

WYKAZ OZNACZEŃ	4
WSTĘP.....	7
1. TEORIA I KONCEPCJA.....	9
1.1. Podział i przegląd przepływomierzy do pomiaru strumienia	9
1.2. Problem badawczy.....	26
1.3. Badany obiekt	27
1.4. Hipoteza badawcza, cel i zakres pracy	31
2. POMIAR STRUMIENIA PRZEPŁYWAJĄCEGO PŁYNU PRZEZ KRYŻĘ POMIAROWĄ.....	33
2.1. Prawo Bernoulliego i równanie ciągłości strugi.....	33
2.2. Liczba Reynoldsa	35
2.3. Liczba ekspansji	36
2.4. Liczba przepływu α	37
2.5. Współczynnik przepływu C^* dla kryzy segmentowej według PN-93/M-53950	39
2.6. Punkty poboru różnicy ciśnienia według normy	39
2.7. Stała strata ciśnienia w przepływającym strumieniu	41
2.8. Liczba kryterialna Archimedesesa	43
3. PROCES SAMOOCZYSZCZANIA KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ	44
3.1. Bilans sił dla zanurzonego ciała stałego w płynie	44
3.2. Wyznaczanie granicznej wartości lokalnej prędkości cieczy v_c	46
3.3. Wskaźnik porównawczy procesu samooczyszczania kryzy segmentowej skośnej....	48
4. METODOLOGIA	50
4.1. Symulacje numeryczne CFD	52
4.1.1. Określenie celów i założeń do wstępnych badań CFD dla badanych kryz	52
4.1.2. Modele 3D badanych obiektów	53
4.1.3. Warunki brzegowe.....	54
4.1.4. Oznaczenie badanych przepływomierzy z kryzą KS i KSS	56
4.1.5. Siatka obliczeniowa dla modelu 3D	56
4.1.6. Model turbulentny zastosowany w symulacjach numerycznych CFD.....	64
4.1.7. Metodyka przeprowadzenia badań numerycznych CFD.....	71
4.2. Badania doświadczalne.....	73
4.2.1. Budowa i schemat działania stanowiska pomiarowego.	73
4.2.2. Układ pomiarowy i rejestrujący na stanowisku badawczym	75
4.2.3. Metodyka przeprowadzania badań doświadczalnych.	76

5. ANALIZA I INTERPRETACJA OTRZYMANYCH WYNIKÓW	78
5.1. Wyniki przeprowadzonych badań.	78
5.1.1. Analiza rozmieszczenia punktów poboru ciśnienia różnicowego Δp dla układu kryzy	78
5.1.2. Charakterystyki przepływowe badanych kryz na podstawie badań numerycznych CFD	106
5.1.3. Charakterystyki przepływowe badanych kryz na podstawie badań doświadczalnych	109
5.1.4. Przedstawienie stałej straty ciśnienia ($\Delta p_{str}/\Delta p$) badanych kryz na podstawie badań doświadczalnych.	112
5.2. Interpretacja otrzymanych wyników.	118
5.2.1. Mapy rozkładu prędkości i ciśnienia statycznego przepływającego płynu przez badane obiekty spiętrzające przepływ	118
5.2.2. Oszacowanie zbieżności wyników z symulacji numerycznej względem obliczeń inżynierskich wykonanych zgodnie z normą PN-93/M-53950	132
5.2.3. Porównanie charakterystyk przepływowych z symulacji CFD i badań eksperymentalnych	134
5.2.4. Wyznaczenie niepewności dopasowania funkcji wykładniczej charakterystyk przepływowych badań doświadczalnych względem symulacji numerycznych	135
5.2.5. Wyznaczenie niepewności dopasowania funkcji liniowej z porównania strumieni objętości qv z badań: doświadczalnych i symulacji numerycznych	138
5.2.6. Porównanie stałej straty ciśnienia $\Delta p_{str}/\Delta p$ badanych kryz względem wartości teoretycznej obliczonej według normy PN-93/M-53950	141
6. ANALIZA WSPÓŁCZYNNIKA PRZEPŁYWU C DLA KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ	142
6.1. Doświadczalne wartości współczynnika przepływu C dla badanych kryz segmentowych i segmentowych skośnych	147
6.2. Niepewność względna wyznaczenia współczynnika przepływu C	151
6.3. Równanie empiryczne współczynnika przepływu C dla kryzy segmentowej skośnej	162
7. WPŁYW NACHYLENIA PŁASZCZYZNY NAPŁYWOWEJ KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ NA JEJ PROCES SAMOOCZYSZCZANIA	165
7.1. Wyznaczanie granicznej wartości lokalnej prędkości przepływającego płynu	165
7.2. Współczynnik porównawczy dla procesu „samooczyszczania”	169
8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE	173
9. LITERATURA	175

WYKAZ OZNACZEŃ

A_p	- współczynnik proporcjonalności
Ar	- liczba Archimedesesa
$A_{\gamma=n^\circ}$	- pole powierzchni obszaru ograniczonego warunkiem prędkości lokalnej $0 \leq v \leq v_c$,
B	- wyraz wolny
C	- współczynnik przepływu wyznaczony z badań doświadczalnych
C_{CFD}	- współczynnik przepływu wyznaczony metodą numeryczną CFD
C_D	- współczynnik oporu z funkcji liczby Re
C^*	- współczynnik teoretyczny wyznaczony według normy PN
D	- średnica wewnętrzna rurociągu
d	- średnica otworu w kryzie standardowej
d_{cz}	- średnica cząsteczki
F_l, F_D	- pole powierzchni przekroju poprzecznego rurociągu o średnicy wewnętrznej D
F_{ll}, F_h, F_d	- pole powierzchni otworu przewężenia kryzy
F_G	- siła ciężkości (grawitacji)
F_{op}	- siła oporu
F_W	- siła wyporu
g	- przyspieszenie ziemskie
h	- wysokość otworu przelotowego kryzy segmentowej i kryzy segmentowej skośnej
I	- natężenie prądu
k_e	- stała przepływomierza elektromagnetycznego
k_m	- stała wzorcowania przepływomierza
k_n	- współczynnik krytyczny Studenta
k_t	- współczynnik proporcjonalności przepływomierza
k_U	- współczynnik czułości przepływomierza ultradźwiękowego
L	- długość odcinka prostego
L_V	- wymiar charakterystyczny (cząsteczki)
m	- moduł kryzy
n	- liczba pomiarów
p_1	- ciśnienie statyczne przed kryzą (p^+)
p_2	- ciśnienie statyczne za kryzą (p^-)
p_c	- ciśnienie całkowite
P_{CCZ}	- pole powierzchni cząsteczki (kulki)
q_m	- strumień masy
q_v	- strumień objętości wyznaczony z badań doświadczalnych
q_v^*	- wartość strumienia objętości obliczona według normy PN
q_{vCFD}	- strumień objętości wyznaczony metodą symulacji numeryczną CFD
$q_{vPP.X}$	- wartość strumienia objętości zadanego profilem prędkości PP.X

r_{cz}	- promień cząsteczki (kulki)
Re	- liczba Reynoldsa
Re_{cz}	- liczba Reynoldsa cząsteczki (kulki)
S_n	- siatka obliczeniowa wykorzystywana w symulacji numerycznej CFD
$S_{\Delta p_{KSS-CFD/KS^*}}$	- względne zmniejszenie spiętrzenia kryzy segmentowej skośnej w analizie ulokowania punktów poboru ciśnienia
T	- temperatura
t	- czas
U	- niepewność rozszerzona
u_B	- niepewność standardowa typu B
U_e	- różnica napięć pomiędzy elektrodami
V	- objętość
V_{cz}	- objętość cząsteczki
v	- średnia prędkość przepływu medium
v_c	- prędkość lokalna cieczy
v_{cz}	- prędkość przemieszczania cząsteczki
v_u	- prędkość unoszenia cząstki
v_{\rightarrow}	- prędkość przepływu strumienia niezaburzonego

Litery greckie

α	- liczba przepływu
β	- przewężenie zwężki
γ	- kąt nachylenia płaszczyzny kryzy
Δl	- przyrost długości
Δp	- ciśnienie różnicowe ($\Delta p = p_1 - p_2$)
Δp^*	- wartość ciśnienia różnicowego na kryzie pomiarowej obliczona według normy PN dla kryzy segmentowej
Δp_{CFD}	- ciśnienie spiętrzenia na kryzie pomiarowej wyznaczone metodą symulacji numeryczną CFD
Δp_{str}	- strata ciśnienia na badanym przepływomierzu
Δq	- błąd graniczny
Δt	- czas próbkowania
ΔV	- przyrost objętości
δ	- błąd względny
ε	- współczynnik ekspansji (dla wody =1)
ξ	- współczynnik korygujący zmianą prędkości
μ	- współczynnik lepkości dynamicznej
μ^*	- współczynnik zwężenia strugi
ν	- kinematyczny współczynnik lepkości
ρ	- gęstość cieczy

ρ_{cz}	- gęstość ciała stałego (cząsteczki)
σ	- odchylenie standardowe
$\tau_{ścian}$	- naprężenia ścinające ściany
$\psi_{\gamma=n^{\circ}}$	- wskaźnik porównawczy „samooczyszczania”

WSTĘP

Pomiary przepływających płynów są jednymi z najbardziej rozpowszechnionych pomiarów w przemyśle, gospodarce wodnej, czy mechanice płynów po pomiarach ciśnienia i temperatury. Spowodowane jest to niewątpliwie faktem, że przepływ cieczy i gazów występuje w wielu dziedzinach, które nas otaczają. Od pomiarów kontrolnych przy racjonalnym sterowaniu procesami technologicznymi, przez instalacje do pomiarów płynów w celach rozliczeń finansowych, zwłaszcza w transporcie nieodnawialnych źródeł energii, po układy monitorujące życie ludzkie na przykład w procesach przepływu powietrza w płucach, czy krwi w tętnicach [14, 34, 93, 99, 101].

Z przepływami cieczy i gazów spotykamy się we wszystkich gałęziach przemysłu. W ostatnich latach, znaczenie dokonywanych pomiarów parametrów przepływowych cieczy i gazów wzrosło. Spowodowane jest to niewątpliwie pojawianiem się nowych technologii oraz stale rozwijającą się automatyzacją w procesach technologicznych różnych gałęzi gospodarki. W procesach technologicznych występujących w przemyśle opartym na przetwarzaniu surowców, poprawienie własności metrologicznych przepływomierzy i uzyskanie stabilniejszych pomiarów prowadzi do efektywniejszego wykorzystywania posiadanych dóbr naturalnych. W przemyśle energetycznym, petrochemicznym czy transportowym dokładność pomiaru strumienia przepływających płynów ma znaczenie wysoko ekonomiczne, bowiem przekłada się wprost na osiągnięte wyniki finansowe przedsiębiorstw [93, 101].

Różnorodność płynów, oczekiwania stawiane przepływomierzom, zjawiska fizyczne oraz okoliczności zewnętrzne otoczenia, w jakich dokonuje się pomiarów, uniemożliwiają opracowanie jednego, uniwersalnego miernika. W pracy poruszono zagadnienia związane z pomiarem strumienia przepływającej mieszaniny ciecz-ciało stałe występujące m.in. w transporcie hydraulicznym, który znalazł swoje zastosowanie na przykład w budownictwie czy przemyśle wydobywczym [8]. W przemysłowych procesach technologicznych, gdzie wymaga się ciągłego pomiaru strumienia objętości, tego typu mieszaniny stwarzają problemy metrologiczne nawet przy małych stężeniach cząsteczek ciała stałego w cieczy (np. zanieczyszczenie oleju opałowego piaskiem) wynikające z różnorodności wielkości cząstek ciała stałego.

Ciągły rozwój gospodarki i przemysłu stawia nauce nowe wyzwania, a ciekawość naukowców pozwala na ciągłe rozwijanie mechaniki płynów w skali makro, mikro oraz

nano, co pozwala nazwać ją „żywą nauką” [22, 36]. Takie podejście uzasadnia poszukiwanie nowych metod badawczych i rozwiązań teoretycznych w przypadku ruchu mieszanin płyn-cząstki stałe w rurach poziomych.

1. TEORIA I KONCEPCJA

1.1. Podział i przegląd przepływomierzy do pomiaru strumienia

Poniżej przedstawiono i omówiono rodzaje przepływomierzy stosowanych w przemysłowych układach pomiarowych i technologicznych [10].

Pierwszą, najstarszą i najpowszechniejszą grupą to urządzenia wykorzystujące pomiar różnicy ciśnienia statycznego przed i za przewężeniem przekroju w rurociągu. Zdławienie przekroju powoduje wzrost prędkości płynu w obszarze tego przewężenia co z kolei skutkuje spadkiem ciśnienia statycznego – zgodnie z równaniem Bernoulliego. Zatem otrzymana różnica ciśnień Δp jest funkcją strumienia objętości przepływającego płynu. Do tej grupy zaliczają się przepływomierze kryzowe, dysze oraz zwężkę Venturiego. Istnieją również przepływomierze (np. rotametry), które utrzymują stałą wartość ciśnienia różnicowego poprzez zwiększanie przekroju przewężenia wraz ze wzrostem strumienia przepływającego płynu.

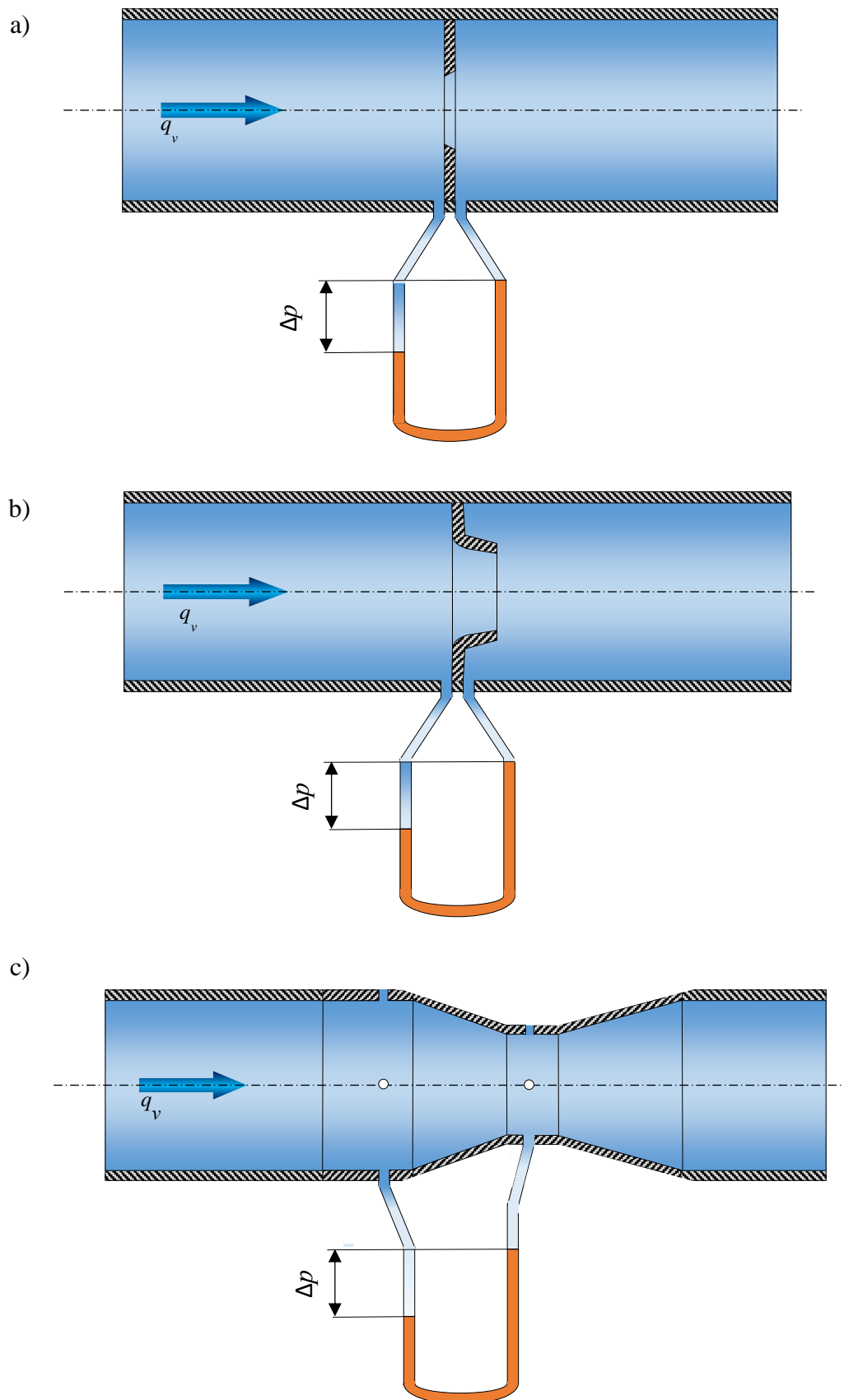
Następną grupę mierników tworzą przepływomierze mechaniczne, które otrzymują sygnał z części mechanicznej znajdującej się w rurociągu. Pod wpływem energii zawartej w przepływającym płynie, element zostaje wprowadzony w ruch proporcjonalny do natężenia przepływającego płynu.

Ostatnią grupę tworzą przepływomierze elektroniczne wykorzystujące do działania ultradźwięki, czy zjawisko elektromagnetyczności. Jest to grupa, która w ostatnich latach najbardziej się rozwinęła w związku z rozwojem technologii i zapotrzebowaniem na przepływomierze bezinwazyjne do badania przepływającego strumienia płynu. W tych urządzeniach nie ma części mechanicznych, które ulegałyby zużyciu. Nie generują strat ciśnienia w przepływającym płynie w związku z brakiem opływanych mechanizmów lub elementów piętrzących przepływ.

a. Przepływomierze spiętrzające ciśnienie

Najczęściej stosowanymi przepływomierzami w przemyśle w ostatnich latach XX wieku (ok. 50%) są przepływomierze spiętrzające oparte na zwężkach pomiarowych. Urządzenia te należą do najstarszej i największej rodziny przepływomierzy manometrycznych - opartych o pomiar różnicowego ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym. Zaliczają się do nich przepływomierze: zwężkowe, krzywakowe, rurki spiętrzające, sondy piętrzące. Mimo rozwoju technologicznego i opracowaniu nowych, dokładniejszych przepływomierzy, przepływomierze zwężkowe nadal są stosowane w układach pomiarowych. W XX wieku ten typ przepływomierza został zatwierdzony i dopuszczony do wykonywania pomiarów rozliczeniowych między innymi w sprzedaży i transporcie gazu ziemnego. W wielu krajach nadal jest on wykorzystywany do dziś, mimo rosnącej konkurencji np. w postaci przepływomierzy bezinwazyjnych. Jest to spowodowane pozytywną opinią w środowisku metrologów, która dotyczy samego przepływomierza, jak i metody wykonywania pomiaru [20, 73, 93, 99].

Przepływomierz zwężkowy składa się z elementu powodującego przewężenie (przepływu) oraz miernika dokonującego pomiaru różnicowego ciśnienia statycznego przed i za tym elementem. W obowiązujących normach szczegółowo przedstawiono trzy rodzaje zwęzek powodujących przewężenie rurociągu: standardowa kryza centryczna, dysza i zwężka Venturiego (rys.1.1).



Rys. 1.1. Zwężki: a) kryza standardowa, b) dysza ISA i c) klasyczna zwężka Venturiego

Informacje dotyczące prawidłowego doboru zwężki, wymiarów, tolerancji wykonania czy zalecenia dotyczące użytego materiału i wiele innych potrzebnych informacji przedstawiono w normach międzynarodowych [73, 74]. Jest to niewątpliwy atut tej grupy przepływomierzy, gdyż pozwala na wytworzenie miernika przepływu na własne potrzeby, zachowując przy tym niepewność pomiarową do 3% (powyżej staje się wskaźnikiem). Wartość zarejestrowanego ciśnienia różnicowego uzależniona jest od wymiarów geometrycznych przewężenia, parametrów płynu oraz natężenia przepływającego strumienia (masy lub objętości). Uzyskując stałość parametrów płynu i geometrii przepływomierza, to wartość zarejestrowanego ciśnienia jest funkcją wykładniczą (pierwiastkiem) strumienia przepływu. Działanie przepływomierza oparte jest na prawie Bernoulliego, prawie ciągłości przepływu i zasadzie zachowania energii [47, 58].

