$. Można zatem przyjąć, że w ten sposób teza pracy została udowodniona.
3. Przedstawiony model matematyczny procesu dławienia freonu R-12 może być zastosowany także do innych czynników dwufazowych. Wymaga to wprowadzenia funkcji określających parametry czynnika na liniach nasycenia. Model ten można zatem uznać jako ogólnie słuszny, co jednak wymagałoby dodatkowego sprawdzenia.
4. Otrzymane wyniki obliczeń i badań uzasadniają celowość wykorzystania opracowanego modelu do projektowania i obliczania elementów dławiących. Obliczenia zostały zaprogramowane na EMC. Program ten nadaje się bezpośrednio do aplikacji.
5. Porównanie wyników obliczeń uzyskiwanych przy pomocy metody opracowanej w pracy z wynikami autorytatywnych autorów z literatury światowej upoważnia do stwierdzenia, że model matematyczny prezentowany w niniejszej pracy jako jedyny daje wyniki zgodne z doświadczeniem w granicach błędu 8 %, dla zakresu średnic i długości elementów dławiących stosowanych w małych ziębniarkach sprężarkowych.

12. L I T E R A T U R A

- [1] Altšul A.D.M. - "Gidravličeskoe soprotivlenie" Nedra 1970.
- [2] Aleško P.J. - "Mechanika židkosti i gaza" Vyšš.Skola 1977.
- [3] Ashrae Guide and Data Book. Fundamentals and Equipment for 1965 and 1966, str.737-741.
- [4] Bäckström M.- "Kältetechnik", G.Braun, Karlsruhe 1953, rozdział 7.
- [5] Bäckström M. - "Zur Berechnung des Kapillarrohres als Drosselvorrichtung" Kältetechnik 1958 nr 9, str.283-289.
- [6] Bäckström M.- "Stromung von Kältemittel durch en als Drosseliorgan zwischen Hoch-und Niederdruckseite diendes Kapillarrohr" Kältetechnik 1965, str.234, G.Braun Karlsruhe.
- [7] Baehr H.D. - "Thermodynamik" Springer-Verlag 1973.
- [8] Bandel J., Schlunder E.U.-"Druckverlust und Wärmeübergang bei der Verdampfung siedender Kältemittel im durchstromten Rohr" Chem.Ing.Technik 45 1973/6, str. 345-350.
- [9] Bird B.R., Stevart V.E. - "Javlenija perenosa" Chimija, 1974.
- [10] Bonacina C.Soverano - "The capillary tube the "inert" component - in a refrigerating system" XIII Kongres MICH Waszyngton 1971.
- [11] Bonacina C.Soverano - "The influence of the charge on the performance of a refrigerating system with a capillary tube" International Institut of Refrigeration, Commision III, Praga 1969.
- [12] Bolstad M., Jordan R. - "Theory and use of the capillary tube expansion device" Refr.Engn. 1948, str.519, Part.I, 1949, nr.6, str.577, Part.II.
- [13] Chawla J.M., Böckh P.V. - "Critical mass flow rate in liquid - vapor mixtures" XIII Kongres MICH, Waszyngton 1971.
- [14] Chawla J.M. - "Wärmeübergang und Druckverlust bei der Kältemittelverdampfung in Waagerechten stromungsrohr" Chemie, Ingenieur Technik 1968/5.

- [15] Chawla J.M. - "Wärmeübergang und Druckabfall in Waagerechten Rohren bei der Strömung von Verdampfenden Kältemitteln" Kältetechnik-Klimatisierung 1967/8.
- [16] Chisholm D. - "Prediction of pressure drop at pipe fittings during two-phase flow", XIII Kongres MICH Waszyngton 1971.
- [17] Christensen L.B., Jorgensen H.P. - "Flow resistance of a capillary tube heat exchanger" XII Kongres MICH Madryt 1967.
- [18] Cooper L.Chu C.K., Briskin W.R. - "Simple selection method for capillaries derived from physical flow conditions" Refr.Eng. 1957 nr 7, str.37-41, 88-107.
- [19] Ditsch L. - "Das Kapillarrohr und seine Anwendung an kleinen Kältesystemen" Klima Kälte Ingenieur rok 1973, nr 10, str.17-20.
- [20] Gogolin A.A. - "Vybor kapilarnoj trubki" chlod.Tech. 1960/3.
- [21] Gost 2624-77 "Trubki mednye kapilarnye".
- [22] Gruwer G., Mowlton R. - "Critical Flow of liquid - Vapor Mixture" Amer.Inst.Chem.Eng.Journal 13 1967/1, str.52-56.
- [23] Heckle M. - "Bestimmung der Zweiphasen strömung Gas Flüssigkeit durch Drosselorgane" Chemie-Ing-Tech.42 1970/5, str. 304-310.
- [24] Hewitt G.F., Hall-Taylor N.S. - "Annular Two-Phase Flow" Chemical Engineering Division Pergamon Press 1974.
- [25] Hewitt M.R., Merritt J.H. - "The effect of pipe diameter on pressure drop in two-phase flow of refrigerant 12", XIII Kongres MICH Waszyngton 1971.
- [26] Fearon J. - "Expansion device" - Refr.Air.Cond.1979/976, str.59-60, 63-64.
- [27] Gołębiowski P. - "Badania oporów przy przepływie dwufazowym przez rurki kapilarne" - rozprawa doktorska.
- [28] Kutateladze C.C. - "Osnovy teorii teploobmena" Atomizdat 1979.
- [29] Hewitt G.F. - "Measurement of Two Phase Flow Parameters" Academic Press, New York 1978.
- [30] Hobler T. - "Ruch ciepła i wymienniki" PWT 1968.