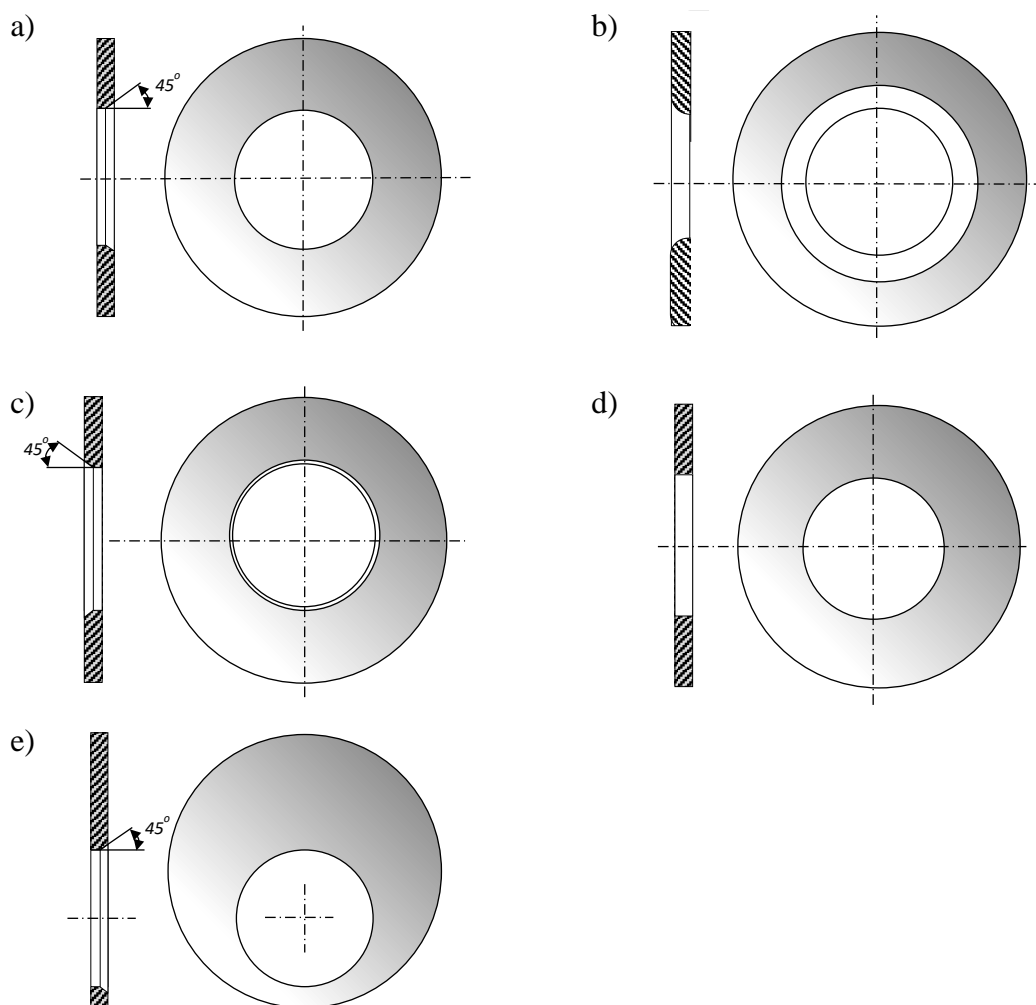
Do pomiaru wartości ciśnienia różnicowego w pierwszych konstrukcjach stosowano U-rurki (manometry hydrostatyczne) z wykorzystaniem cieczy manometrycznych o różnej gęstości (w tym rtęci). Technologiczny rozwój spowodował wprowadzenie elektronicznych przetworników ciśnienia. Sygnałem wyjściowym z tego typu przetwornika ciśnienia jest najczęściej standardowa wartość prądowa (4-20 mA lub 0-20 mA) o liniowej lub pierwiastkowej charakterystyce. Występują również w praktyce przemysłowej przetworniki ciśnieniowe z sygnałem wyjściowym napięciowym (0-10 V) czy pneumatycznym (20-100 kPa) [80]. Zastosowanie w układach pomiarowych procesorów technologicznych pozwoliło na budowę przepływomierzy o kompaktowych rozmiarach z wyświetlaczem pozwalającym na wskazywanie aktualnej wartości strumienia przepływającego płynu [58, 99].

Brak elementów ruchomych w konstrukcji przepływomierza zwężkowego wydłuża jego żywotność podnosząc jednocześnie jego niezawodność. W budowie przepływomierzy opartych na kryzach najczęściej stosuje się kryzy centryczne, które charakteryzują się niepewnością pomiaru strumienia nawet poniżej 2%. Prosta budowa skutkuje też niskimi kosztami wdrożenia i użytkowania. Kolejną zaletą jest brak konieczności wykonywania kalibracji w celu określenia niepewności pomiaru (w przypadku wykonania układu pomiarowego zgodnego z normami) [25, 26].

Do wad tego typu przepływomierzy należy zaliczyć generowanie dużych wartości stałych strat ciśnienia przez układ pomiarowy, niską zakresowość (ok. 4:1) oraz wysoką podatnością na zaburzenia profilu prędkości przepływającego płynu. Kolejną wadą stosowania kryz jest konieczność kontrolowania stanu ostrej krawędzi na wlocie od strony

napływowej do przewężenia kryzy oraz chropowatości na powierzchni kryzy. Warunek ten jest wypisany jako jedna z kilku wytycznych dotyczących zachowania geometrii kryzy podczas jej projektowania i wykonania wg normy PN-EN 5167-2. Krawędź najbardziej narażona na utratę swojej geometrii (prostopadłości) znajdują się na płaszczyźnie dopływowej, gdzie struga zmieniając swój przekrój z średnicy rurociągu D na średnicę otworu przelotowego d w kryzie napiera na jej ostrą krawędź. To miejsce jest punktem początkowym zmniejszania się przekroju strumienia podczas przepływu przez kryzę.

Maksymalna koncentracja strumienia (najmniejszy przekrój strumienia) wypada w miejscu „*vena contracta*” za kryzą. Załamania, zadziory, stępienia czy osad nagromadzony na ostrej krawędzi mogą prowadzić do powstania dodatkowych zaburzeń, zawirowań w przepływającym płynie zmieniając rozkład prędkości i ciśnienia statycznego, skutkując błędnym wskazaniem wartości przepływającego strumienia. Działanie chemicznych substancji znajdujących się w czynniku przepływającym może prowadzić również do uszkodzeń (korozji) powierzchni i zmian parametrów chropowatości. Stosując specjalny system montażowy z wykorzystaniem śluz, mamy możliwość wymiany kryzy pomiarowej pod ciśnieniem, co skraca czas przestoju, a w niektórych przypadkach pozwala na wykonanie prac serwisowych [74, 93, 94].



Rys. 1.2. Kryzy pomiarowe a) kryza znormalizowana ISA wg PN-EN ISO 5167, b) kryza kwadrantowa, c) kryza z wlotem stożkowym, d) kryza symetryczna, e) kryza mimośrodowa

Na rys. 1.2 przedstawiono typowe rozwiązania kryz pomiarowych w tym: a) ogólnego zastosowania, b) i c) do pomiaru płynu o dużej lepkości przy małych liczbach Reynoldsa, d) możliwość pomiaru w obu kierunkach, e) do pomiaru płynów zanieczyszczonych. Istnieją również inne rozwiązania geometryczne kryz tzw. kryzy specjalne. Są to kryzy, które posiadają również dobre właściwości metrologiczne, ale z powodu zbyt małego zakresu ich przebadania nie zostały znormalizowane np. wielootworowe.

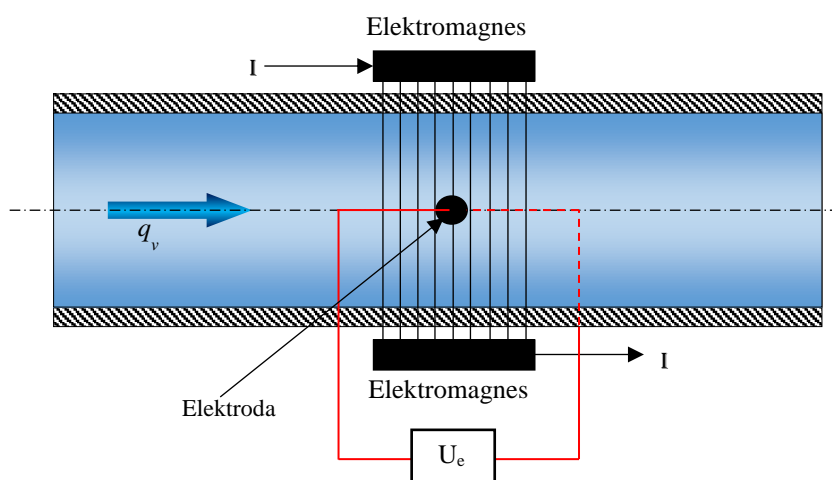
W ostatnich latach przepływomierze spiętrzające mimo swojej dużej popularności wynikającej z możliwości pomiarowych przy racjonalnej cenie zakupowej przestały być domyślnymi wyborami na rzecz nowych konstrukcji przepływomierzy.

W dalszej części pracy zostaną przedstawione i omówione pozostałe przepływomierze do wyznaczania natężenia przepływu o różnorodnej konstrukcji i zasadzie działania. Jednak w zdecydowanej większości przepływomierzy występują straty ciśnienia podczas wykonywania pomiaru.

Zjawisko to wynika z konieczności oddziaływania przepływającego strumienia płynu na zespół układu pomiarowego. Energia uwięziona w przepływającym płynie jest uwalniana podczas reakcji mechanicznej lub fizycznej pozwalając uzyskać sygnały potrzebne do wyznaczania wartości natężenia strumienia przepływu. Istnieją rozwiązania, które do wyznaczenia przepływu nie wymagają bezpośredniego kontaktu płynu z układem pomiarowym. Są to bezinwazyjne mierniki przepływu ultradźwiękowe czy elektromagnetyczne [86, 99].

b. Przepływomierz elektromagnetyczny

W przepływomierzach elektromagnetycznych (rys. 1.3) do wyznaczenia natężenia przepływającego strumienia wykorzystuje się prawo indukcji elektromagnetycznej. Wnętrze pomiarowe kanału przepływomierza musi być odizolowane. Stosuje się różne materiały izolacyjne od teflonu, gumy, ebonitu do powłok emaliowanych czy ceramicznych. Każdy z tych materiałów cechuje się inną właściwością wytrzymałościową. Najlepiej wypada powłoka ceramiczna, jest ona odporna na uszkodzenia mechaniczne oraz działanie środków chemicznych. Niestety z powodów technologicznych stosuje się ją jedynie do średnic DN200 [93].



Rys. 1.3. Przepływomierz elektromagnetyczny - schemat działania

Zamontowane na przeciwległych ścianach zewnętrznych przepływomierza, odpowiednio uformowane cewki generują pole magnetyczne po uprzednim podaniu zmiennego napięcia. Cykliczne przełączanie napięcia powoduje filtrowanie szumów wynikających z zakłóceń generowanych na obiekcie przez urządzenia przemysłowe [41].

W przepływającym płynie znajdującym się w tym obszarze, indukują się niewielkie ładunki prądu elektrycznego. Wartość siły elektromotorycznej mierzona jest za pomocą elektrod umieszczonych w płaszczyźnie prostopadłej do kierunku przejścia pola magnetycznego między nimi. Materiał z jakiego są wykonane elektrody dobierany jest do przepływającego medium. Najczęściej można spotkać elektrody wykonane z platyny, gdyż uważana jest ona za najbardziej uniwersalny materiał. Wartość indukowanego prądu elektrycznego w przepływającym płynie jest proporcjonalna do średniej prędkości przepływającej cieczy [93].

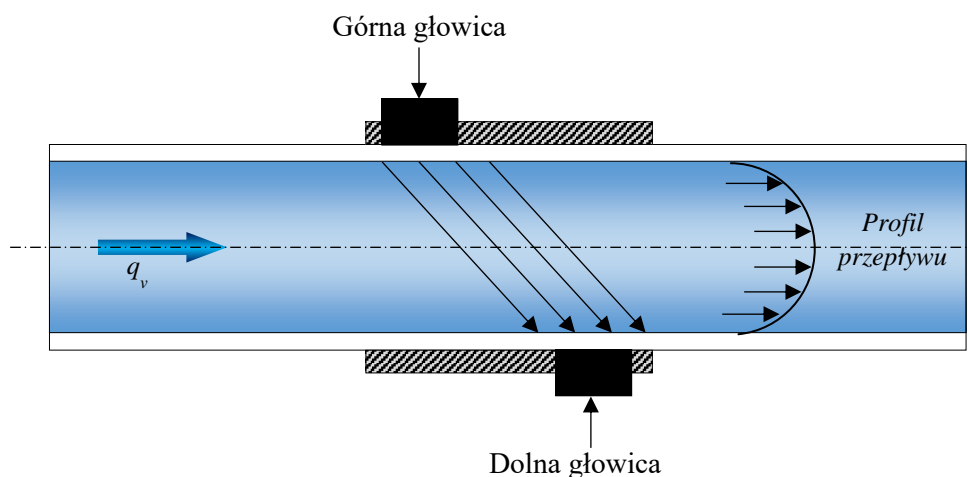
Niepewność pomiaru tego typu przepływomierza nie przekracza na ogół 0,5%, ale istnieją rozwiązania, które pozwalają uzyskać niepewności pomiaru na poziomie 0,3%. Zaburzenia rozkładu prędkości czoła przepływającego medium nie wpływają w istotny sposób na wartość dokonanego pomiaru (wyniku), a wymagana długość prostego odcinka przed przepływomierzem na ogół nie przekracza 5. Przepływomierz elektromagnetyczny możemy stosować do pomiaru cieczy, które charakteryzują się przewodnością elektryczną.

Porównując go do przepływomierza ultradźwiękowego, którym można dokonać pomiaru prawie każdej cieczy, ma również wady. Wadą jest jego koszt, nie jest to tanie rozwiązanie. Koszt przepływomierza elektromagnetycznego jest uzależniony od rozmiaru rurociągu pomiarowego i drastycznie rośnie wraz z jej średnicą, co wynika ze sposobu działania [93, 99].

c. Przepływomierz ultradźwiękowy

Pomiar przepływającego strumienia w przepływomierzach ultradźwiękowych jest oparty na analizie czasu potrzebnego do przejścia sygnału między parą głowic pomiarowych, umieszczonych po przeciwległych stronach rurociągu pod pewnym kątem do osi przepływu (rys.1.4).

W głowicach znajdują się przetworniki piezoelektryczne, które ze względu na swoją zasadę działania, pełnią jednocześnie funkcję nadajnika i odbiornika fal ultradźwiękowych.



Rys. 1.4. Przepływomierz ultradźwiękowy – schemat działania

Prędkość transmitowanej fali w obu kierunkach jest analizowana przez mikroprocesorowy układ znajdujący się w przepływomierzu. Tworzy on z otrzymywanych danych funkcję prędkości przepływającego płynu. Podając pole przekroju poprzecznego rurociągu do algorytmu obliczeniowego, otrzymano wartość strumienia objętości przepływającego płynu.

Na prawidłowość wskazań z przepływomierza duży wpływ ma deformacja profilu prędkości. Równomierny rozkład prędkości na dolocie przepływomierza mimo zastosowania odpowiednich zabiegów eliminujących zawirowania wynikające z wykorzystanej armatury jak i kształtu instalacji, nie występuje w praktyce przemysłowej. Do skorygowania wyznaczenia średniej prędkości przepływającego płynu stosuje się więcej par głowic pomiarowych oraz wydłuża drogę fali wykorzystując wewnętrzne odbicia. Fale ultradźwiękowe przecinają strumień przepływającego płynu w kilkunastu określonych płaszczyznach (nawet do 32 ścieżek). Dane otrzymane z głowic poddawane są odpowiednio zmodyfikowanej analizie w układzie logicznym. Uzyskana średnia wartość prędkości jest stabilniejsza i dużo mniej podatna na zdeformowany profil prędkości oraz występujące w przepływie zawirowania. Przepływomierze z pojedynczą ścieżką transmitowania fal ultradźwiękowych charakteryzują się niepewnością do 1%. Zwiększenie liczby kanałów pomiarowych poprawia jakość pomiarów. Uzyskujemy wtedy standardowo niepewność rzędu 0,5%, która może dochodzić przy ustabilizowanych warunkach pomiarowych do 0,3% [41, 99, 105].

Czujniki piezoelektryczne mogą być umieszczone wewnątrz rurociągu w specjalnie przygotowanych wnękach. Przestrzeń między czujnikami, a materiałem rurociągu jest wypełniana masą tworząc wewnątrz gładką powierzchnię, tak aby nie zaburzały przepływu.

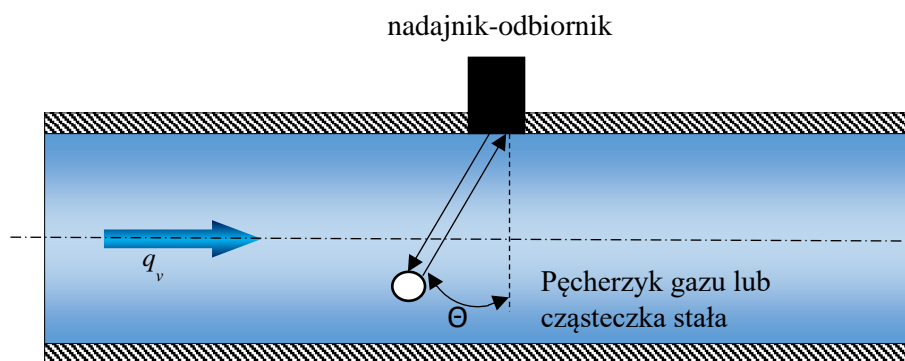
Drugim rozwiązaniem jest mocowanie głowic pomiarowych na zewnątrz rurociągu. Jest to bardzo atrakcyjne rozwiązanie, ponieważ pomiary można wykonać bez konieczności ingerencji w istniejącą instalację. Koszt przepływomierzy ultradźwiękowych jest prawie niezależny od wielkości instalacji (średnicy rurociągu) [58].

d. Przepływomierze Dopplera

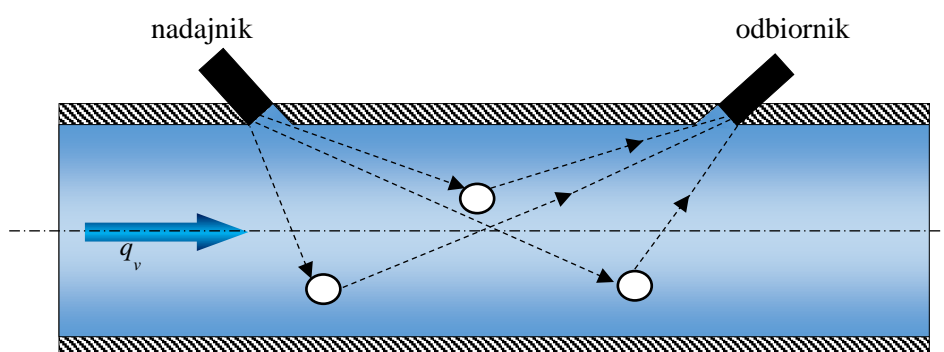
Istnieje również odmiana przepływomierza, w której do dokonania pomiaru wykorzystuje się zjawisko Dopplera. Nadajnik wysyła ciągłą wiązkę ultradźwiękową o częstotliwości do 0,5 MHz, skierowaną w kierunku przepływającego strumienia płynu.

Elementy zawieszone w przepływającym płynie (markery) odbijają falę i trafiają do odbiornika z przesunięciem fazowym. Na podstawie tego przesunięcia fazowego fali powrotnej względem fali nadawanych układ mikroprocesorowy wylicza średnią prędkość strumienia, a po wczytaniu średnicy rurociągu umożliwia wyznaczenie wartości strumienia objętości. Ograniczeniem w użyciu tej metody do pomiaru przepływu jest konieczność występowania w przepływającej cieczy elementów odbijających fale (markerów) [19, 58].

a)



b)



Rys. 1.5. Schemat działania przepływomierza Dopplera: a) jednogłowicowy, b) dwugłowicowy - schemat działania

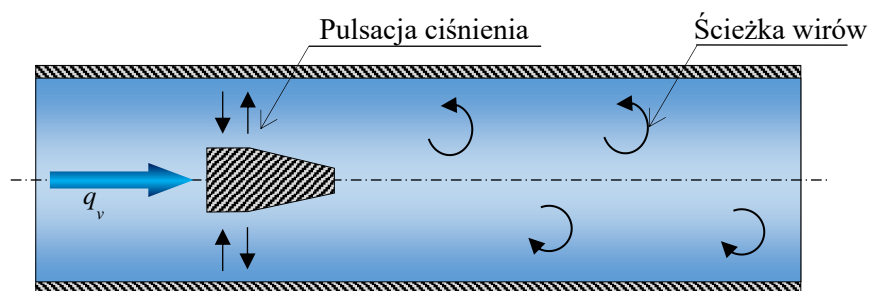
Podobnie jak we wcześniejszym przepływomierzu otrzymane dane pomiarowe przedstawiane mogą być wprost na zintegrowanym wyświetlaczu lub poprzez sygnał wyjściowy prądowy czy napięciowy, który jest przesyłany np. do sieci teleinformatycznej. Pomiar tą metodą pozwala na uzyskanie niepewności pomiarowej do 1,5 % nastawionego zakresu pomiarowego [93].

e. Przepływomierz VORTEX

Innym rodzajem miernika do pomiaru strumienia jest przepływomierz VORTEX (rys. 1.6). Podobnie jak przepływomierz zwężkowy posiada on wewnątrz, umieszczony centralnie w przepływie, element wywołujący ścieżkę wirów konieczną do wyznaczenia wartości strumienia przepływającego płynu.

Elementem tym jest nieruchoma przeszkoda, która rozdziela przepływającą ciecz na dwa strumienie. Bezpośrednio za przeszkodą tworzą się w strudze naprzemiennie ośrodki niskiego ciśnienia. Odpowiednio ukształtowany przekrój przegrody powoduje powstanie

wirów i porywanie ich przez przepływające strugi tworząc ścieżkę o cyklicznym przebiegu. Powstające wiry są w przeciwnych fazach odwróconych względem siebie o 180° , generowane naprzemiennie po obu stronach przeszkody. Częstotliwość generowania przez element wirów w przemieszczającym się płynie jest zależna od jego prędkości [19, 21, 41, 58].



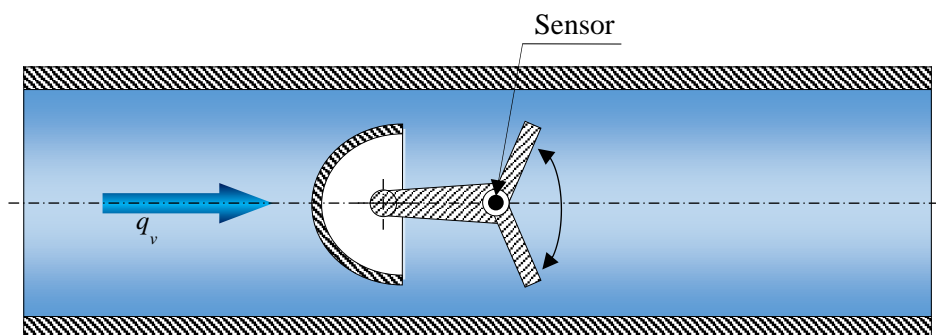
Rys. 1.6. Przepływomierz Vortex – schemat działania

Zjawisko powstania wirów wykorzystane w działaniu przepływomierza zostało odkryte przez Theodore'a von Karman w 1911 roku. Odpowiadające za pomiar układy pozwalają na identyfikację i zliczanie powstałych wirów. Mogą to być np. czujniki ciśnienia, które zamontowano po obu stronach przeszkody. Wychwytyują one okresowe spadki ciśnienia, oznaczające oderwanie się wirów za przeszkodą.

Innym rozwiązaniem może być czujnik pojemnościowy ciśnienia za przeszkodą, który pod wpływem ośrodków niskiego ciśnienia zaczyna pulsować z określoną częstotliwością. Miernik ten nadaje się do stosunkowo czystych cieczy lub gazów. Ciecz powinna mieć również odpowiednią lepkość, a gazy odpowiednią gęstość. Główną zaletą tego rozwiązania jest szeroki zakres pomiarowy przy niepewności pomiaru strumienia na poziomie od 0,5% do 1,0 %. Dla typowego przepływomierza wirowego zakresowość wynosi 20:1, ale dostępne są również urządzenia o zakresowości 45:1 [41, 94, 99].

f. Przepływomierz wahliwy

Przywołując zasadę działania przepływomierza VORTEX, zaprezentowano schemat działania kolejnego miernika przepływu. Zmieniając kształt generatora wirów i dokładając bezpośrednio za nim element wahliwy można uzyskać schemat koncepcyjny działania mechanicznego przepływomierza oscylacyjnego (wibrującego) (rys. 1.7).



Rys. 1.7. Przepływomierz wahliwy – schemat działania

Zasada działania tego typu przepływomierza polega na tym, że przepływający płyn zostaje rozdzielony przez nieruchomą część zespołu (rozdzielacz) na dwa jednakowe strumienie.

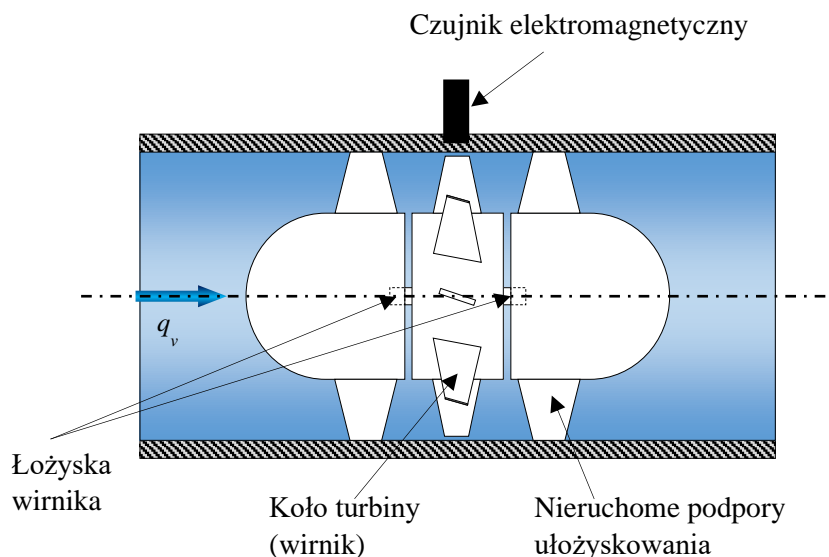
Za rozdzielaczem znajduje się oscylator zamontowany w łożyskach wahliwych. Energia zawarta w przemieszczającej się masie płynu przepływając przy ścianach bocznych elementu wahliwego wprowadza go w wibracje (ruch wahadłowy), w wyniku powstawania naprzemiennie wirów, które tworzą ośrodki niskiego ciśnienia.

Monitorując częstotliwość pracy oscylatora zostaje wyznaczona wartość przepływającego strumienia objętości. Wadą mechanicznych układów pomiarowych jest niewątpliwy wpływ erozji, osady oraz brak możliwości badania cieczy zanieczyszczonych. Niepewność pomiaru typowa dla tych przepływomierzy wynosi od 0,5% do 1,5% [93, 94].

g. Przepływomierz wirnikowy

Kolejnym urządzeniem pozwalającym na wyznaczanie wartości strumienia objętości, które wykorzystuje zliczanie krotności znanej objętości przepływającego płynu w jednostce czasu jest przepływomierz wirnikowy.

Rozróżnia się dwie odmiany tego typu przepływomierzy: przepływomierz turbinowy i komorowy. W obu przepływomierzach metoda wyznaczania strumienia przepływającego płynu jest taka sama, ale różnią się one rozwiązaniami konstrukcyjnymi. Jeszcze w lat 70 XX wieku w literaturze fachowej określano je jako liczniki – nazwa pochodzi od zliczania jednostek przepływającego płynu [80, 89].



Rys. 1.8. Przepływomierz turbinowy – schemat działania

W przedstawianym na (rys. 1.8) przepływomierzu turbinowym płynący płyn napiera na łopatki koła turbiny (łopatki wirnika) powodując jego obrót. Wyznaczanie wartości ilości przepływającego płynu realizowano poprzez zliczanie impulsów wygenerowanych podczas obrotu turbiny (wirnika).

Ilość przepływającego płynu jest liniowo proporcjonalna do ilości uzyskanych impulsów z elementu wirującego. W przepływomierzach tych turbina lub wirnik umieszczony jest w ścieżce przepływającego płynu, wzdłuż osi symetrii. Wał wirnika lub jego czopy montażowe są łożyskowane w podporach o aerodynamicznych kształtach.

W zależności od zastosowanego elementu obrotowego, podpory mogą znajdować się tylko za nim w przepływomierzu turbinowym, lub przed i za w przepływomierzu wirnikowym [19, 21, 41, 58].

Konstrukcje wirników i turbin używanych w przepływomierzach różnią się od siebie w zależności od producenta, zastosowania czy zakresu mierzonego strumienia przepływającego płynu. Jednak w procesie projektowania stosuje się zasadę, aby masa wirnika była bardzo mała (bezwładność wirnika), wpływa to na krótszy czas reakcji przepływomierza na przepływający płyn.

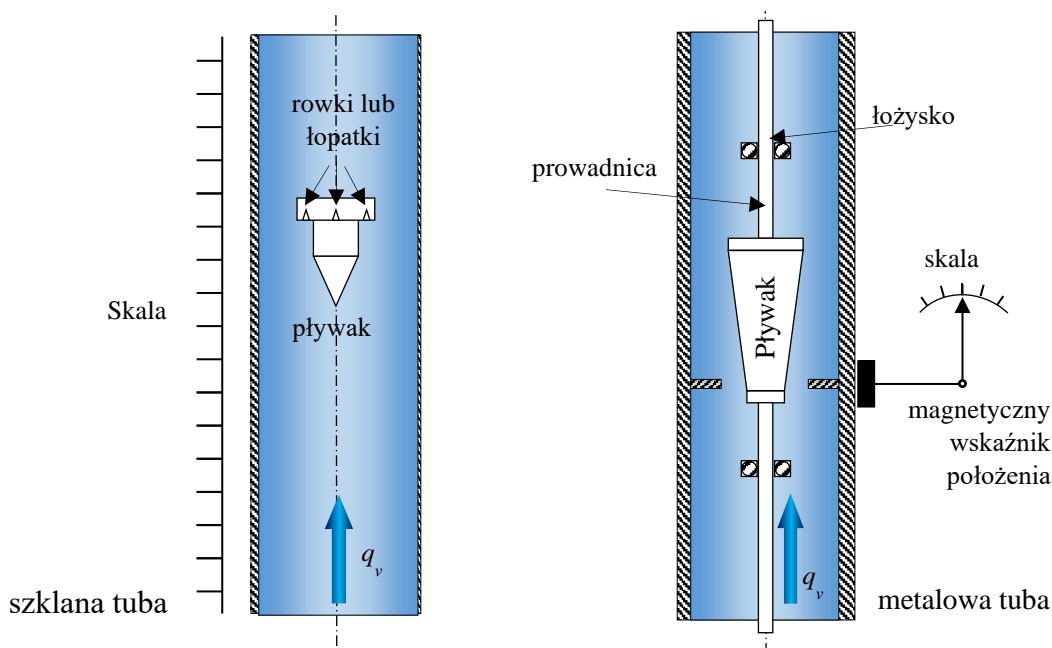
Najpopularniejszy jest układ pomiarowy wyznaczający prędkość obrotową wirnika poprzez wykorzystanie zjawisk wzbudzania napięcia w cewce zamontowanej do niemagnetycznej obudowy przepływomierza. Łopatki znajdujące się w polu magnetycznym tworzą elektryczną sinusoidę prądu falowego o częstotliwości i napięciu proporcjonalnym do prędkości obrotowej łopatek wirnika. Ruch wirnika (turbiny) sygnalizuje o przepłynięciu przez niego stałej objętości płynu. Użycie odpowiedniego rodzaju układu pomiarowego wykrywającego ruch łopatek wirnika w przepływomierzu jest dowolny i może być uzależnione od różnych priorytetów jak cena, dokładność pomiaru, czy trwałość. Jednak ważne jest to, aby było to jak najmniejsze oddziaływanie na wirnik, gdyż może to powodować dodatkowe opory przepływu stawiane przez przepływomierz podczas dokonywania pomiarów. Do strat, jakie generują tego typu przepływomierze należy doliczyć jeszcze opory wynikające z aerodynamiki układu, tarcia w łożyskach czy efekty ścinania płynu (lepkości) [58, 80, 99].

Do wad tych rozwiązań konstrukcyjnych zaliczyć trzeba czułość na zniekształcenie profilu prędkości przez armaturę instalacyjną (kolanka, zwężenia, trójnik itp.). W celu uzyskania poprawnych wartości przy pomiarze zaleca się montowanie przepływomierza zapewniając odcinki proste o długościach $10 \cdot D$ przed i $5 \cdot D$ za nimi lub stosując tzw. prostownice.

Typowa niepewność pomiaru dla tych przepływomierzy wynosi ok. 0,5% ale spotykane są rozwiązania z niepewnością 0,25% [94].

h. Rotametr

Kolejnym rodzajem przepływomierza, w którym przepływający strumień płynu oddziałuje bezpośrednio na mechaniczny zespół pomiarowy ustalając wartość strumienia jest przepływomierz z grupy grawitometrycznych. Jest to konstrukcja działająca na zasadzie równowagi pomiędzy wartością pędu przepływającego płynu, a siłą potrzebną do uniesienia, przesunięcia elementu dławiącego przepływ - występuje zjawisko, stałej wartości spadku ciśnienia na elemencie dławiącym (pływaku) niezależnie od natężenia przepływającego płynu. Schemat działania rotametu przedstawiono na rys. 1.9.



Rys. 1.9. Rotametr – schemat działania

Miernik składa się z korpusu i pływaka. Korpus, wykonuje się najczęściej z przezroczystego materiału (zazwyczaj ze szkła lub poliwęglanu) ze stożkowym kanałem wewnętrznym. Pływak (wskaźnik) – to element współpracujący z kanałem stożkowym w obudowie.

Miernik ustawiono w pionowej osi przepływu, tak aby zwężający się stożek wewnątrz korpusu był skierowany ku dołowi. Pływak umieszczony jest wewnątrz przepływomierza. Podczas braku przepływającego płynu, pływak opiera się o dolną część korpusu na powierzchni stożkowej i zamyka prześwit pomiędzy nimi. Przez przepływomierz płyn płynie w kierunku od dołu do góry unosząc pływak. Blokuje on przepływ do momentu, gdy wartość siły wynikającej z ciśnienia pod pływakiem będzie większa niż opór wynikający z jego masy.

Profil stożka wewnętrznego oraz kształt pływaka zaprojektowano tak, aby pole pierścieniowej szczeliny pomiędzy nimi pozwalało uzyskać stałą wartość różnicy ciśnienia przed i za wskaźnikiem oraz by była ona niezależna od wartości przepływającego strumienia.

Wartość strumienia przepływającego płynu wskazuje pływak na podziałce w przypadku transparentnej obudowy, która jest praktycznie liniowa. W celu uniknięcia wahań, przechyłów czy przyklejenia pływaka do ścianki kanału stożkowego wprowadza się go w ruch obrotowy wzdłuż własnej osi. Dzieje się to przez specjalnie zamodelowane

wyżłobienia pod kątem w koronie pływaka przez które opływający płyn wprowadza go w ruch obrotowy wzdłuż osi. Niepewność pomiaru dla mierników laboratoryjnych wynosi 0,6%, a dla przemysłowych ok.1-2 % [93, 94, 99].

W tab. 1 przedstawiono podsumowanie z zastosowania przepływomierzy w zależności od przepływającego medium (płynu). Przepływomierzami kryzowymi oraz Coriolisa można zmierzyć wszystkie przedstawione w tabeli płyny. Jednak płyny brudne i nienewtonowskie warunkowo można również mierzyć przepływomierzem kryzowym, natomiast przepływomierzem masowym Coriolisa warunkowo można dokonywać pomiaru par i gazów oraz płynów o wysokiej temperaturze. Budowa przepływomierzy kryzowych jest zdecydowanie prostsza i tańsza w porównaniu z przedstawionym przepływomierzem masowym Coriolisa.

Tabela 1.1

Możliwości zastosowania przepływomierzy w zależności od przepływającego płynu [54]

	Czyste płyny	Brudne płyny	Ciecze żrące	Lepkie ciecze	Przepływy o niskiej prędkości	Para lub gazy	Pomiar wysoko-temperaturowa	Płyny nienewtonowskie
Przepływomierz kryzowy	+	+/-	+	+	+	+	+	+/-
Przepływomierz magnetyczny	+	+	+	+	+	-	+/-	+
Przepływomierz wyporowy	+	-	+/-	+	+	+	+/-	-
Przepływomierz masowy Coriolisa	+	+	+	+	+	+/-	+/-	+
Przepływomierz ultradźwiękowy	+	+/-	+/-	+/-	+/-	+/-	-	-
+ ma zastosowanie; - nie ma zastosowania; +/- ma zastosowanie warunkowo.								

1.2. Problem badawczy

Problemem metrologicznym w przemysłowych procesach technologicznych, jest ciągły pomiar strumienia objętości mieszanin o małych stężeniach cząsteczek ciała stałego w cieczy (np. zanieczyszczenie oleju opałowego piaskiem). Tego typu przepływy mieszanin występują m.in. w transporcie materiałów sypkich, ale nierozpuszczalnych w wodzie takich jak pył węglowy, wszelkie rudy czy piasek głównie w budownictwie czy przemyśle wydobywczym [8]. Przepływomierze mechaniczne nie nadają się do pomiarów tego typu mieszaniny ponieważ obrotowe elementy pomiarowe ulegają uszkodzeniom poprzez nagromadzenie się cząsteczek ciała stałego w mechanizmie pomiarowym. Z przepływomierzy nieinwazyjnych do pomiaru strumienia objętości zawiesiny ciecz - ciało stałe, wykorzystujemy przepływomierze ultradźwiękowe lub elektromagnetyczne [3, 54].

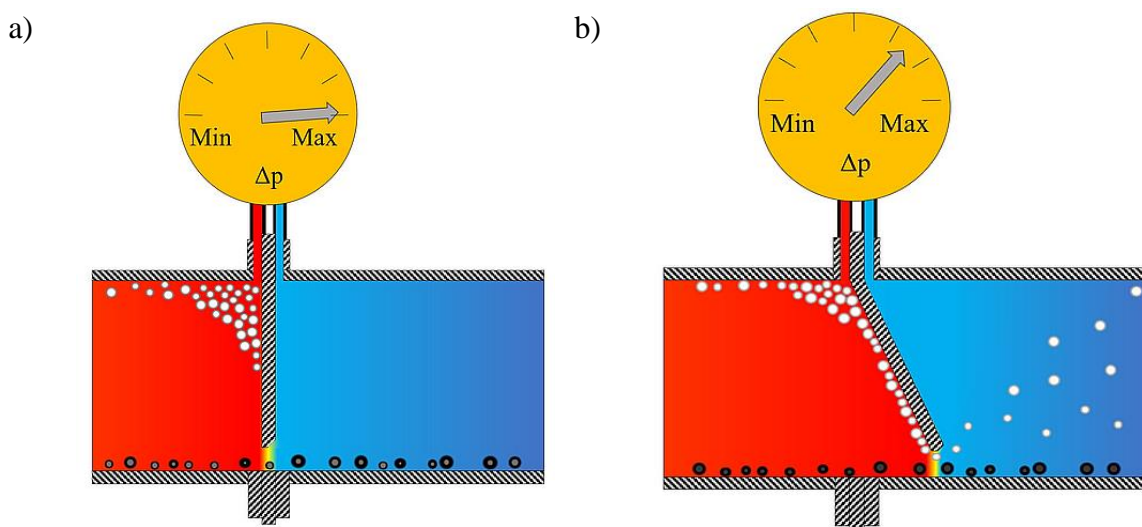
Przeprowadzone badania doświadczalne na elementach spiętrzających przepływ wykazały, że przy przepływie cieczy zanieczyszczonych w postaci zawiesiny ciecz – cząsteczki ciała stałego, ulega zmianie geometria rurociągu i krawędzi wlotowej kryzy poprzez osadzanie się cząstek stałych, powodując zmianę kinematyki przepływu [26]. Praktyka przemysłowa wskazała, że kryza segmentowa jest mniej czuła na zanieczyszczenia znajdujące się w transportowanym płynie w stosunku do kryzy centrycznej. Ten rodzaj kryz stosujemy głównie dla przepływu cieczy zanieczyszczonych ciałami stałymi tworzącymi zawiesiny lub zapylnych gazów [40, 73]. Zaleca się, aby dla płynów zanieczyszczonych fazą stałą o gęstości większej od przepływającej cieczy, otwór przepływowy kryzy segmentowej stanowiący wycinek koła umiejscowiono w dolnej części zwężki. Zapewnia to swobodny przepływ zanieczyszczeń w mierzonej cieczy [52, 74]. Większe i cięższe wtrącenia przemieszczają się zazwyczaj w dolnej części kanału [7]. Dobranie odpowiednio dużego modułu spowoduje ustawienie się krawędzi otworu kryzy w górnej części kanału unikając w ten sposób tępienie się ostrych krawędzi, zmian chropowatości, czy tworzeniu się złożeń, kosztem zmniejszenia mierzonej wartości ciśnienia spiętrzenia [47, 52]

Pomiar strumienia cieczy zanieczyszczonej mieszaniną cząstek stałych o różnej gęstości od gęstości płynu w rurociągu poziomym jest problemem metrologicznym. Cząsteczki ciał stałych o większej gęstości (ρ_{cz}) od gęstości cieczy (ρ) przepływają swobodnie przez przewężenie w dolnej części rurociągu między nim a kryzą segmentową. Natomiast o mniejszej gęstości gromadzą się w górnej części rurociągu przed kryzą zaburzając przepływ.

1.3. Badany obiekt

Mimo wycofania z aktualnej normy PN-EN 5167 [74] kryzy segmentowej naukowcy stale analizują jej właściwości metrologiczne [12, 26, 39, 64, 85, 86]. Wnikliwa analiza aktualnego stanu literaturowego z tej dziedziny i własne badania doświadczalne [25, 37, 63, 64, 83, 90] pomiaru strumienia objętości cieczy przy użyciu przepływomierzy zwężkowych doprowadziły do opracowania nowej geometrii kryzy pomiarowej [31].

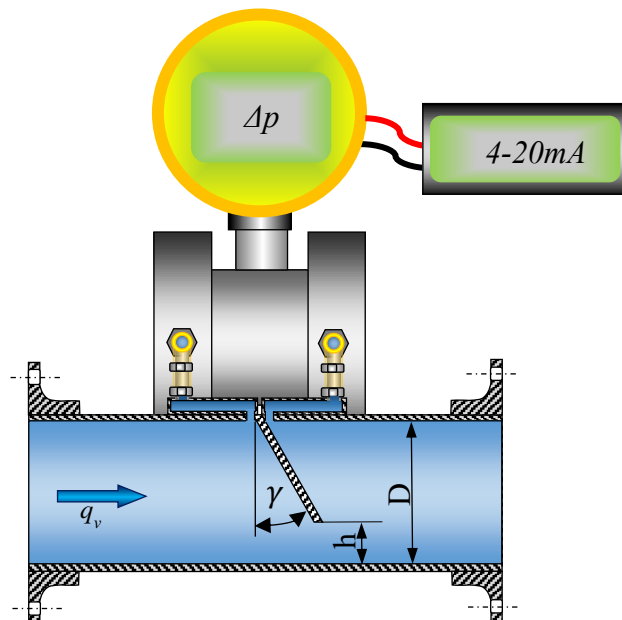
W rozprawie przedstawiono prototypowe rozwiązanie polegające na zmodyfikowaniu przepływomierza opartego o kryzę segmentową opisaną w normie [73]. W rozwiązaniu tym pozostawiono charakterystyczny otwór przelotowy kryzy, który jest wycinkiem koła prowadzącym do jednostronnego przewężenia w dolnej części kanału dla cieczy. Po przeciwnej stronie, jak ma to miejsce w kryzie segmentowej i mimośrodowej znajdują się przytarczowe otwory impulsowe do poboru pomiarowego ciśnienia statycznego. Innowacją jest zmiana konstrukcyjna polegająca na nachyleniu płaszczyzny napływowej kryzy zgodnie z kierunkiem przepływającego płynu.



Rys. 1.10. Wizualizacja przepływu cieczy z zanieczyszczeniami ciała stałego o różnej gęstości od gęstości przepływającej cieczy: a) kryza segmentowa, b) kryza segmentowa z nachyloną

Nachylając płaszczyznę napływową kryzy segmentowej o kąt γ założono, że nowo powstający rozkład prędkości zezwoli w łagodniejszy sposób, przepłynąć cieczy przez kryzy pomiarowe stwarzając niższe opory (mniejsze straty energii) oraz pozwoli na pozbycie się zalegających cząsteczek ciał stałych znajdujących się przed kryzą segmentową w górnej części rurociągu. Założenie to zdefiniowano jako „proces samooczyszczania się” kryzy

segmentowej skośnej z cząstek ciał stałych o gęstości $\rho_{cz} < \rho$ zalegających w górnej części rurociągu bezpośrednio przed kryzą. Przestrzeń, w której zatrzymują się cząsteczki ciał obcych nazwano obszarem „magazynowania” złogów.