- [31] Hopkins W. - "Rating the restrictor tube" Refr.Eng. nr 11 , str. 1087.
- [32] Huang F.F. - "Engineering thermodynamics" Macmillan Publishing New York 1976.
- [33] Ibrachimov M. - "Struktura turbulentnogo potoka i mechanizm teploobmena v kanalach" Atomizdat 1978.
- [34] Jakobson V.B. - "Malye choolodilnye mašiny" Fiščevaja promyšlennost' 1977.
- [35] Kacprzyński B. - "Planowanie eksperymentów" WNT 1974.
- [36] Królicki Z., Stefanicki A., Maczek K. - "Rzeczywisty obieg ziębiarki ze sprężarką hermetyczną, rurką kapilarną i doziębiaczem" Chłodnictwo 1980 nr 3, str.3-6.
- [37] Królicki Z., Maczek K. - "Obliczenia związane z doбором elementu dławiącego do ziębiarki sprężarkowej małej wydajności" Chłodnictwo 1979 nr 8, str. 1-4.
- [38] Kipp E., Schmidt H. - "Die Bemessung von Kapillarrohren als Drasselorgan für Kältesätze" Kältetechnik 1961 nr 2, str. 46-51.
- [39] Kutateladze C.C., Styrykovič M.A. - "Gidrodinamika gazożidkostnych system" Energija 1976.
- [40] Kutepov A.M. - "Gidrodinamika i teploobmen pri paroobrazovanii" Energija 1978.
- [41] Košlev J.J. - "O gidravličeskom soprotivlenii izognutykh trub malogo diametra" Energetika 1967/2 str.64-69.
- [42] Kruze A.C. - "Teploperedatča i gidrodinamika v regenerativnykh teploobmennikach malych choolodilnykh mašin" Cholod.Tech. 1973/9 str.46-49.
- [43] Kruze A.C. - "Vlijanie charakteristik regenerativnogo teploobmennika na rabotu choolodilnoj mašiny" Cholod.Tech. 1973/8.
- [44] Lathrop H.F. - "Aplication and characteristics of capillary tubes" Refr.Eng. 1948 nr 8 str. 129-134.
- [45] Legras J. - "Praktyczne metody analizy numerycznej" WNT 1974.
- [46] Linge K. - "Die Kapillare als Drosselorgan in Kälteanlagen" Kältetechnik 1949 nr 1, str. 125-131.
- [47] Nalimow W.W. - "Statystyczne metody planowania doświadczeń ekstremalnych" WNT 1967.

- [48] Madejski J., Staniszewski B. - "Wymiana ciepła przy wrzeniu i przepływy dwufazowe" OIOEJ Warszawa 1971.
- [49] Madejski J. - "Teoria wymiany ciepła" PWN 1963.
- [50] Maclaren J.F.T. - "Flow of oil R-12 solutions through capillary tubes" XIII Kongres MICH Waszyngton 1971.
- [51] Mańczak K. - "Technika planowania eksperymentu" WNT 1976
- [52] Marcy G.P. - "Pressure Drop with change of Phase in a Capillary Tube" Refr.Eng. 1949 nr 1 str.53-58.
- [53] Mańczak K. - "Metody identyfikacji wielowymiarowych obiektów sterowania" WNT 1979.
- [54] Mattarolo L. - "Il deflusso nel tubo capillare negli impianti frigoriferi" La Termotecnica 1959 nr 11, str. 531-539.
- [55] Mattarolo L. - "Il funzionamento di un ciclo frigorifero con tubo capillare" La Termotecnica 1959 nr 11, str. 540-546.
- [56] Mattarolo L. - "The Capillary Tube in Operation of a Refrigerating Circuit" XII Kongres MICH Madryt 1967.
- [57] Michejev M.A. - "Osnovy teploperedaci" Energija 1977.
- [58] Mikol E.P. - "Adiabatic single and two-phase flow in small bore tubes" Ashrae Journal 1963/11, str.75-86.
- [59] Około-Kuźak W. - Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Mechanika 1954/1.
- [60] Permjakov B.A. - "K raččetu gidravličeskogo soprotivlenija spiralnych trubnych zmievikov" Energomašinstroenije 1968/12 str.44-45.
- [61] Paliwoda A. - "O niektórych prawidłowościach diabatyecznych jednoskładnikowych przepływów dwufazowych zachodzących w przewodach poziomych" Chłodnictwo 1973/7.
- [62] Prosek J.R. - "A practical method of selecting capillary tubes" Refr.Eng. 1953 nr 6 str. 644-650.
- [63] Przybyliński P. - "Obliczanie właściwości fizycznych czynników ziębniących - fron 12, freon 22, amoniak", Chłodnictwo 1979/7, str. 11-14.
- [64] PN-69/M-04606 - Urządzenia chłodnicze. Jednostopniowe sprężarki wyporowe. Metody pomiarów.