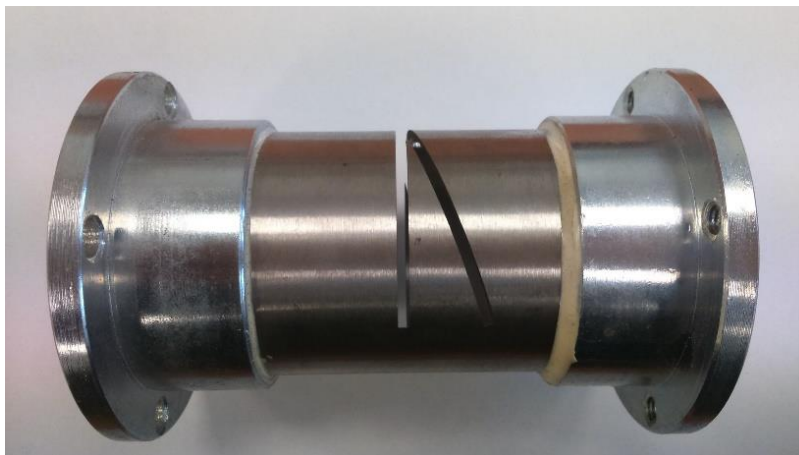


Rys. 1.10. Schemat przepływomierza z kryzą segmentową skośną z przytarczowymi punktami poboru ciśnienia

Na rys. 1.11 przedstawiono szkic koncepcyjny kryzy segmentowej skośnej. W pracy zaproponowano trzy kąty nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy $\gamma = 10^\circ, 20^\circ$ i 30° względem poprzecznego przekroju kanału w kierunku zgodnym z przepływem. Przyjęto siedem modułów odpowiadających wysokości otworu przelotowego h kryzy (co 4 mm) od 8mm ($m = 0,102$) do 32 mm ($m = 0,670$). Sumarycznie daje to 28 różnych konfiguracji geometrycznych dla średnicy rurociągu DN50.

Do wykonania badań doświadczalnych dla wszystkich konfiguracji przepływomierza ze skośną kryzą segmentową zaprojektowano rozwiązanie konstrukcyjne (rys. 1.12).

a)



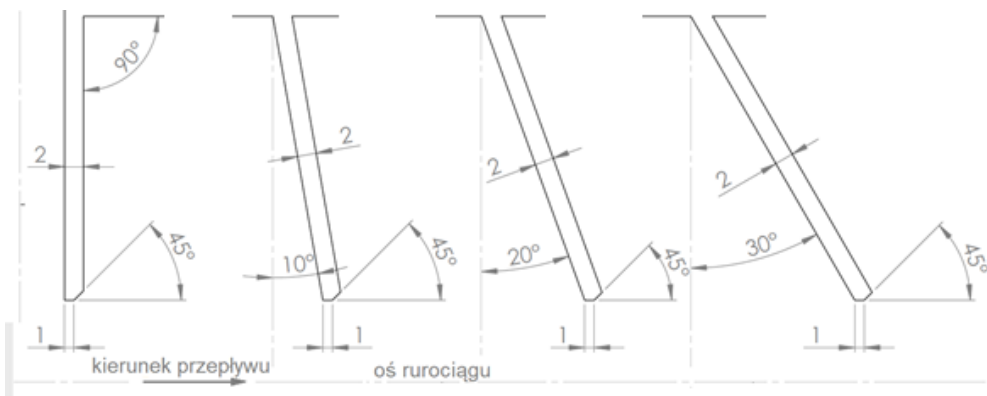
b)



Rys. 1.11. Przepływomierz z kryzą segmentową: a) widok prototypowego przepływomierza przed osadzeniem przegrody - kryzy; b) widok gotowego modułu przepływomierza dla $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,370$

Przepływomierz wyposażono w dwa kołnierze montażowe, które zamontowano po obu stronach rury nierdzewnej o średnicy wewnętrznej DN50 i długości 120 mm. Pozwalają one na szybką wymianę, centryczne ustawienie względem rurociągu i szczelne połączenie badanego przepływomierza z instalacją pomiarową. W połowie długości odcinka rury, nacięto przy pomocy elektrodrążarki drutowej po dwie szczeliny umożliwiając włożenie przegrody - kryzy pod odpowiednim kątem. Rura A posiada szczeliny dla przegrody - kryzy dla kąta $\gamma = 0^\circ$ i $\gamma = 20^\circ$, natomiast rura B została przygotowana pod kąty nachylenia $\gamma = 10^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$.

Dla każdego kąta γ wkładka została wykonana tak, aby zachować krawędź przewężenia ustawioną równolegle do osi przepływu, a jej długość była równa 1mm (rys. 1.13).



Rys. 1.12. Geometria krawędzi przewężenia w badanych przepływomierzach

Wysokość otworu kryzy dla określonego modułu uzyskano wklejając odpowiednią wkładkę przegrody na daną wysokość h (tworząc kryzę pomiarową), natomiast pozostałe części otworów szczelin zostały każdorazowo do badań szpachlowane i polerowane w celu wyrównania płaszczyzny wewnątrz kanału. Otwory impulsowe do pomiaru ciśnienia statycznego przed i za kryzą posiadają średnice $DN = 2,5 \text{ mm}$.

1.4. Hipoteza badawcza, cel i zakres pracy

W etapie prowadzenia wcześniejszych badań naukowych oraz analizy literatury sformułowano następującą hipotezę badawczą: „Jak nachylenie płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej podczas przepływu mieszaniny/zawiesiny, w której zanieczyszczeniami są ciała stałe o różnej gęstości od przepływającej cieczy, wpłynie na zredukowanie obszaru gromadzenia się zanieczyszczeń?”

Celem pracy jest:

1. Opracowanie opisu matematycznego przepływomierza z kryzą segmentową skośną oraz określenie parametrów przepływu cieczy i kąta nachylenia płaszczyzny napływowej, które prowadzą do samooczyszczania przepływomierza z cząstek o określonej wielkości.
2. Opisanie równaniem empirycznym *współczynnika przepływu C* na podstawie badań doświadczalnych badanych kryz - uwzględniając przyjęte kąty nachylenia płaszczyzny spływu (γ) oraz wartości przewężenia kryzy (moduł m).

Zakres pracy obejmuje:

1. Wykonanie analizy istniejących publikacji z zakresu pomiaru przepływu przepływomierzami spiętrzającymi ciśnienie,
2. W oparciu o symulację numeryczną CFD (Computational Fluid Dynamics) przeprowadzenie analizy wpływu wartości kąta nachylenia płaszczyzny spływu γ dla kryzy segmentowej skośnej na wartość ciśnienia spiętrzenia przy przepływającym strumieniu.
3. Opracowanie map przepływu uwzględniających prędkość cieczy oraz wielkość i własność cząstek stałych zawiesiny.
4. W oparciu o symulację numeryczną CFD przeprowadzenie analizy wpływu wartości kąta γ dla kryzy segmentowej skośnej na wielkość obszaru gromadzenia się zanieczyszczeń.
5. Przeprowadzenie badań doświadczalnych na stanowisku badawczym dla przepływomierzy ze skośną kryzą segmentową dla różnych kątów płaszczyzny spływu γ i wartości przewężenia.
5. Wyznaczenie parametrów metrologicznych badanych kryz na podstawie wykonanych badań doświadczalnych.

6. Wykonanie weryfikacji i walidacji wyników.

2. POMIAR STRUMIENIA PRZEPŁYWAJĄCEGO PŁYNU PRZESZ KRYŻE POMIAROWĄ

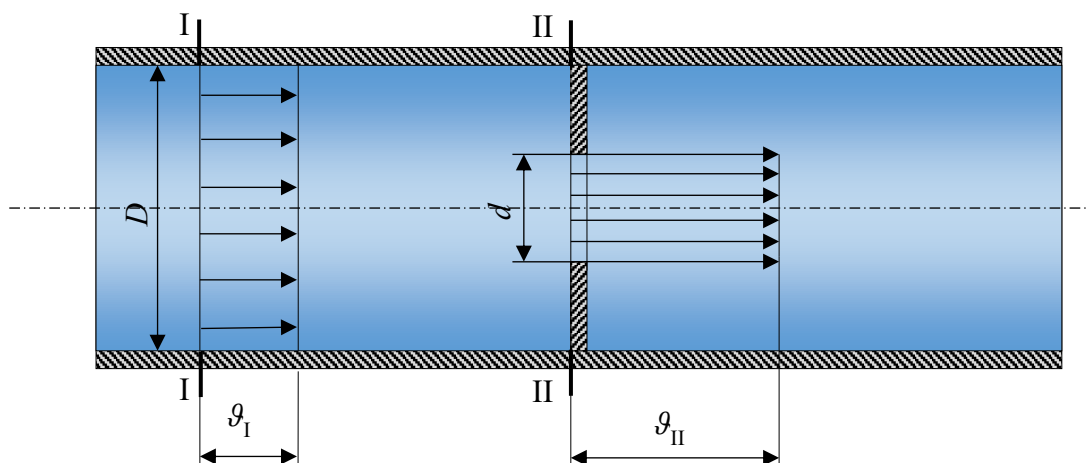
Wartość strumienia masy przepływającego płynu przy użyciu przepływomierza zwężkowego wyznacza się z równania (2.1) wykorzystując pomiar różnicy ciśnienia statycznego przed i za elementem zwężającym przekrój przepływu:

$$q_m = \frac{C}{\sqrt{1 - \beta^4}} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta p \cdot \rho} \quad (2.1)$$

Powyższe równanie dotyczy strumienia przepływającego płynu w kanale o przekroju okrągłym [36, 73, 74].

2.1. Prawo Bernoulliego i równanie ciągłości strugi

Teoretyczne założenia pomiaru dla płynu nieściśliwego, pozbawionego tarcia wewnętrznego przy stałej wartości prędkości dla dowolnego przekroju opisano prawem Bernoulliego i równaniem ciągłości strugi (rys. 2.1) [4].



Rys. 2.1. Schemat zachowania zasady ciągłości przepływu

W przekrój I-I, pole przepływającego płynu opisano wzorem $F_I = \frac{\pi \cdot D^2}{4}$, a w przekroju II-II równaniem $F_{II} = \frac{\pi \cdot d^2}{4}$. W przyjętej jednostce czasu w obu przekrojach przepływa taka sama masa płynu q_m , zatem zachodzi związek:

$$q_m = \rho_I \cdot F_I \cdot v_I = \rho_{II} \cdot F_{II} \cdot v_{II} \quad (2.2)$$

Zakładając nieściśliwość płynu, dla cieczy gęstość w obu przekrojach wynosi tyle samo ($\rho_I = \rho_{II} = const$), równanie (2.2) można zapisać w następującej postaci:

$$q_V = F_I \cdot v_I = F_{II} \cdot v_{II} \quad (2.3)$$

Wprowadzając zależność (2.4) modułu zwężki m między polem przekroju rurociągu, a polem otworu w zwężce otrzymano:

$$\frac{F_{II}}{F_I} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{\frac{\pi D^2}{4}} = \frac{d^2}{D^2} = \beta^2 = m \quad (2.4)$$

W miejscu przewężenia ($F_I > F_{II}$) następuje wzrost prędkości płynu ($v_{II} > v_I$), zgodnie z zasadą zachowania energii, przyrost energii kinetycznej (spowodowanej zwiększeniem się prędkości) powoduje zmniejszenie ilości energii potencjalnej (spadek ciśnienia), zatem:

$$\frac{\rho v_I^2}{2} + p_1 = \frac{\rho v_{II}^2}{2} + p_2 = const \quad (2.5)$$

Uwzględniając w równaniu (2.5), równania (2.3) i (2.4) otrzymano wyrażenie na strumień objętości q_V :

$$q_V = \frac{F_2}{\sqrt{1 - m^2}} \cdot \sqrt{\frac{2(p_1 - p_2)}{\rho}} \quad (2.6)$$

Między strumieniem masy q_m , a strumieniem objętości q_V zachodzi zależność (2.7):

$$q_m = \rho \cdot q_V \quad (2.7)$$

Występująca w tym równaniu gęstość ρ przepływającego płynu zależy od temperatury.

Równanie (2.6) jest tylko teoretycznym równaniem wartości strumienia objętości przepływającego płynu nieściśliwego przez zwężkę. W praktyce wartość strumienia przepływającego płynu wyznaczona z powyższej zależności różni się od rzeczywistego strumienia. Różnica między nimi jest znacząca, do tego stopnia, że otrzymana wartość

teoretyczna obarczona byłaby błędami przekraczającymi dopuszczalne granice zdefiniowanej niepewności pomiaru. Jest to konsekwencją zastosowanych uproszczeń, które zostały przyjęte w matematycznej próbie opisu zjawisk fizycznych występujących podczas przepływu płynu przez zwężkę pomiarową [34, 97].

2.2. Liczba Reynoldsa

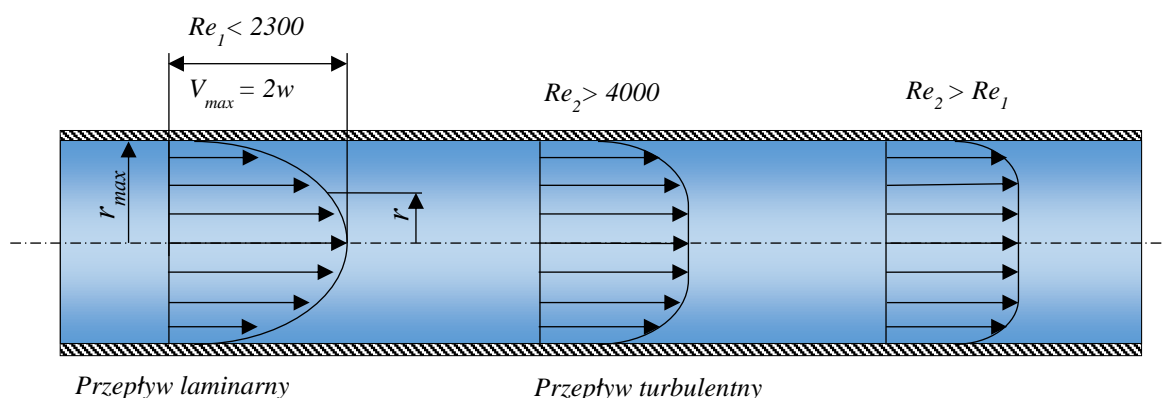
Pierwsze uproszczenie wynika z przyjętych w równaniu (2.5) wartości prędkości ϑ_1 i ϑ_2 wykorzystane podczas wyznaczania strumienia objętości q_V (2.6). W rzeczywistości dla dowolnego punktu w przekroju I i II (rys. 2.1) prędkość nie posiada tej samej, stałej wartości w wybranym przekroju. Wynika to z kształtu uformowanego czoła przepływu (profilu prędkości). W obu przekrojach profil prędkości (rys. 2.2) nie jest linią prostą do osi kierunku przepływu co przedstawiono w założeniach do równania (2.2).

Rzeczywisty, profil prędkości dla przepływu laminarnego przybiera kształt paraboli, a dla przepływu turbulentnego zostaje on wypłaszczony w pobliżu osi symetrii rurociągu. Jest to związane z lepkością płynu, a dokładniej ze stosunkiem siły bezwładności do siły lepkości. Kryterium to określa w sposób ogólny, a zarazem dość jednoznaczny charakter występującego przepływu. Wyrażone jest ono bezwymiarową jednostką zwaną liczbą Reynoldsa (Re):

$$Re = \frac{F_{\text{bezwładności}}}{F_{\text{tarcia}}} = \frac{\vartheta \cdot D}{\nu} \quad (2.8)$$

Przepływ laminarny (uwarstwiony) występuje dla liczby $Re < 2300$. Natomiast przepływ turbulentny (burzliwy) przyjmuje wartość $Re > 4000$.

Stan pomiędzy przepływem laminarnym, a turbulentnym nazwano przepływem przejściowym $2300 < Re < 4000$ [4].



Rys. 2.2. Profil prędkości w zależności od liczby Reynoldsa

W ustabilizowanym przepływie w osi rurociągu, wartość prędkości płynu jest największa niezależnie od charakteru przepływu (laminarnego, czy turbulentnego). Natomiast wartość prędkości na ścianie przewodu jest równa zero.

Dla przepływu laminarnego, przekazywanie prędkości między poszczególnymi warstwami w kierunku od ściany do osi rurociągu odbywa się bez oderwań i zawirowań (przebieg paraboliczny).

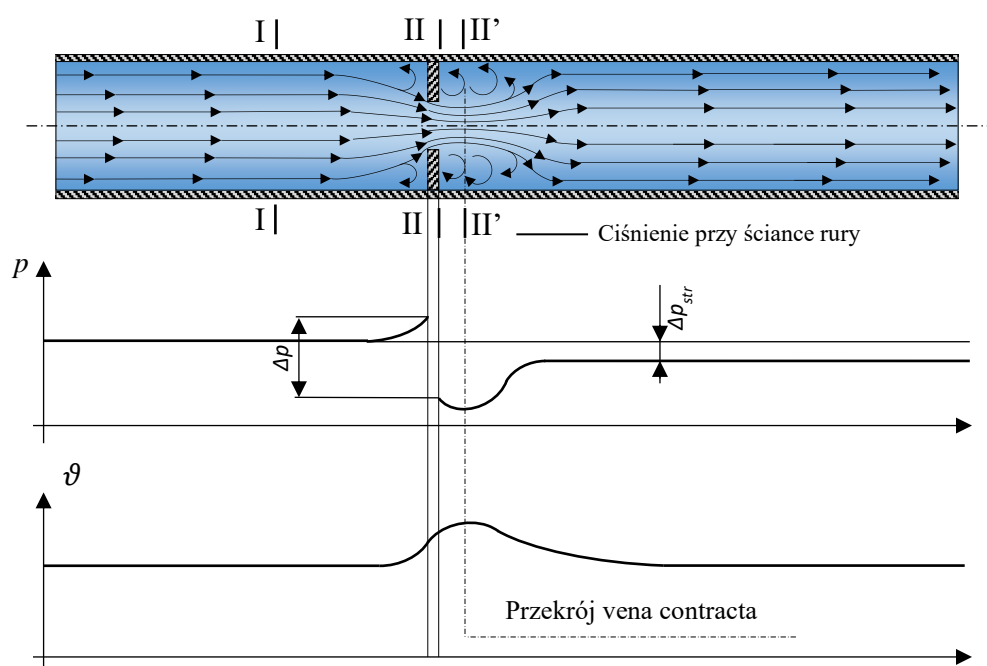
Natomiast w przypadku przepływu turbulentnego wartość prędkości jest na tyle duża, że przekazanie pędu między warstwami odbywa się wraz z generowaniem zawirowań. Dopiero w warstwie przyściennej następuje widoczne spowolnienie i zatrzymanie płynu przy ścianie rurociągu. Tak nierównomierny rozkład prędkości powinien zostać uwzględniony w równaniu (2.6), ponieważ wiąże się to z nierównomiernym rozkładem energii.

2.3. Liczba ekspansji

Ściśliwość badanego płynu w czasie przepływu określona jest współczynnikiem ekspansji ε (liczba ekspansji), który jest wyznaczany doświadczalnie oraz ujęty w normach [73, 74]. Jego wartość zależy od ciśnienia statycznego panującego w instalacji pomiarowej i uwzględnia zmianę gęstości płynu. Dla płynów nieściśliwych (cieczy) przyjmuje się jego wartość równą jedności ($\varepsilon = 1$). Dla płynów ściśliwych (gazy) przyjmuje on wartość zawsze mniejszą od jedności ($\varepsilon < 1$).

2.4. Liczba przepływu α

Kolejnymi zjawiskami, które nie zostały uwzględnione w równaniu (2.6), a wynikają z rzeczywistego występowania przekroju o maksymalnym przewężeniu strugi. Miejsce, w którym występuje koncentracja strumienia przepływającego płynu przez zwężkę nazwano „vena contracta”. Przekrój VC ($II'-II'$) zaznaczono na rys. 2.3, gdzie przedstawiono schematyczny rozkład ciśnienia i prędkości przy przepływie płynu przez przepływomierz z kryzą centryczną.



Rys. 2.3. Przebieg linii prądu, ciśnienia i prędkości średniej przy przepływie płynu przez rurociąg z zamontowaną kryzą

Najniższa wartość ciśnienia statycznego, nie znajduje się w przekroju II-II, gdzie dokonywany jest pomiar ciśnienia statycznego p_2 . Przepływający płyn formuje swoją strugę przepływając przez otwór kryzy F_{II} (przekrój II-II), ale jej koncentracja znajduje się w obszarze odsuniętym od kryzy w przekroju $II'-II'$. Maksymalne przewężenie pola strumienia płynu oznaczono $F_{II'-II'}$. W tej płaszczyźnie prędkość osiąga maksimum ($v_{II'}$), a ciśnienie statyczne minimalną wartość zgodnie z zasadą zachowania pędu. Korzystając z równania ciągłości przepływów (2.2) opisano pole $F_{II'-II'}$ równaniem (2.9):

$$F_{II} \cdot v_{II} = F_{II'-II'} \cdot v_{II'} \quad (2.9)$$

Wartość pola przekroju $F_{II'-II'}$ jest uzależnione od warunków przepływu płynu przez przekrój otworu w zwężce. Wprowadzono zatem współczynnik zwężenia μ^* definiując zależność (2.10):

$$F_{II} = F_{II'-II'} \cdot \mu^* \quad (2.10)$$

Podstawiając pod równanie (2.9) zależności (2.4) i (2.10) otrzymano równanie opisujące średnią wartość prędkości w przekroju II-II

$$\vartheta_{II} = \vartheta_{II'-II'} \cdot \mu^* \cdot m \quad (2.11)$$

Uwzględniając powyższe obliczenia oraz równanie Bernoulliego określono wartość prędkości w płaszczyźnie przekroju „vena contracta” jako:

$$\vartheta_{II'-II'} = \frac{1}{\sqrt{1 - \mu^2 - m^2}} \cdot \sqrt{\frac{2g(p_1 - p_2)}{\rho}} \quad (2.12)$$

Wprowadzono dodatkowy współczynnik ξ korygujący odchyłki od stanu idealnego spowodowane zmianą prędkości przed zwężką z powodu lepkości czynnika powodującej niejednorodny rozkład ciśnienia:

$$\xi = \frac{\vartheta_{II}}{\vartheta_{II'-II'}} \quad (2.13)$$

Po wprowadzeniu do równania (2.6) dodatkowych współczynników μ^* i ξ wzór na strumień objętości przybiera postać:

$$q_v = \frac{\xi \cdot \mu^*}{\sqrt{1 - \mu^{*2} - m^2}} \cdot F_{II} \cdot \sqrt{\frac{2g(p_1 - p_2)}{\rho}} \quad (2.14)$$

Współczynniki μ^* i ξ są odchyłkami praktycznie występujące jednocześnie zatem wprowadzono wspólną poprawkę zwaną liczbą przepływu α opisaną równaniem (2.15) [47, 92]:

$$\alpha = \frac{\xi \cdot \mu^*}{\sqrt{1 - \mu^{*2} - m^2}} \quad (2.15)$$

2.5. Współczynnik przepływu C^* dla kryzy segmentowej według PN-93/M-53950

Międzynarodowe badania poświęcone między innymi relacji między wartością strumienia przepływającego płynu, a liczbą Reynoldsa, czy przewężeniem kryzy zajęły metrologom wiele lat. Efektem tych prac jest standaryzacja zwęzek pomiarowych przez opisanie ich, wraz z metodami pomiarowymi w Normach Międzynarodowych co jest jedną z głównych zalet tego typu przepływomierzy.

Rozbieżności wynikające z nieuwzględnienia zjawisk fizycznych towarzyszących rzeczywistemu przepływowi płynów zdefiniowano liczbą przepływu α , którą następnie zastąpiono współczynnikiem przepływu C^* . Prawidłowe określenie tego parametru dla kryzy segmentowej udało się wyznaczyć za pomocą wzorów empirycznych (2.16) uwzględniających moduł kryzy m na podstawie przeprowadzonych badań metodami eksperymentalnymi [73]:

$$C^* = \sqrt{1 - m^2} \cdot (0,6057 + 0,2214 \cdot m^2 + 0,1944 \cdot m^4) \quad (2.16)$$

Powiązanie współczynnika przepływu C^* z liczbą przepływu α przedstawiono równaniem (2.17):

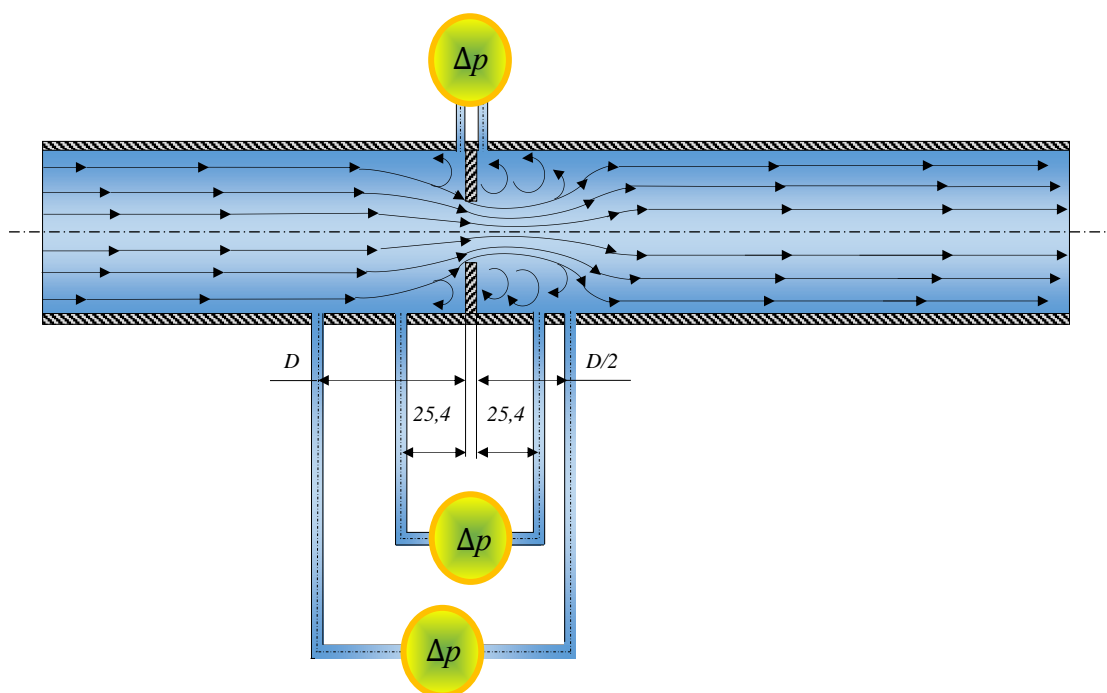
$$C^* = \alpha \cdot \sqrt{(1 - m^2)} \quad (2.17)$$

2.6. Punkty poboru różnicy ciśnienia według normy

Prędkość płynu przepływającego przez przewężenie zwężki zgodnie z prawem Bernoulliego wzrasta powodując zmniejszenie ciśnienia statycznego. Prowadząc obserwację ciśnienia statycznego w strefie przed przewężeniem i w obszarze bezpośrednio za nim można dostrzec zależność pomiędzy różnicą ciśnienia między tymi dwoma punktami, a wartością prędkości przepływającego płynu. Po uwzględnieniu pola przekroju przewężenia zwężki otrzymano wartość strumienia objętości lub masy.

Powyższe informacje dotyczące sposobu działania przepływomierza zwężkowego mają na celu uświadomienie obserwatorowi, jak ważną i istotną rolę odgrywają w procesie pomiaru punkty poboru ciśnienia. Szczegółowe informacje, zalecenia dotyczące pomiaru oraz wytyczne dotyczące punktów poboru znajdują się w międzynarodowej normie EN-ISO 5167 [74]. W normie przewiduje się dla przepływomierzy zwężkowych wykorzystujących kryzę pomiarową jako element spiętrzający, trzy warianty ułożenia par

króćców do poboru ciśnienia statycznego. Punkty te mogą znajdować się bezpośrednio przy kryzie w strefie dopływowej i odpływowej lub w pewnych odległościach od niej (rys 2.4). Punktem poboru ciśnienia jest otwór znajdujący się na ścianie rurociągu skierowany prostopadle do jego osi. Średnica otworu impulsowego, dopuszczalne błędy wykonania i umiejscowienia szerzej zostały ujęte w normie ISO 5167-2.



Rys. 2.4. Miejsca występowania punktów poboru ciśnienia

Dla pomiaru przytarczowego punktowego - oba otwory impulsowe znajdują się bezpośrednio przy kryzie pomiarowej. W punkcie pomiarowym przed kryzą dokonywano pomiaru w strefie spiętrzenia przed kryzą (wyższe ciśnienie statyczne) – otwór impulsowy jest styczny z płaszczyzną dopływową kryzy. Natomiast w punkcie poboru ciśnienia za kryzą mierzone są wartości ciśnienia statycznego, które jest niższe od wartości zmierzonej przed kryzą pomiarową. Otwór impulsowy jest również styczny do płaszczyzny kryzy po stronie odpływowej.

Spiętrzenie spowodowane nagłym zmniejszeniem przekroju przepływu wywołuje wzrost prędkości w otworze przewężenia, powodując również zawirowania za kryzą, generujące trwałą stratę ciśnienia. W przedstawionej normie [74] dodatkowo zaleca się wykonanie pomiaru uśrednionego w płaszczyznach poboru ciśnienia, szczególnie dla dużych średnic. W tym celu wykonywane są cztery otwory umieszczone na obwodzie

co 90° na ścianie rurociągu i łączone we wspólny pierścień, uśredniający wartość wskazania ciśnienia statycznego.

Tzw. kołnierzowy pomiar różnicowego ciśnienia statycznego charakteryzuje się stałym i symetrycznym umiejscowieniem otworów impulsowych, w obu strefach niezależnie od średnicy rurociągu. Odległość jest mierzona od płaszczyzn kryzy do osi otworów impulsowych i wynosi 25,4 mm (1 cal).

W ostatniej konfiguracji ($D - D/2$) otwory odsunięte są od kryzy niesymetrycznie, a ich odległości zależą od średnicy rurociągu. Otwór w strefie wyższego ciśnienia, czyli przed kryzą znajduje się w odległości równej średnicy wewnętrznej D rurociągu. Drugi otwór za kryzą znajduje się w odległości równej połowie średnicy rurociągu $D/2$ [74, 77, 93].

2.7. Stała strata ciśnienia w przepływającym strumieniu

Strumień płynu przepływając przez przepływomierz napotyka na element pomiarowy (zwężkę), która w zależności od sposobu działania przepływomierza generuje większe lub mniejsze straty w układzie przepływowym.

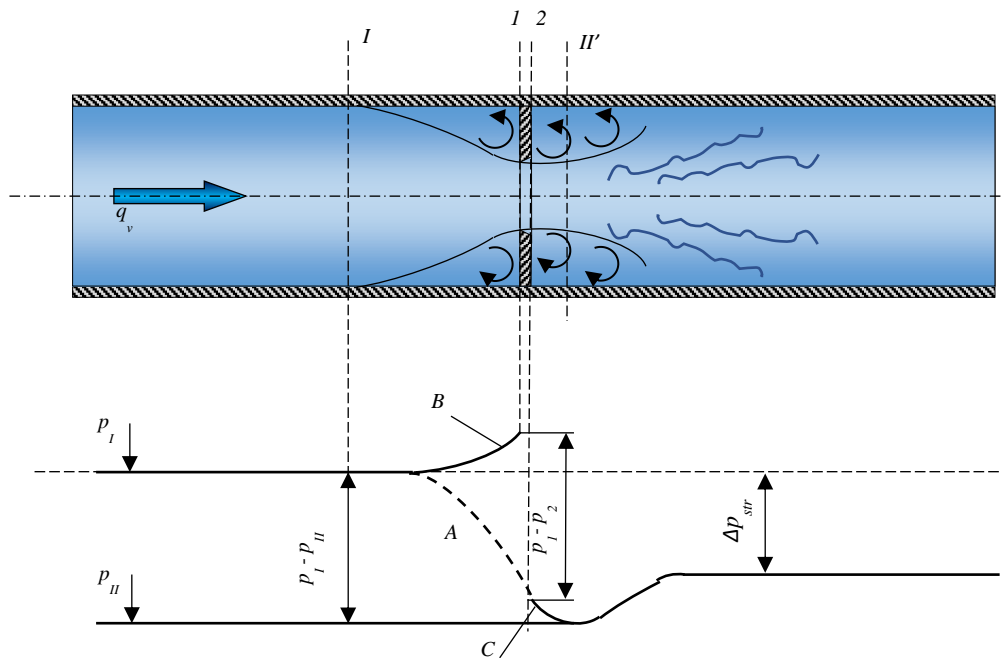
Na wartość tej straty składają się pojedyncze składowe m.in. tarcie płynu o ściany przepływomierza, strata energii na elemencie spiętrzającym, zawirowania powstające na skutek oderwania strugi w kryzie, czy nagła zmiana średnicy przepływu.

W niektórych konstrukcjach przepływomierzy, gdzie pomiar płynu odbywa się bezkontaktowo (elektromagnetyczne, ultradźwiękowe) straty te nie występują lub są niskie i pomijane. Jednak podczas projektowania instalacji z wykorzystaniem przepływomierza charakteryzującego się dużą wartością stałej straty ciśnienia należy uwzględnić wartości tych oporów w procesie projektowania instalacji.

Straty ciśnienia zaliczane są do parametrów generujących dodatkowe koszty eksploatacji. Do takich przepływomierzy zaliczają się przepływomierze zwężkowe [93, 94].

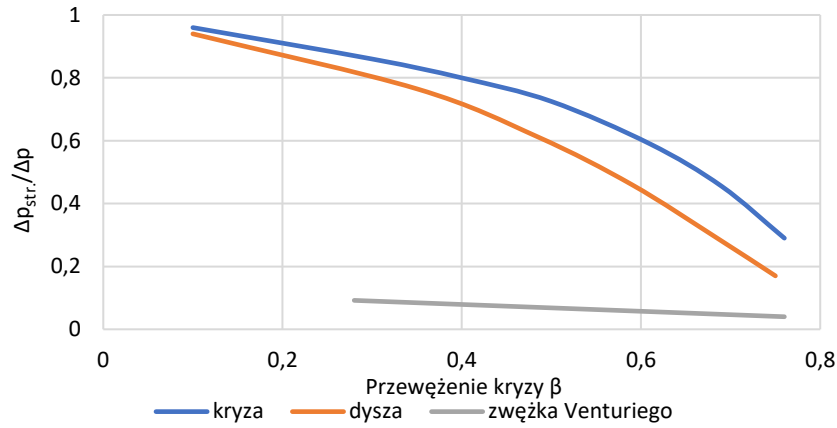
Stałą stratę ciśnienia określa stosunek $\Delta p_{str}/\Delta p$ (rys. 2.5). Mianownikiem w tym równaniu jest wartość spiętrzenia na zwężce Δp . Pomiaru ciśnienia różnicowego strat Δp_{str} dokonuje się w strefach niezaburzonego przepływu po obu stronach zwężki. Otrzymana różnica to wartość ciśnienia straconego podczas przepływu płynu przez zwężkę dla danej wartości natężenia przepływu. W strefie przed kryzą przyjmuje się odległość $2,5 \cdot D$ licząc od płaszczyzny kryzy dopływowej, gdzie jeszcze nie występują zaburzenia rozkładu

ciśnienia statycznego spowodowane przewężeniem zwężki. Przyjęta odległość za zwężką pozwalająca na pomiar ciśnienia statycznego (niebędącego pod wpływem działania zaburzeń i zawirowań wywołanych zwężką) wynosi $8 \cdot D$ [47, 93].



Rys. 2.5. Rozkład ciśnienia statycznego podczas przepływu przez kryżę

Na wykresie (rys. 2.6) zobrazowano graficzne przedstawienie funkcji $\beta = f(\Delta p_{str}/\Delta p)$ dla typowych zwężek pomiarowych. Podczas dokonywania pomiaru przy użyciu zwężki Venturiego występują najniższe straty energii. Jej geometryczna konstrukcja przewężenia (zastosowaniem kątów pochylenia konfuzora ok. 21° i dyfuzora od 7° do 15°) nie powoduje oderwań i zawirowań w warstwach przepływającego strumienia. Inaczej jest w przypadku kryzy, gdzie zmiana przekroju następuje nagle, a zawirowania temu towarzyszące powodują dużo większą stałą stratę ciśnienia [48, 71, 93].



Rys. 2.6. Stosunek nieodwracalnych strat ciśnienia Δp_{str} do pomiarowego spiętrzenia Δp dla różnych rodzajów zwęzek w funkcji przewężenia

2.8. Liczba kryterialna Archimedesesa

Przy pomocy liczby kryterialnej Archimedesesa wyznaczono zbiór cząsteczek zawieszonych w cieczy o gęstości ρ i lepkości dynamicznej μ (2.18):

$$Ar = \frac{g(\rho - \rho_{cz}) \cdot \rho \cdot L_V^3}{\mu^2} \quad (2.18)$$

Do rozważań przyjęto, że pojedyncza cząsteczka przyjmuje kształt kuli. Wartości wymiaru charakterystycznego L_V wyznaczono jako stosunek objętości kuli V_{cz} (cząstki) do jej powierzchni całkowitej P_{cz} (2.19):

$$L_V = \frac{V_{cz}}{P_{cz}} = \frac{\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot r_{cz}^3}{4 \cdot \pi \cdot r_{cz}^2} = \frac{d_{cz}}{6} \quad (2.19)$$

Po uproszczeniach zależność liczby Archimedesesa (2.18) możemy zapisać w postaci (2.20):

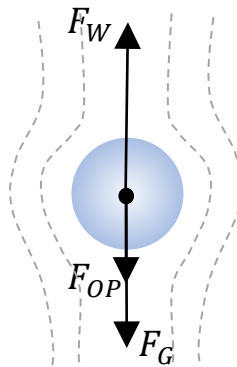
$$Ar = \frac{g(\rho - \rho_{cz}) \cdot \rho \cdot d_{cz}^3}{216 \cdot \mu^2} \quad (2.20)$$

3. PROCES SAMOOCZYSZCZANIA KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ

Na potrzeby dalszych rozważań przyjęto, że cząstki będące wtrąceniami w przepływającym płynie mają kształty kulisty o stałej gęstości ρ_{cz} i średnicy d_{cz} . Ruch cząstki znajdującej się w płynie może odbywać się po wymuszonych torach krzywoliniowych wynikających z rozkładu prędkości lub ze swobodnego opadania. Zatem sposób przemieszczania się cząsteczek w określonym obszarze uzależniony jest od prędkości płynu opływającego cząsteczkę. Przy wyznaczaniu przemieszczania cząsteczki ograniczono się tylko do prędkości wynikającej z bilansu sił działających na cząsteczkę zanurzoną w płynie przy statycznym podejściu do tego problemu [2, 15, 23, 24, 69, 70, 81].

3.1. Bilans sił dla zanurzonego ciała stałego w płynie

Swobodne unoszenie cząsteczki występuje, gdy siła wyporu F_W (3.3) - ciężar wypartej cieczy o gęstości ρ jest większa od sumy siły grawitacji F_G (3.2) - ciężar cząsteczki o gęstości ρ_{cz} i siły oporu F_{OP} (3.4) - zależna od prędkości opływanej cieczy. Rozkład tych sił (3.1.) przedstawiono na rysunku 3.1:



Rys. 3.1 Siły działające na cząsteczkę kulistą podczas opadania w płynie

$$F_G = F_W + F_{OP} \quad (3.1)$$

gdzie:

$$F_G = \rho_{cz} \cdot g \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^3}{6} \quad (3.2)$$

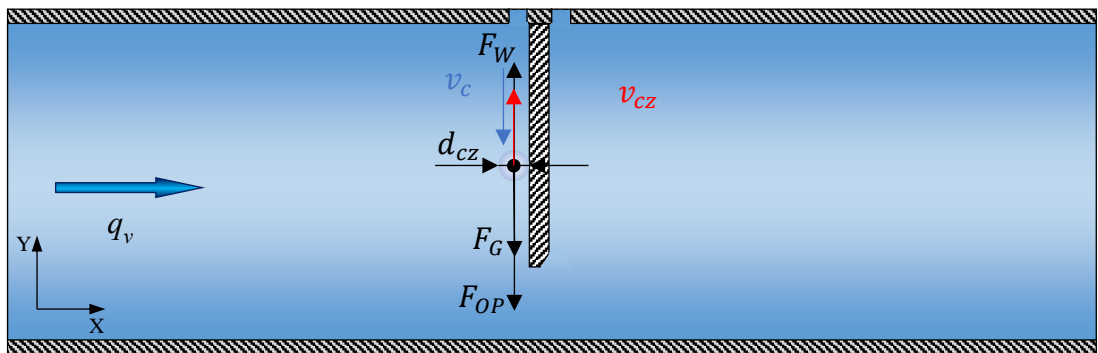
$$F_W = \rho \cdot g \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^3}{6} \quad (3.3)$$

$$F_{OP} = C_D \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^2}{4} \cdot \rho \cdot \frac{v_c^2}{2} \quad (3.4)$$

Na podstawie równania siły wyporu F_W i grawitacji F_G określono zwrot przemieszczania się cząsteczki.

W sytuacji, gdy $\rho_{cz} - \rho > 0$ cząsteczka przemieszcza się w tym samym kierunku co zwrot wektora siły ciężkości i opada w postaci osadu dennego. Zostaje porywana przez płynącą ciecz zgodnie z kierunkiem przepływu. Natomiast w przypadku, gdy $\rho_{cz} - \rho < 0$ ciecz wypiera zanurzone ciało stałe (przemieszcza się zgodnie z kierunkiem działania siły wyporu). Przepływająca ciecz przez rurociąg pomiarowy przemieszcza unoszącą się cząsteczkę wzdłuż osi rurociągu, która zostaje zatrzymana w górnej jej części przed kryzą segmentową (płaszczyzną napływową) – w obszarze „magazynowania”.

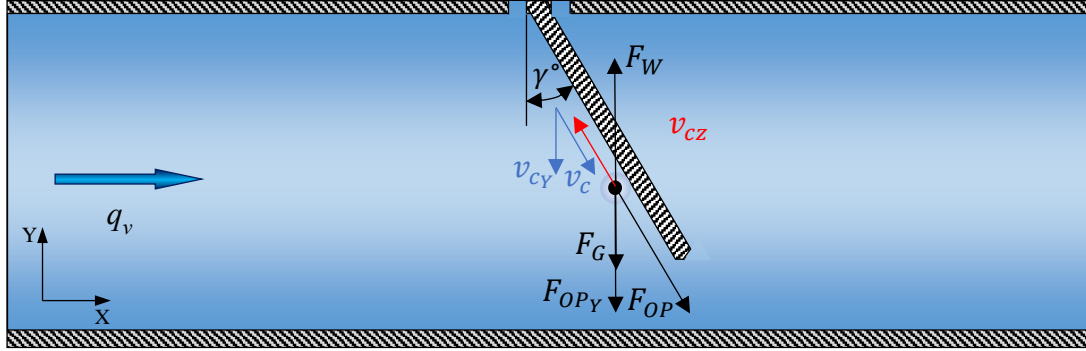
Analizę procesu samooczyszczania kryzy pomiarowej przeprowadzono tylko dla warunku w którym różnica gęstości $\rho_{cz} - \rho < 0$.



Rys. 3.2. Siły działające na cząsteczkę kulistą podczas swobodnego unoszenia w płynie bezpośrednio przed kryzą segmentową

Siłą przeciwdziałającą wypieraniu ciała stałego (unoszeniu) jest siła wynikająca z opływania cząsteczki przez ciecz. Dla kryzy segmentowej siła F_{OP} (3.4) posiada zwrot zgodny z siłą grawitacji F_G , a jej wartość uzależniona jest od wartości wynikającej z bilansu siły F_W i F_G (rys. 3.2).