- [65] Rasnijewic, Kuzman - "Tablice cieplne" WNT, 1966.
- [66] Rezak A.M., AWN A.G. - "Investigation on flow of R-12 through Capillary tubes" XV Kongres MICH Wenecja 1979.
- [67] Roelsgard K., Valbjörn K.V. - "Effect of heat Exchange between tube and suction line of the performance of small hermetic compressor system" XIII Kongres MICH Waszyngton 1971.
- [68] Roelsgard K. - "Warmeustauch zwischen Saugrohr und Kapillare bei verschiedenen Anordnungen zueinander" Danfoss Arbeitsbericht nr 62/2103.
- [69] Scholz N. - "Berechnung des laminaren und turbulenten Druckabfalles im Rohreinlauf" Chem.Ing.Technik 32 1960 nr 6 str.404-409.
- [70] Schneller J. - "Berechnung von Dreikomponenten - Wärmeaustausch system" Chem.Ing.Tech. nr 20, 1970, str.1245.
- [71] Smith F.G. - "Turbulent flow of air through capillary tubes" Refr.Eng. 1956 nr 10 , str.48-54.
- [72] Staebler L.A. - "Theory and use of a capillary tube for liquid refrigerant control" Refr.Eng. 1948 nr 1, str. 55-58.
- [73] Staebler L.A. - "Capillary tubes - a Guide to their application on Freon-12 hermetic condensing units".
- [74] Stoecker W.F. - "Refrigeration and Air Conditioning" Mc Graw-Hill Book Company, New York 1958.
- [75] Strzałkowski A., Sliżyński A. - "Matematyczne metody opracowania wyników pomiarów" PMN 1978.
- [76] Sutyrina T.M. - "Droselirowanie chłodilnego agenta w trubce postojannogo tečenija" Cholod.Tech.1960/1, str. 16-22.
- [77] Syčev V.V. - "Složnye termodynamičeskie sistemy" Energija 1977.
- [78] Šavra V.M. - "Issledovanie i rasčët freonogo regenerativnogo teploobmennika" Cholod.Tech.1963/2.
- [79] Šavra V.M. - "Vybor kapilarnoj trubki i analiza raboty germetičnoj chłodilnoj mašiny" Cholod.Tech.1960/11, str.20-25.

- [80] Sutyrina T.M. - "Eksperymentalnoe issledovanie droselirovania freonu 12 v trubach" Cholod.Techn. 1967/11, str.14-18.
- [81] Szűcs E. - "Modelowanie matematyczne w fizyce i technice" WNT 1977.
- [82] Tong H. - "Teplo-oddača pri kipienii i dvuchfaznoe tečenie" Mir 1969.
- [83] Szargut J. - "Termodynamika" PWN 1976.
- [84] Szargut J. - "Teoria procesów cieplnych" PWN 1973.
- [85] Volk W. - "Statystyka stosowana" WNT 1966.
- [86] Vajnberg C. - "Raščët kapilarnych trubok na freon R-12 i R-22" Cholod.Techn. 1969/10, str.23-28.
- [87] Vajsman M.D. - "Termodynamika parożydkostnych potokov" Energija 1967.
- [88] Vasilev O.F. - "Nieizotermičeskie tečenie gaza v trubach" Nauka 1978.
- [89] Whitesel H.A. - "Capillary two-phase flow" Refr.Eng. 1957 nr 4 str.42-44 Part.I, Refr.Eng. 1957 nr 9, str. 35-40 Part.II.
- [90] Visenko V.V. - "Kritičeskie dvuchfaznye potoki" Atm.Izd.1978
- [91] Zyciu V.A. - "Techničeska termodynamika potoka" Izd.Leningradzkiego Universiteta 1977.
- [92] Zierep J. - "Kryteria podobieństwa i zasady modelowania w mechanice płynów" PWN 1978.
- [93] Maczek K, Stefanicki A., Królicki Z. - "Prace badawcze w celu opracowania metod i wzorów do projektowania małych chłodziarek sprężarkowych" Część II. Stanowiska badawcze, Raport Nr I-20/R-30/78, Politechnika Wrocł.
- [94] Maczek K., Stefanicki A., Królicki Z. - "Prace badawcze w celu opracowania metod i wzorów do projektowania małych chłodziarek sprężarkowych" Etap II. Pomiar i badania, identyfikacja obiegów. Raport Serii SPR nr I-20/S-17/79.
- [95] Praca zbiorowa - "Poradnik chłodnictwa" WNT 1965.
- [96] 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 Wrocław.