Nachylając płaszczyznę napływową kryzy pomiarowej, cząsteczka znajdująca się bezpośrednio przed kryzą segmentową skośną, posiada wektor prędkości unoszenia v_c równoległy do nachylonej płaszczyzny napływowej kryzy (rys. 3.3).



Rys. 3.3. Siły działające na cząsteczkę kulistą podczas swobodnego unoszenia w płynie bezpośrednio przed kryzą segmentową skośną

Rozważając przyjęty układ rozkładu sił pomijamy opory tarcia przy kontakcie ciała stałego z powierzchnią płaszczyzny nachylonej kryzy pomiarowej w warstwie przyściennej. Siłą korygującą wartość bilansu sił F_W i F_G dla cząstki przy kryzie segmentowej skośnej, jest pionowa siła składowa F_{OP_Y} (3.6). Zatem wraz ze wzrostem kąta nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej skośnej (γ) wartość siły F_{OP_Y} maleje. W rozpatrywanym przypadku siły działające na cząsteczkę zostały opisane równaniem (3.5):

$$F_G = F_W + F_{OP_Y} \quad (3.5)$$

gdzie:

$$F_{OP_Y} = F_{OP} \cdot \cos \gamma \quad (3.6)$$

3.2. Wyznaczanie granicznej wartości lokalnej prędkości cieczy v_c

Dla kryzy segmentowej (rys. 3.2) wyznaczono prędkość lokalną cieczy opływającej cząsteczkę (v_c) która jest równa prędkości unoszenia cząsteczki v_{cz} , ale o przeciwnym zwrocie. Jest ona zależna od siły oporu wynikającej z bilansu sił (3.1) działających na cząsteczkę ciała stałego zanurzonego w płynie (3.7):

$$\rho_{cz} \cdot g \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^3}{6} = \rho \cdot g \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^3}{6} + C_D \cdot \frac{\pi \cdot d_{cz}^2}{4} \cdot \rho \cdot \frac{v_c^2}{2} \quad (3.7)$$

Z równania (3.1) wyznaczono prędkość lokalną cieczy v_c (3.8), która opływa wypieraną cząsteczkę:

$$v_c = \sqrt{\frac{(\rho - \rho_{cz}) \cdot g \cdot 4 \cdot d_{cz}}{3 \cdot C_D \cdot \rho}} \quad (3.8)$$

Uznano, że wyliczona prędkość v_c jest wartością graniczną, która spełnia warunek równowagi bilansu sił. W celu porwania swobodnie pływającej cząsteczki równanie (3.8) przyjmuje postać:

$$v_c > \sqrt{\frac{(\rho - \rho_{cz}) \cdot g \cdot 4 \cdot d_{cz}}{3 \cdot C_D \cdot \rho}} \quad (3.9)$$

Wartość współczynnika oporów C_D przyjęto w oparciu o liczbę Re_{cz} [42] którą obliczano dla średnicy cząsteczki i prędkości opływającej ją cieczy (3.10):

$$Re_{cz} = \frac{\vartheta_c \cdot d_{cz}}{\nu} \quad (3.10)$$

W tabeli 3.1 przedstawiono równania służące do wyznaczania wartości C_D w zależności od wartości liczby Reynoldsa Re_{cz} dla przepływającej cząsteczki.

Tabela 3.1.

Zakresy stosowania i wartość współczynników oporu C_D od Re_{cz} [42]

Obszar	Re_{cz}	C_D
Ruch laminarny zgodny z prawem Stokesa	$Re_{cz} \leq 0,3$	$\frac{24}{Re_{cz}}$
Ruch przejściowy zgodny z prawem Allena	$0,3 < Re_{cz} \leq 5$	$\frac{26,5}{Re_{cz}^{0,88}}$
	$5 < Re_{cz} \leq 100$	$\frac{18,6}{Re_{cz}^{0,64}}$
Ruch burzliwy zgodny z prawem Newtona	$100 < Re_{cz} \leq 2 \cdot 10^4$	$\frac{18,6}{Re_{cz}^{0,64}} + \frac{4}{9} \cdot \frac{Re_{cz}^{0,8}}{330 + Re_{cz}^{0,8}}$
	$Re_{cz} > 2 \cdot 10^4$	$\frac{4}{9}$

W przypadku kryzy segmentowej skośnej (rys. 3.3) przepływająca ciecz, porywa cząsteczkę która posiada kierunek i zwrot równoległy do składowej pionowej siły F_{OP_Y} . W celu uproszczenia obliczeń, wartość prędkości opływającej cieczy v_{cy} dla kryzy segmentowej skośnej wyznaczono z zależności (3.11):

$$v_{c\gamma} = v_c \cdot \cos \gamma \quad (3.11)$$

Zatem ciała stałe zalegające w górnej części rurociągu przed kryzą pomiarową znajdują się w strefie (obszarze), gdzie lokalne prędkości cieczy opływające cząsteczki posiadają wartość niższą lub równą prędkości granicznej $v_c / v_{c\gamma}$.

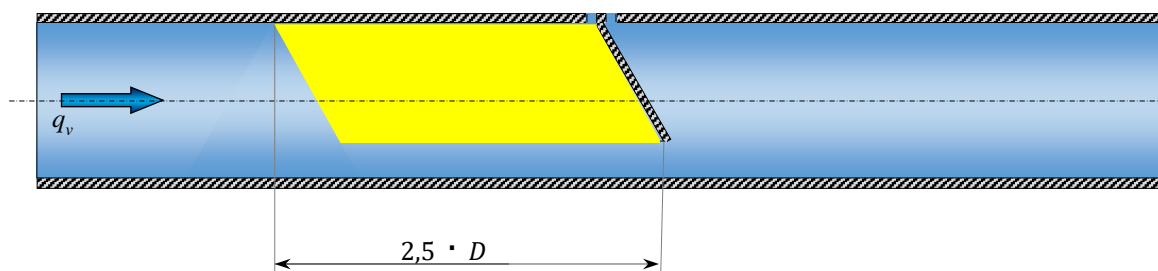
3.3. Wskaźnik porównawczy procesu samooczyszczania kryzy segmentowej skośnej

Istota zjawiska samooczyszczania kryzy segmentowej skośnej polega na ograniczeniu obszaru przed kryzą pomiarową w którym występują niewystarczające wartości prędkości lokalnych płynu, które generują wartość siły opływu niepozwalającą na uzyskanie warunku *constans* dla bilansu sił (3.1).

Jako wskaźnik wpływu nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej skośnej o kącie γ przyjęto współczynnik porównawczy $\psi_{\gamma=n^\circ}$ (3.12). Jest to stosunek zmiany wielkości obszaru „magazynowania” unoszących się cząsteczek przed kryzą segmentową z kryzą segmentową skośną o nachylonej płaszczyźnie napływowej ($A_{\gamma=n^\circ}$) względem obszaru „magazynowania” dla kryzy segmentowej $A_{\gamma=0^\circ}$.

$$\psi_{\gamma=n^\circ} = \frac{A_{\gamma=0^\circ} - A_{\gamma=n^\circ}}{A_{\gamma=0^\circ}} \cdot 100 [\%] \quad (3.12)$$

Obszar „magazynowania” cząsteczek ($A_{\gamma=n^\circ}$) ograniczono powierzchnią znajdującą się w odległości $2,5 \cdot D$ przed maksymalnym przewężeniem kryzy segmentowej i zawężono go jedynie do górnej części rurociągu w którym gromadzą się cząsteczki o gęstości mniejszej od gęstości płynu – obszar zaznaczony kolorem żółtym (rys. 3.4).



Rys. 3.4. Obszaru „magazynowania” złożeń przed kryzą pomiarową

Analizy wielkości obszarów $A_{\gamma=n^\circ}$ przeprowadzono korzystając z map prędkości lokalnych wyznaczonych przy użyciu oprogramowania do symulacji numerycznej CFD (ANSYS Fluent 2020R1). Programowo ograniczono wartości wektorów prędkości do granicznej wartości prędkości unoszenia v_c . Obszar opisano zatem zależnością $0 \leq v \leq v_c$, gdzie wartość v_c obliczono na podstawie równania 3.9.

4. METODOLOGIA

W celu rozwiązania problemu badawczego jaki został przedstawiony w pracy oraz uzyskania odpowiedzi na zadane pytania w celach pracy i jej tezach przeprowadzono symulacje numeryczne i wykonano badania przepływowe badanych obiektów.

Przeprowadzenie symulacji numerycznych CFD w rozprawie ma na celu:

- uzyskanie wskazówek dotyczących budowy stanowiska pomiarowego dla kryz segmentowych skośnych przy średnicy rurociągu DN 50,
- przedstawienie w postaci graficznej zjawisk fizycznych, do których dochodzi wewnątrz badanego prototypowego przepływomierza podczas przepływu płynu przez kryzę segmentową i segmentową skośną,
- wytypowanie najkorzystniejszego miejsca ulokowania punktów poboru ciśnienia p^+ przed kryzą pomiarową i p^- za kryzą pomiarową, ich różnica wyznacza pomiarowe spiętrzenie ciśnienia statycznego Δp ,
- wykonanie badań numerycznych przepływomierza KSS dla średnic rurociągu 50, 150 i 300 mm w celu uniknięcia kosztownych badań doświadczalnych,
- wyznaczenie charakterystyki przepływowej kompaktowego przepływomierza z kryzą segmentową skośną dla różnych modułów i kątów nachylenia płaszczyzny napływowej przy ustalonych wartościach strumienia q_v w oparciu o uzyskane wyniki z symulacji CFD,
- określenie względnego błędu z porównania wyników otrzymanych w procesie symulacji dla kryzy segmentowej skośnej w stosunku do wyników z badań doświadczalnych,
- wykorzystanie do analizy procesu samooczyszczania map graficznych rozkładów prędkości w obszarze kryzy pomiarowej.

Uzyskane wyniki i opracowane wnioski mają posłużyć w dalszej części pracy jako wskazówki do przygotowania i przeprowadzenia badań doświadczalnych na przepływowym stanowisku hydraulicznym. Po weryfikacji zbieżności uzyskanych danych z symulacji numerycznych CFD z danymi zebranymi z badań doświadczalnych, mapy graficzne rozkładów prędkości posłużą do określenia wpływu nachylenia płaszczyzny spływu na pożądane zjawisko „samooczyszczania się” kryzy segmentowej skośnej podczas przepływania mieszaniny ciecz -cząstki stałe.

Wykonanie pomiarów doświadczalnych pozwoli na wykreślenie charakterystyk przepływowych kryz segmentowych i kryz segmentowych skośnych o zadanych kątach γ i modułach m . W oparciu o uzyskane wyniki sporządzone zostaną wykresy przedstawiające stosunek stałej straty ciśnienia względem zmierzonego ciśnienia spiętrzenia (sygnału pomiarowego) oraz wyznaczonych wartości współczynnika przepływu C w funkcji liczby Re .

Otrzymane wnioski po przeprowadzonych analizach z badań doświadczalnych oraz symulacji numerycznych CFD badanych zwęzek posłużą do sformułowania odpowiedzi na przedstawiony problem badawczy oraz postawione pytania w rozprawie .

4.1. Symulacje numeryczne CFD

4.1.1. Określenie celów i założeń do wstępnych badań CFD dla badanych kryz

Badania numeryczne stosowane w mechanice płynów (CFD) stały się bardzo popularnym i silnym narzędziem wykorzystywanym w opracowywaniu nowych przepływowych układów pomiarowych. Pozwala to w znacznym stopniu obniżyć koszty w prototypowaniu instrumentów pomiarowych oraz skrócenie czasu potrzebnego na przeprowadzenie badań pozwalających na określenie przydatności oraz wprowadzenie istotnych zmian w opracowywanym rozwiązaniu. Dzieje się tak, gdyż symulacje CFD poza wyznaczeniem rozwiązania w postaci wyników końcowych z akceptowalnym błędem dostarczają również wizualnego przedstawienia przepływu dając wiedzę o zachodzących zjawiskach wewnątrz badanego obiektu np. miejsca występowania silnych zaburzeń.

Wielowątkowość złożonych procesów fizykalnych podczas przepływów powoduje wiele trudności w obliczeniach matematycznych. W obliczeniach numerycznej dynamiki płynów istotne jest wybranie odpowiedniej metody obliczeniowej, określenie domeny obliczeniowej i opisanie warunków początkowych. W przeprowadzanych badaniach numerycznych wykorzystywano podejście Eulera, gdzie domena obliczeniowa jest ograniczona przez zbiór punktów (siatkę). Zastosowane siatki obliczeniowe wykonane zostały metodą MOV (finite volume method), która opiera się na teorii Gaussa określając m.in. za pomocą punktów badaną objętość, a obliczenia wykonywane są najczęściej w centrach pojedynczej składowej komórki. Metoda CFD posiada swoje niedoskonałości spowodowane procesem przybliżania otrzymywanych wartości w pojedynczych komórkach siatki. Sama siatka powinna być na tyle drobnoziarnista, aby odległość między punktami nie wprowadzała zmian w osiągniętych wynikach. Istotne również jest wybranie odpowiedniego modelu przepływu, w którym przez zastosowanie odpowiednich równań dokonywane są obliczenia [28, 32, 36, 43, 61, 87].

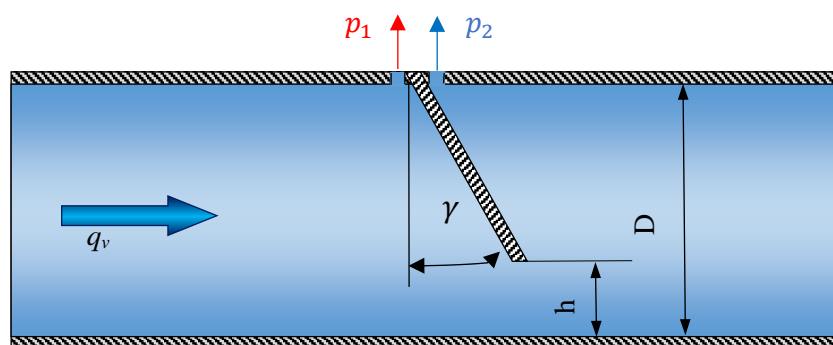
Przed przestąpieniem do badań numerycznych CFD badanych obiektów, przygotowano środowisko numeryczne w postaci:

- wykonania modelu 3D będącego wypełnieniem kanału pomiarowego opartego na parametryzacji szkicu kryzy pomiarowej,
- ustawienia warunków brzegowych z zastosowaniem profili prędkości na wejściu, skracając przez to wymaganą minimalną długość odcinka prostego przed kryzą,

- zamodelowania i wyboru odpowiedniej wielkości siatki numerycznej z warstwą przyścienną uwzględniającą zmienne wartości prędkości przepływającego płynu przez otwór kryzy pomiarowej w zależności od przyjętego strumienia objętości przepływającego płynu przy zachowaniu wartości współczynnika $y^+ < 5$,
- wyboru odpowiedniego modelu turbulentnego poprzez wyznaczenie błędu porównania otrzymanych wyników z symulacji numerycznej CFD dla kryzy segmentowej względem obliczeń inżynierskich w oparciu o normę PN.

4.1.2. Modele 3D badanych obiektów

Do budowy modeli 3D użyto modułu CAD DesignerModeler z pakietu oprogramowania ANSYS. Zamodelowana wirtualnie objętość cieczy (rys. 4.1), odpowiada swoim kształtem, objętości wewnętrznej rurociągu z zamontowanym przepływomierzem.



Rys. 4.1. Szkic z sparametryzowanymi wymiarami: modulem $m = f(h)$ i kątem nachylenia płaszczyzny spływu γ

Średnica zewnętrzna wirtualnej objętości cieczy odpowiada wewnętrznej średnicy (D) fizycznego rurociągu (ϕ_{wew} rurociągu = ϕ_{zew} objętości = odpowiada średnicy rurociągu DN50). Wewnątrz kanału pominięto szczeliny wynikające z miejsc łączenia kołnierzy instalacyjnych przepływomierza z instalacją rurową. Odcinek przed kryzą (dolotowy) przyjęto, jako równy $3,5 \cdot D$ ($175mm$), a za kryzą (wylotowy) równy $8,5 \cdot D$ ($425mm$). Podczas budowy modelu 3D badanego układu wykorzystano opcję sparametryzowania wymiarów podczas projektowania modelu.

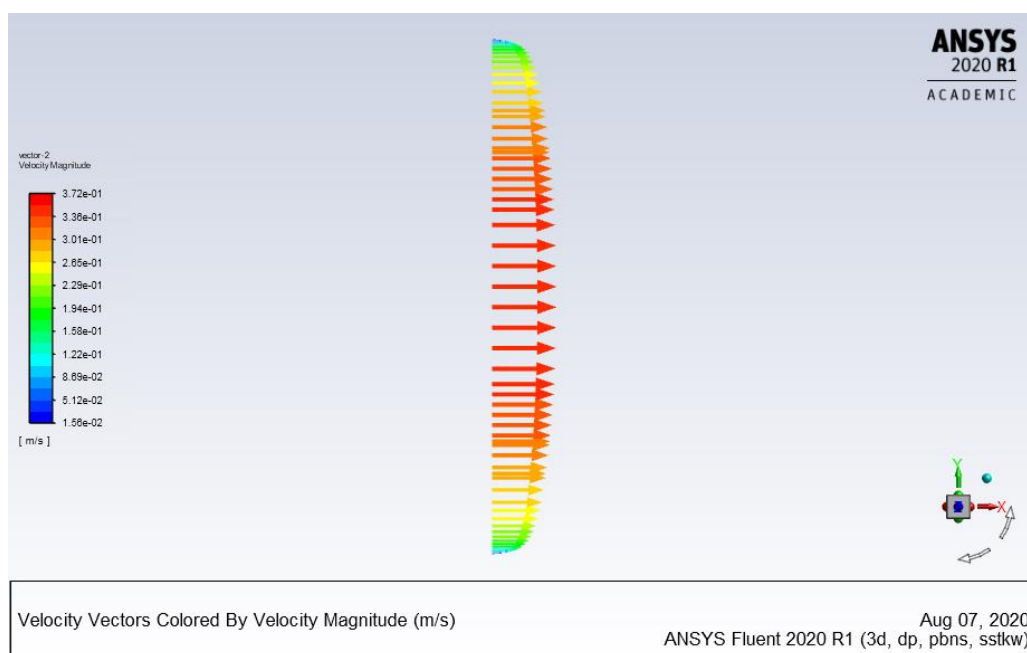
W miejscu występowania KSS utworzono wycinek modelu odpowiedzialny za „odcisk” po kryży pomiarowej. Relacje między tymi dwoma wymiarami umożliwia sterowanie kątem γ nachylenia płaszczyzny kryzy oraz wysokością h otworu przepływowego

z poziomu platformy Workbench. Tak powstały model modułowego przepływomierza pozwala na wygenerowanie wszystkich odmian siatek dla modeli badanego układu przepływomierza ze standardową kryzą segmentową i z kryzą segmentową skośną przy parametrach zgodnych z założeniami w rozprawie.

4.1.3. Warunki brzegowe

Zdefiniowanie warunków brzegowych pozwala na określenie ruchu wewnątrz domeny (modelu 3D). Parametry te mają wpływ na szybkość uzyskania zbieżności podczas obliczeń. W rozprawie wybrano konfigurację wlot-wylot (która jest odpowiednia dla płynów nieściśliwych) i przyjęto, że:

- ściany kanału i kryzy opisano parametrem „wall” bez uwzględnienia wartości chropowatości,
- jako medium wybrano wodę z biblioteki materiałów w programie Fluent Ansys., (ciecz charakteryzuje się przy stałej temperaturze 20°C gęstością 998,2 kg/m³ i lepkością dynamiczną 0,001003 kg/ms),
- płaszczyzna wylotowa opisana została warunkiem *Pressure Outlet* (dla wszystkich wykonywanych symulacji ten parametr jest równy 140 kPa ciśnienia bezwzględnego i odpowiada on wartości ciśnienia generowanego przez pompę zainstalowaną w doświadczalnym stanowisku pomiarowym),
- płaszczyznę wlotową do kanału pomiarowego opisano warunkiem *Velocity Intel.* Do wykonywanych symulacji wczytywano rozkłady wektorów prędkości w osiach *x*, *y* i *z* odpowiadające rozwiniętemu profilowi prędkości. Powyższe rozkłady wektorów prędkości uzyskano wykonując dodatkowe symulacje. Modelowano prosty odcinek rury o średnicy DN 50 i długości 3500mm. Warunkiem brzegowym na wejściu do rurociągu był strumień masy (wody) o wartościach z zakresu od 0,1 do 0,7 kg/s (co odpowiada zakresowi uzyskiwanemu na doświadczalnym stanowisku pomiarowym przy regulacji skokowej). Płaszczyznę wylotową opisuje warunek *Pressure Outlet* o zadanej wartości statycznego ciśnienia bezwzględnego równej 140 kPa. W odległości 2800 mm od płaszczyzny wlotu do rurociągu utworzono przekrój poprzeczny, dla którego zostały wygenerowane profile prędkości opisane za pomocą wektorów w trzech osiach *x*, *y*, *z* dla przepływającego płynu o zadanym strumieniu masy. Tak dobrana odległość pozwoliła na rozwinięcie przepływu i ukształtowanie się czoła profilu (rys. 4.2). Siatkę wygenerowano z zastosowaniem zagęszczenia przy ścianach kanału, a do obliczeń użyto modelu *Transition SST*.



Rys. 4.2. Uformowane czoło strumienia płynu w rurociągu - wektory prędkości

Po przeprowadzeniu dodatkowych obliczeń otrzymane wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD, przedstawiono w postaci profili prędkości dla odpowiadających im strumieni objętości (tab. 4.1).

Tabela 4.1. Wartości strumienia objętości dla uzyskanych profili prędkości

Profil prędkości	Strumień q_v w przekroju A [dm^3/s]
PP.1	0,1499
PP.2	0,2499
PP.3	0,3497
PP.4	0,4497
PP.5	0,5496
PP.6	0,6996

Dane te posłużą w dalszych obliczeniach symulacyjnych jako warunki brzegowe na wejściu do obliczeń przepływowych w wykonywanych symulacjach numerycznych.

4.1.4. Oznaczenie badanych przepływomierzy z kryzą KS i KSS

Dla identyfikacji odmiany geometrycznej kryzy wprowadzono system oznaczeń. Bazową częścią jest układ $\gamma = XX^\circ; m = YY$, gdzie XX to wartość kąta nachylenia, a YY to wartość zastosowanego modułu. Wszystkie badania wstępnie zostały wykonane dla jednej średnicy rurociągu DN50 dlatego pominięto ją w kodzie identyfikującym dla badanych przepływomierzy. Zestawienie oznaczeń wszystkich badanych odmian geometrycznych przedstawiono w tabeli 4.2.

Tabela 4.2. Zestawienie badanych odmian geometrycznych

Kąt nachylenia płaszczyzny kryzy γ					
Lp.		$\gamma = 0^\circ$	$\gamma = 10^\circ$	$\gamma = 20^\circ$	$\gamma = 30^\circ$
1	moduł m	0,102	0,102	0,102	0,102
2		0,183	0,183	0,183	0,183
3		0,273	0,273	0,273	0,273
4		0,370	0,370	0,370	0,370
5		0,470	0,470	0,470	0,470
6		0,571	0,571	0,571	0,571
7		0,670	0,670	0,670	0,670

Jeżeli został badany przepływomierz zbudowany na innej średnicy niż przyjęto domyślnie (DN50) do kodu dodany zostanie przyrostek DN z wartością średnicy w *mm*, (np. $\gamma = 20^\circ; m = 0,102; DN100$). Kryzę segmentową (KS) w wykonaniu standardowym [73] zakodowano używając kąt nachylenia $\gamma = 0^\circ$ co odpowiada prostopadłości płaszczyzny napływowej kryzy względem osi rurociągu.

Łącząc konkretny model geometryczny przepływomierza opisanego symbolem $\gamma = XX^\circ; m = YY$ z wartością natężenia przepływu płynu opisaną przy użyciu profilu prędkości PP.X (tab. 4.1) otrzymano następujące oznaczenia badanego przypadku $\gamma = XX^\circ; m = YY; PP.X$

4.1.5. Siatka obliczeniowa dla modelu 3D

W pracy zamodelowano siatkę obliczeniową z uwzględnieniem warstwy przyściennej, w której występuje przejście laminarno-turbulentne. W tym obszarze zaczynają powstawać zawirowania powodujące straty energii. Wstępnie założono, że na budowanym doświadczalnym stanowisku pomiarowym będzie można uzyskiwać wartość liczb Reynoldsa z zakresu od 3500 do 19500, co odpowiada rozwijającemu się przepływowi turbulentnemu [27].

Siatka obliczeniowa jest jedną z ważniejszych składowych elementów decydujących o przebiegu, wynikach i potrzebnym czasie na przeprowadzenie symulacji numerycznych [27, 72]. Domena modelu zostaje podzielona na mniejsze, pojedyncze objętości tworząc strukturalną siatkę obliczeniową typu MOV (metoda objętości skończonych).

Równania zostają wyliczone w obrębie pojedynczej komórki, uwzględniając wartości sąsiadujących z nią komórek objętości. Niedostateczna jakość siatki obliczeniowej (zbyt duże pojedyncze komórki) w wykonanych symulacjach numerycznych skutkują błędnymi wynikami w rozwiązaniu równań podczas iteracji i/lub niedostateczną zbieżnością w *results*. Natomiast siatka zbudowana ze zbyt małych pojedynczych komórek (struktura drobnoziarnista) wydłuża czas potrzebny do jej wygenerowania, jak i samych obliczeń numerycznych [17, 35, 38, 39].

Dokonując zmian w parametrach określających wielkość pojedynczej komórki siatki podczas serii wykonywanych symulacji danego przypadku otrzymano dane do przeprowadzenia analizy wpływu wielkości siatki numerycznej na uzyskane wyniki. Dodając możliwość porównania wyników z symulacji z danymi doświadczalnymi lub teoretycznymi można uzyskać wskaźnik procentowy jakości siatki oparty o błąd względny. Jest to jedno z narzędzi definiujące jakość siatek obliczeniowych, które wykorzystywano w pracy.

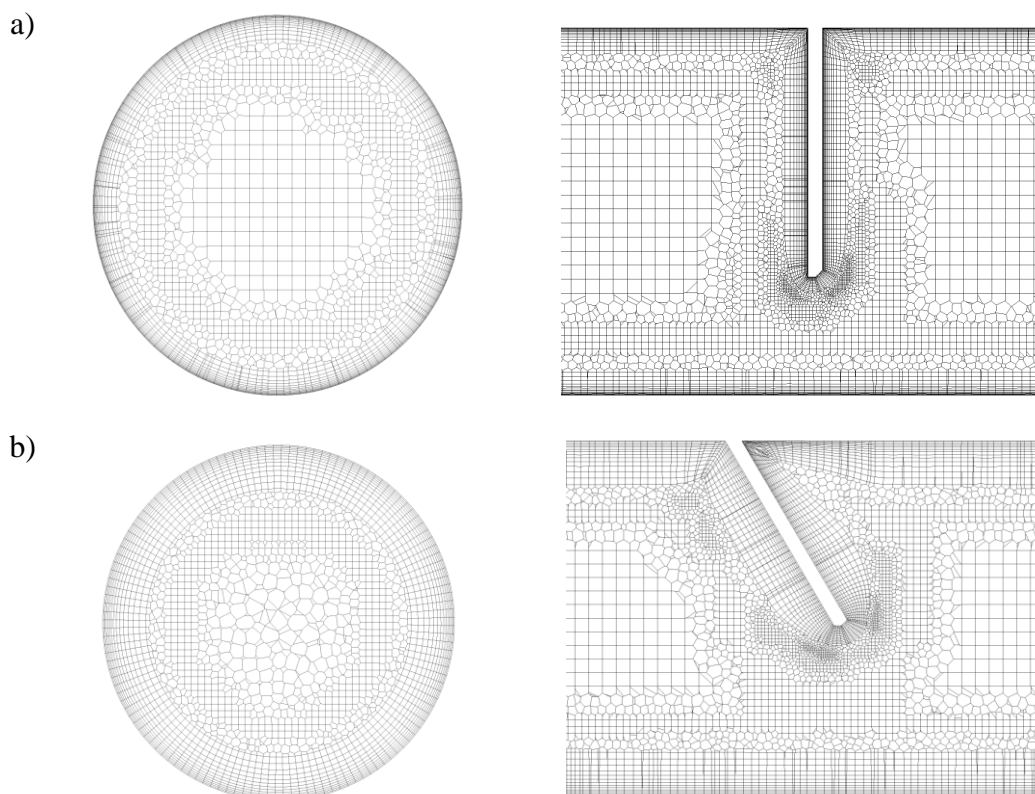
Wyszukiwanie najkorzystniejszej siatki polega na znalezieniu kompromisu między jakością otrzymanych wyników, a czasem potrzebnym do wykonania obliczeń przy uwzględnieniu dostępnego sprzętu komputerowego.

W pracy dążono do opracowania algorytmu tworzącego obszary domeny o drobnoziarnistych elementach, gdy jest to wymagane przez geometrię lub powstawanie istotnych zjawisk fizycznych, mających wpływ na przebieg symulacji. Gruboziarniste elementy zastosowano w miejscach, w których ich występowanie nie wpływa znacząco na pogorszenie wyników, natomiast pozwoli na zaoszczędzenie czasu i mocy obliczeniowej. Proces ten jest czasochłonny, lecz opłacalny, gdy przewiduje się wykonanie większej serii symulacji bazujących na zoptymalizowanym algorytmie przygotowującym siatki numeryczne [79, 89].

Opracowując siatki obliczeniowe wykorzystano z pakietu ANSYS, moduł meshing w platformie Workbench. Jest on połączony z modelem 3D w DesignerModeler, dzięki temu uzyskano sprawny i szybki układ do projektowania i generowania siatek obliczeniowych

dla kilkunastu modeli geometrycznych badanego przepływomierza ze skośną kryzą segmentową.

Siatkę obliczeniową w pracy oparto o strukturę Mosaic Meshing Technology [11, 44] z uwzględnieniem warstwy przyściennej. Technologia ta opracowuje siatki metodą objętości skończonych MOV wykorzystującą zautomatyzowany proces łączenia komórek siatki o różnej topologii. Rozmiar pojedynczej komórki zostaje określony przez użytkownika. Na rys. 4.3 przedstawiono przekrój prostopadły do osi przepływu z przedstawionymi przykładowymi siatkami numerycznymi. W tzw. „rdzeniu” znajdują się sześciennie komórki siatki (prostopadłościany). Według producenta oprogramowania jest to odpowiedni kształt, ponieważ charakteryzuje się dobrą dokładnością i wydajnością przy obliczeniach. Do odwzorowania skomplikowanych kształtów przy ścianach wybrano elementy wielościennie, wtedy warstwa przyścienna przybiera kształt pryzm wielościennych tak, aby skutecznie ją odwzorować. Połączenie tych warstw (pryzm wielościennych) w obszarze przyściennym z prostopadłościanami znajdującymi się w „rdzeniu” odbywa się przez wygenerowanie kilku warstw (buforowych) z elementów wielościennych. Następstwem wygenerowania tak strukturalnej siatki jest zmniejszenie liczby elementów siatki, co skutkuje skróceniem czasu obliczeń (optymalizacja procesu obliczeniowego) [3, 34, 58, 63].



Rys. 4.3. Przekrój prostopadły i równoległy do osi rurowości z widoczną strukturą siatki:

a) $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,273$; PP. 4, b) $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,470$; PP. 1

Warstwa przyścienna siatki obliczeniowej

W pobliżu ścian modelu, gdzie przepływający płyn lepki ze znacznymi prędkościami tworzy warstwę przyścienną, w której zaczynają oddziaływać znaczne siły lepkości. Dzieje się tak na skutek dużych gradientów prędkości płynu, które przyjmują wartość prędkości od zera przy ścianie do właściwej prędkości w osi przepływu rurowości. To w tych warstwach (subwarstwie lepkiej $y^+ < 5$ oraz w warstwie buforowej $5 < y^+ < 30$) rozpoczyna się proces przejścia przepływu laminarnego w turbulentny.

W obszarze przewężenia badanej kryzy pomiarowej występuje przepływ przez wycinek koła tzw. łukowy przekrój który jest styczny ze ścianą rurowości. Przyjęty do badań zakres modułów pomniejsza przekrój poprzeczny rurowości w przedziale od 10% do 70% co w konsekwencji prowadzi do spiętrzenia ciśnienia (zwiększenia prędkości) płynu przepływającego przez przewężenie kryzy.

Do przeprowadzenia poprawnych obliczeń numerycznych wymagane jest, aby w warstwie przyściennej, warstwy ułożone były równoległe i prawidłowo rozmieszczone [30]. W oprogramowaniu ANSYS w module Measching fluent

(odpowiedzialnym za budowę siatki) warstwa przyścienna zdefiniowana jest przy użyciu 3 parametrów: *frist height*, *number of layers* oraz *growth rate* [72, 75, 104].

W celu obliczania parametrów warstwy przyściennej w badanych przypadkach przepływomierza z KS i KKS uwzględniono następujące elementy: średnicę rurociągu D , wartość strumienia objętości przemieszczającego się płynu ($PP.X$) oraz przewężenie pola przekroju na kryzie pomiarowej (m).

W pierwszej kolejności wyznaczono wysokość (grubość) całkowitą warstwy przyściennej w rurociągu. Wykorzystano do tego wartość liczby Reynoldsa Re obliczoną dla przepływu ustabilizowanego panującego w rurociągu tj. dla niezaburzonej prędkości płynu w rurociągu DN50. Całkowitą wysokość warstwy buforowej wyznaczono korzystając z aplikacji online [13] zakładając, że warstwa buforowa składa się z 30 równych warstw o wysokości y^{+1} . W obszarze przyściennym w okolicy y^{+1} , przy wygenerowanej siatce obliczeniowej uwzględniającej liczbę Re niezaburzonego przepływu w rurociągu, następuje pogorszenie współczynnika jakościowego $wall\ y^{+1}$. Obszar występowania jak i wartości indeksów $wall\ y^{+1}$ są uzależnione od badanego przypadku kryzy, gdyż połączenie odmiany geometrycznej z danym strumieniem masy ($\gamma = XX^\circ; m = YY; PP.X$) determinuje dynamikę przepływu. Zachowując wyliczoną odległość ostatniej warstwy z przyjętych warstw przyściennych ($y+30$) od ściany rurociągu oraz wartość *frist height* i parametry *growth rate* i *number of layers*, dobrano mnożnik przyrostu wysokości następnych warstw *growth rate* tak by nie był on wyższy niż 1,4. Przy tym założeniu liczba warstw składających się na strefę przyścienną wyniosła 13.

Przyjęcie takiej procedury umożliwia projektowanie siatek obliczeniowych dla wszystkich badanych przypadków kryzy KSS z zachowaniem współczynnika $wall\ y^{+1}$ na jednakowym poziomie niezależnie od badanego przypadku ($\gamma = XX^\circ; m = YY; PP.X$) [6, 13, 44, 80, 81].

Weryfikacja jakościowa siatki obliczeniowej

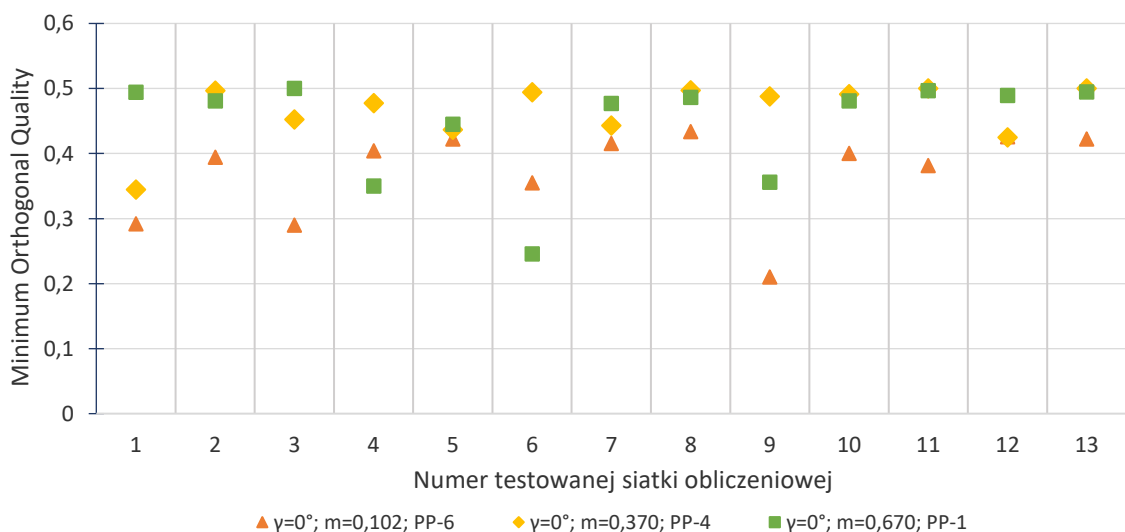
Weryfikację wpływu rozmiaru siatki na otrzymane wyniki przeprowadzono na podstawie analizy: współczynnika jakościowego siatki, wielkości wygenerowanych siatek, wymaganego czasu potrzebnego do wykonania obliczeń numerycznych oraz wartości procentowego błędu względnego porównania strumieni objętości.

Zgodnie z ustaleniami wstępnymi, symulacje docelowe zostaną wykonane dla każdej konfiguracji geometrycznej kryzy (6 wartości modułów kryzy i 4 wartości kąta nachylenia

γ – tab. 4.2) w połączeniu ze wszystkimi wartościami strumienia objętości (6 profili prędkości – tab. 4.1). Generuje to 168 siatek obliczeniowych różniących się od siebie geometrią kryzy pomiarowej (28 odmian geometrycznych) oraz rozdzielczością siatki w obszarze przyściennym. Parametry warstwy przyściennej uzależnione są od prędkości przepływającego płynu w przewężeniu kryzy pomiarowej (6 profili prędkości). Testowanie siatek obliczeniowych ograniczono zatem do zbioru składającego się z trzech konfiguracji geometrycznych połączonych z różnymi profilami prędkości. Testowane odmiany geometryczne siatek posiadają:

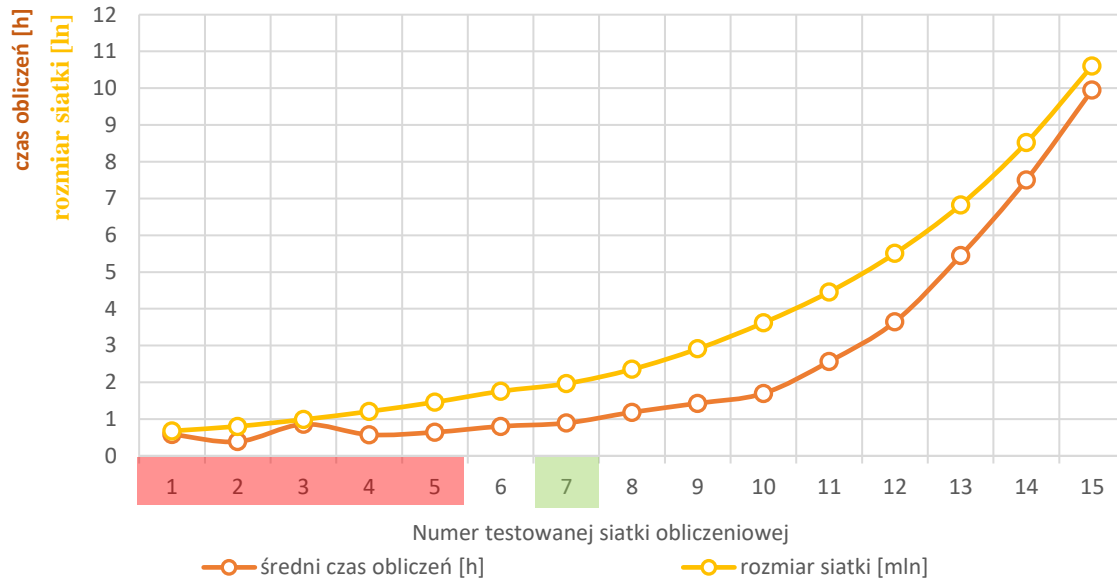
- a. najmniejszy moduł z profilem prędkości opisanym maksymalną wartością strumienia objętości, $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,102$; PP.6 (maksymalne spiętrzenie na kryzie pomiarowej),
- b. największy moduł z profilem prędkości opisanym minimalną wartością strumienia objętości, $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,670$; PP.1 (minimalne spiętrzenie na kryzie pomiarowej),
- c. średnią wartość modułu z profilem prędkości opisanym średnią wartością strumienia objętości $\gamma = 0^\circ$; $m = 370$; PP.4.

Zbiór testowy dla danej konfiguracji składa się z siatek sporządzonych przez zmniejszanie rozmiaru pojedynczej komórki w kolejnej siatce. Rozmiar pojedynczego elementu siatki jest opisany kilkoma zmiennymi, które każdorazowo zostały pomniejszane o 10%. Łącznie utworzono 15 siatek do testowania każdej z trzech przedstawionych wyżej odmian dla badanych przypadków. Po wygenerowaniu wszystkich siatek obliczeniowych sprawdzono wartość współczynnika *Minimum Orthogonal Quality* w zależności od numeru testowanej siatki (rys. 4.4) [66].



Rys. 4.4. Minimalna wartość Orthogonal Quality siatek MOV dla trzech testowanych przykładów

Dla wszystkich siatek wartości współczynnika *Orthogonal Quality* znajdują się w przedziale od 0,2 do 0,5, co uznaje się za dobry wynik [5]. Wielkość siatki obliczeniowej podano w milionach komórek, a czas potrzebny do zakończenia obliczeń w godzinach, który został uśredniony z trzech badanych przypadków. Uzyskane wartości przedstawiono w postaci wykresu (rys. 4.5).



Rys. 4.5. Rozmiar testowanych siatek i czasu potrzebnego do uzyskania zbieżności e^{-3} podczas obliczeń numerycznych

Błąd względny (δ_{q_v}) obliczono porównując wartości strumienia objętości zadanego w symulacji CFD z wartościami strumienia objętości z obliczeń inżynierskich według normy PN-93/M-53950 [73] zgodnie z równaniem (4.1). W równaniu tym za wartość ciśnienia różnicowego mierzonego na kryzie pomiarowej wstawiono wartość ciśnienia różnicowego obliczonego w symulacjach numerycznych (Δp_{CFD}).

$$q_v^* = \frac{C \cdot \pi \cdot m \cdot D^2}{4 \cdot \sqrt{1 - m^2}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_{CFD}}{\rho}} \quad (4.1)$$

Procentowy błąd względny strumienia objętości określono przy użyci wzoru:

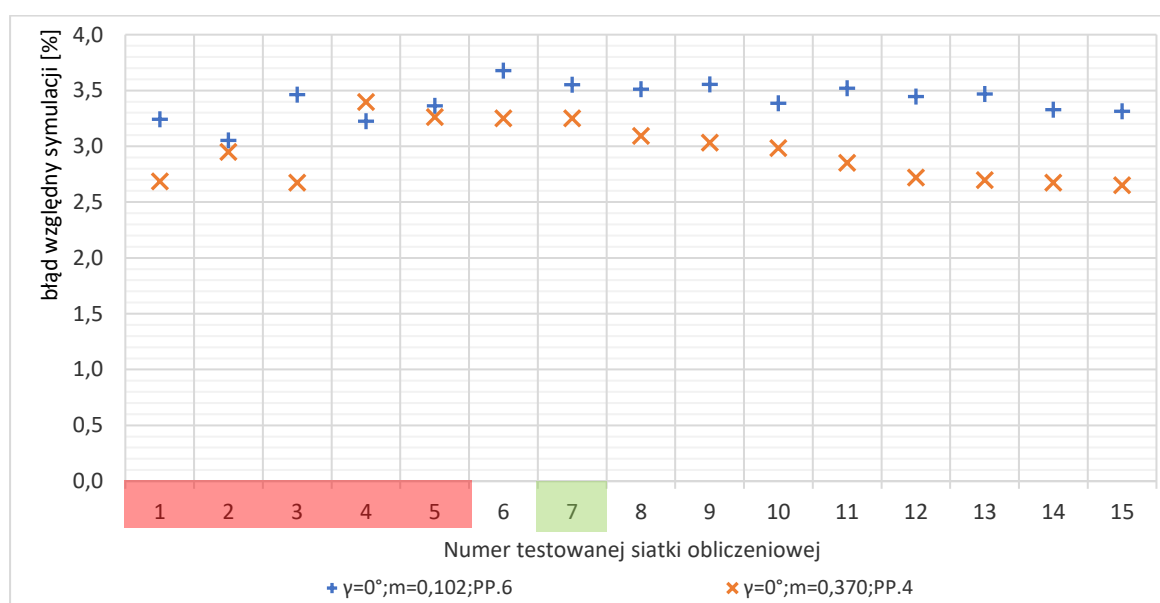
$$\delta_{q_v} = \frac{q_{v_{PP.X}} - q_v^*}{q_v^*} \cdot 100 [\%] \quad (4.2)$$

gdzie:

q_v^* – teoretyczna wartość strumienia objętości obliczona według normy [73] uwzględniająca spiętrzenie (Δp_{CFD}) na kryzie pomiarowej obliczone w symulacji numerycznej przy wykorzystaniu siatki S_n ,

$q_{vPP,X}$ – wartość strumienia objętości dla profilu prędkości PP.X (PP.1 do PP.6)

Obliczone wartości błędów względnych z każdej testowanej siatki obliczeniowej przedstawiono na wykresie (rys. 4.6). W przedstawionej normie [73] dla kryzy segmentowej zakres rekomendowanych wartości modułów m (według normy przewężenie β) do wykonywania pomiarów, nie obejmuje modułu $m = 0,670$. Z tego powodu wyznaczono wartości błędów względnych porównania (δ_{qv}) tylko dla przypadków: $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,102$; PP – 6 i $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,370$; PP – 4.



Rys. 4.6. Wpływ testowanej siatki na jej rozmiar, czas obliczeń i uzyskany błąd względny (CFD/PN).

Po przeprowadzonych obliczeniach i ich analizie, postanowiono zrezygnować z siatek od 1 do 5 (kolor czerwony) z powodu nie osiągnięcia reszty na poziomie e^{-3} po wykonaniu założonej liczby iteracji. Wraz ze wzrostem rozmiarów poszczególnych siatek, rośnie czas trwania symulacji, a maleje objętość pojedynczej komórki. Wartości błędów porównania wyników symulacyjnych z obliczeniami teoretycznymi również mają charakter malejący wraz ze zwiększaniem się drobnoziarnistości siatki obliczeniowej. Wraz ze zmniejszaniem się rozmiaru pojedynczej komórki siatki obliczeniowej wartości błędów maleją. Największe wartości osiągnęły błędy obliczane dla przypadku $\gamma = 0^\circ$; $m = 0,102$; PP – 6. Maksymalny błąd względny maleje z 3,67% dla siatki nr 6 do wartości 3,31% dla siatki

nr 15. Osiągnięcie minimalnej wartości błędu trwało 9 h dłużej od obliczeń dla siatki nr 6 (maksymalna wartość błędu porównania).

Do wyznaczenia charakterystyki przepływowej korzystając z siatki nr 15 (najmniejszy błąd porównania) dla jednej konfiguracji geometrycznej składającej się z 6 wartości strumienia objętości, komputer potrzebuje ok. 60 h obliczeń. Dla siatki nr 7, gdzie średni błąd jest większy jedynie o 0,24%, wykonanie jednej serii symulacji numerycznych dla uzyskania charakterystyki przepływowej zajmuje jedynie ok. 12 h co jest 5-krotnie mniej niż przy użyciu siatki nr 15. Z tego względu do dalszych obliczeń numerycznych wybrano siatkę nr 6.

4.1.6. Model turbulentny zastosowany w symulacjach numerycznych CFD.

Zły wybór modelu do obliczeń symulacyjnych nie zawsze prowadzi do otrzymania niepoprawnych wyników, może jednak skutkować gorszym przebiegiem obliczeń i pochłonięciem więcej czasu obliczeniowego. Aktualnie komercyjne oprogramowania posiadają obszerną bazę z modelami turbulencji, jakie można wykorzystać do badań symulacyjnych CFD przy wyznaczeniu charakterystyk przepływowych kryz pomiarowych [100].

Do analizy wybrano cztery z dostępnych w oprogramowaniu ANSYS FLUENT modeli turbulencji:

- $k - \varepsilon$ *Realizable*,
- $k - \omega$ *Standard*,
- $k - \omega$ *SST z Intermittency Transition Model*,
- *Transition SST*.

Na podstawie uzyskanych wyników z badań symulacyjnych wybranych modeli, wybrano jeden model, do wykorzystania w dalszych symulacjach numerycznych prototypowej kryzy pomiarowej. W tym celu zostaną wykonane analizy z otrzymanych wyników symulacji numerycznych dla dwóch odmian geometrycznych kryzy segmentowej, które zostaną porównane z wynikami uzyskanymi na podstawie obliczeń inżynierskich [7, 12, 14, 23, 24, 53, 63, 64, 84, 87].

Jednym z popularniejszych modeli w środowisku numerycznej mechaniki płynów CFD jest model $k - \varepsilon$ *Standard* [85]. Ten model matematyczny wykorzystuje dwa równania co w konsekwencji przekłada się na dużą liczbę przybliżeń. Charakteryzuje się on bardzo

dobrą oszczędnością czasu obliczeniowego, co jest często wykorzystywane w badaniach do wyznaczania pierwszego przybliżenia.

Otrzymane rozwiązania dobrze sprawdzają się w obszarach odsuniętych od ścian (granicy modelu). Jednak do analizy z rodziny $k - \varepsilon$ wybrano model $k - \varepsilon$ *Realizable* [84]. Wstępne badania wskazują, że zapewnia on najlepszą wydajność z walidacji przepływów oddzielnych i złożonych z cechami przepływu wtórnego. Model ten rozwiązuje anomalię występującą w okrągłym strumieniu, co oznacza, że prognozuje szybkość rozprzestrzeniania się energii kinetycznej wirów m.in. w dyszach osiowosymetrycznych – co jest uważane za główną słabość pozostałych modeli $k - \varepsilon$. Poniżej przedstawiono równania (4.3 i 4.4) dla modelu $k - \varepsilon$ *Realizable* [104]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (4.4)$$

Kolejnym z modeli, który ujęto w poniższej analizie jest model $k - \omega$ *Standard* [104]. Określa on przebieg turbulencji wykorzystując również dwa równania różniczkowe (4.5) i (4.6) [104]. Modelem $k - \omega$ *Standard* można prognozować przepływ w obszarze przyściennym, głównie przy granicy modelu. Dobrze rozwiązuje on zagadnienia w tej strefie uwzględniając nawet oderwanie strugi, lecz poza tą warstwą radzi sobie zdecydowanie gorzej z modelowaniem turbulencji w porównaniu z modelami z rodziny $k - \varepsilon$.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k + G_b \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + S_\omega + G_{\omega b} \quad (4.6)$$

Do wyboru modelu turbulentnego przyjęto rozbudowany model z grupy $k - \omega$: model $k - \omega$ *Shear - Stress Transport (SST)* [68]. Bazą tego modelu jest model $k - \omega$ *Standard* (zatem doskonale radzi sobie z wyznaczaniem wartości w obszarze przyściennym) jednak dokładając dodatkowe dwie funkcje uzyskano możliwość przejścia modelu turbulentnego $k - \omega$ na model turbulentny $k - \varepsilon$. Takie zestawienie pozwala na korzystanie z zalet modelu $k - \omega$ w obszarze warstwy przyściennej [53, 55], a przy

wykorzystaniu zależności $f(y^+)$ pozwala na przejście do modelu $k - \varepsilon$ w badanym obszarze poza warstwą przyścienną.

W modelu $k - \omega SST$ nadal korzysta się z równań transportu jak dla modelu $k - \omega Standard$, ale ze zmianami. Polegają one na tym, że w obliczeniach dotyczących efektywnej dyfuzjonalności wprowadzono dodatkowe funkcje z wplecionymi zależnościami odległości od powierzchni y^+ . Do przedstawionego modelu $k - \omega SST$ (4.5 i 4.6) dołożono opcjonalnie, trzecie równanie transportu nieciągłości (*Intermittency Transition Model*) obejmujące zjawisko przejścia laminarno-turbulentnego) [104]:

$$\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \gamma)}{\partial x_j} = P_\gamma - E_\gamma + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\gamma} \right) \frac{\partial \gamma}{\partial x_j} \right] \quad (4.7)$$

Do rozwiązania równania (4.7) wykorzystywana jest jedynie funkcja lokalnej intensywności turbulencji w funkcji gradientu ciśnienia i współczynnika ograniczającego odporność na rozrost obliczeń numerycznych oraz stałych dostosowywanych do tego modelu. Model $k - \omega SST$ z *Intermittency Transition Model* jest dokładniejszy i bardziej niezawodny w obliczeniach dla całego zakresu przepływów od znanych modeli z rodziny $k - \omega$.

Ostatnim wybranym do testowania modelem jest model turbulencji *Transition SST*, który jest rozszerzeniem modelu $k - \omega SST$ [62, 104]. Równanie transportu ω zostaje takie samo, jak w modelu $k - \omega SST$ (4.6), natomiast równanie turbulentnej energii kinematycznej k zostaje zmodyfikowane do postaci (4.8):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k^* - Y_k^* + S_k \quad (4.8)$$

Równanie transportu nieciągłości γ (4.9) jest sprzęgnięte z zależnością uwzględniającą transport grubości pędu przejściowego, przedstawione w postaci (4.10):

$$\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \gamma)}{\partial x_j} = P_{\gamma 1} - E_{\gamma 1} + P_{\gamma 2} - E_{\gamma 2} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\gamma} \right) \frac{\partial \gamma}{\partial x_j} \right] \quad (4.9)$$

$$\frac{\partial(\rho \widetilde{Re}_{\theta t})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \widetilde{Re}_{\theta t})}{\partial x_j} = P_{\theta t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\sigma_{\theta t} (\mu + \mu_t) \frac{\partial \widetilde{Re}_{\theta t}}{\partial x_j} \right] \quad (4.10)$$

Analizie poddane będą wybrane modele turbulentne o różnym stopniu złożoności rozwiązywania (ilość równań) jak: *Realizable k – ε* (2 równania), *k – ω Standard* (2 równania), *k – ω SST z Intermittency Transition Model* (3 równania) i *Transition SST* (4 równania).

Szczegółowe informacje oraz metody wyznaczania poszczególnych parametrów w przedstawionych równaniach znajdują się w podręczniku oprogramowania Ansys Fluent 2020R1 [104].

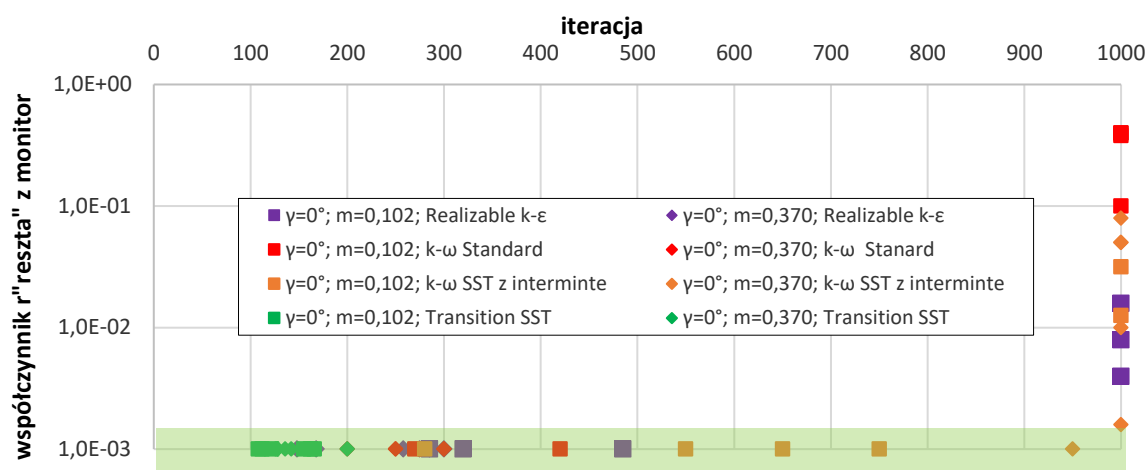
W pracy przeprowadzono walidację przyjętych założeń i analizę wybranych modeli turbulencji poprzez porównanie różnic w strumieniach objętości otrzymanych z symulacji CFD względem teoretycznego strumienia objętości (obliczonego według PN). Obliczenia przeprowadzono dla tych samych kryz segmentowych korzystając ze spiętrzeń uzyskanych podczas symulacji numerycznych CFD z zależności (4.1).

W tym celu wykonano symulacje numeryczne dla przepływomierza z kryzą segmentową: ($\gamma = 0^\circ$) o modułach: $m = 0,102$ i $m = 0,370$ z wykorzystaniem strumieni objętości określonych w postaci wygenerowanych profili prędkości (od PP.1 do PP.6). Następnie obliczono teoretyczne strumienie objętości według normy PN-93/M-53950 [73]. Korzystając z zależności (4.2) wyznaczono wartości błędu względnego symulacji δ_{sym} , który otrzymano z punktów charakterystyki przepływowej KS, co pozwala na porównanie wyników uzyskanych z czterech testowanych modeli dla dwóch różnych kryz segmentowych.

Potrzebne do obliczeń numerycznych siatki obliczeniowe dla przyjętych modeli wykonano zgodnie z opracowanym wcześniej algorytmem tworzenia siatek z warstwą przyścienną.

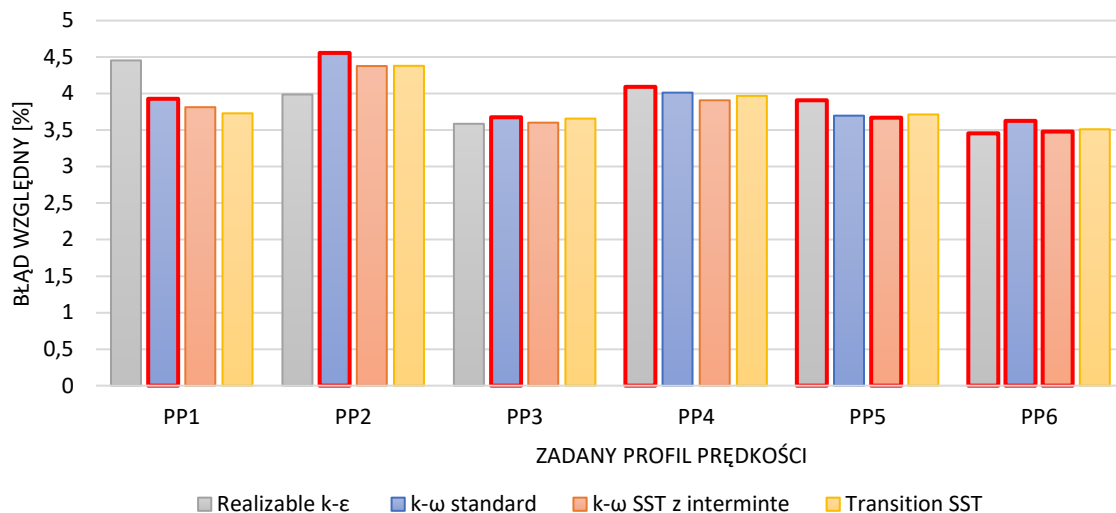
Na potrzeby przeprowadzenia analizy eksperymentu numerycznego przyjęto, że należałoby zdefiniować dwie sytuacje, które decydują o zakończeniu obliczeń: otrzymanie reszty na poziomie zbieżności e^{-3} (domyślna wartość w oprogramowaniu) lub wykonanie maksymalnie 1000 iteracji [46]. Informację na temat sposobu zakończenia obliczeń zebrano i przedstawiono w celu określenia „jakości” osiągniętych wartości spiętrzeń, (danych wejściowych do dalszej analizy) wymaganych do wyznaczenia błędu względnego δ_{qv} dla przyjętych modeli turbulentnych, a odniesionych do obliczeń z normy.

Na wykresie (rys. 4.7) przedstawiono punkty zakończenia procesu obliczeniowego z wykorzystaniem przyjętych do rozważań modeli turbulentnych, które odpowiadają otrzymanym zbieżności z przeprowadzonych symulacji numerycznych w funkcji wykonanych iteracji. W obszarze jasnozielonym znajdują się symulacje, których proces obliczeniowy został zakończony na poziomie reszty e^{-3} (w czasie krótszym niż 1000 iteracji). Pozostałe punkty przedstawiają poziom zbieżności (w przedziale od 0 do e^{-3}) dla pozostałych badanych przypadków do chwili osiągnięcia przyjętej granicznej wartości 1000 iteracji.

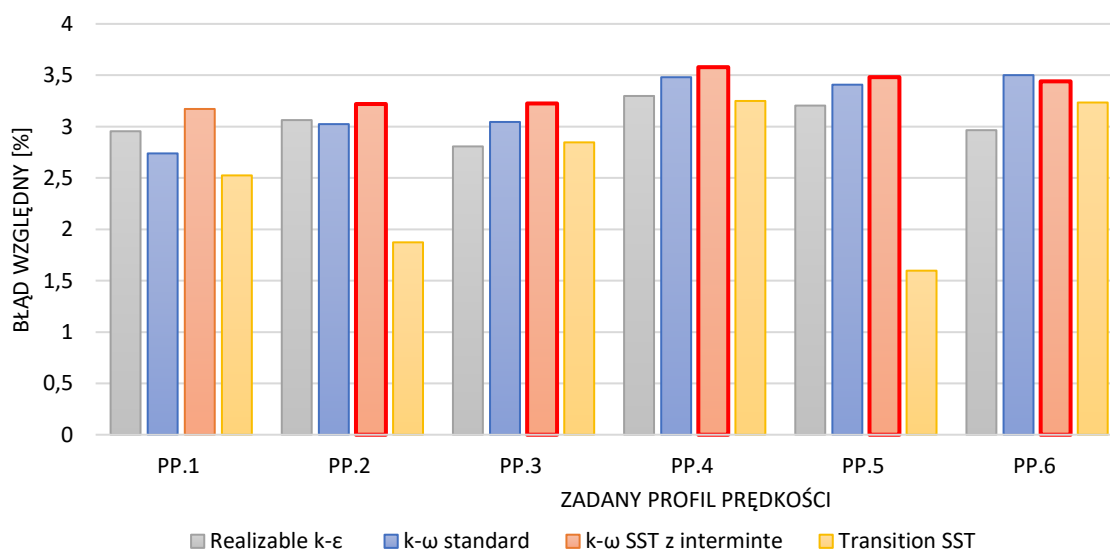


Rys. 4.7. Przebiegi iteracji numerycznych testowanych modeli turbulentnych.

Analizę błędów względnych wykonano poprzez porównanie wartości otrzymanych wyników z CFD/PN dla obu badanych odmianach geometrycznych. Wyniki błędów względnych przedstawiono w postaci słupków dla danego modelu obliczeniowego. Czerwonym konturem oznaczono słupki dla danego profilu prędkości, które nie osiągnęły poziomu reszty e^{-3} w czasie do 1000 iteracji.



Rys. 4.8. Błąd względny badanych modeli turbulentnych w porównaniu z obliczeniami inżynierskimi dla kryzy ($\gamma = 0^\circ; m = 0,102$)



Rys. 4.9. Błąd względny badanych modeli turbulentnych w porównaniu z obliczeniami inżynierskimi dla kryzy ($\gamma = 0^\circ; m = 0,370$)

Z przedstawionych wykresów (rys. 4.8 i rys. 4.9) wynika, że jedynie dla modelu *Transition SST* wszystkie obliczenia zakończyły się na minimalnym poziomie e^{-3} w założonym przedziale 1000 iteracji. Model ten potrzebował maksymalnie 200 iteracji co stanowi 1/5 założonej maksymalnej liczby obliczeń. Wartość błędu δ_{qv} dla tego modelu przy obu przetestowanych konfiguracjach geometrycznych nie przekracza 4,38% i jest mniejszy od pozostałych modeli dla każdego przetestowanego profilu prędkości.

Zwiększając wartość modułu kryzy pomiarowej zmniejsza się wartość spiętrzenia. Uwzględniając tę zależność w rozkładach przedstawionych na rys. 4.8 i rys. 4.9 można stwierdzić, iż wraz ze zmniejszaniem się spiętrzenia wartość różnicy błędu dla modelu *Transition SST* również się zmniejsza. Zakładając, że dalsze badania z nachyloną płaszczyzną kryzy (KSS) będą miały niższe spiętrzenia, to przyjęcie modelu *Transition SST* może skutkować niższymi błędami względnymi w porównaniu do pozostałych zaproponowanych modeli.

Na podstawie przeprowadzonej analizy przyjęto, że tylko model turbulentny *Transition SST* może być wykorzystany do dalszych obliczeń symulacyjnych.

4.1.7. Metodyka przeprowadzenia badań numerycznych CFD

Przed wykonaniem symulacji numerycznych CFD z wykorzystaniem przygotowanych ustawień, przeprowadzono analizę możliwości rozmieszczenia otworów impulsowych do poboru statycznego ciśnienia różnicowego w miejscach opisanych przez normę PN oraz wskazano miejsca potencjalnie korzystne pod względem wielkości mierzonego sygnału pomiarowego (spiętrzenia na kryzie pomiarowej). Wnioski z wykonanej analizy rozmieszczenia punktów poboru ciśnienia Δp posłużyły jako wytyczne do ulokowania ich w modelach wirtualnych (badania symulacyjne) jak i modelu fizycznym (badania doświadczalne).

Weryfikacja zbieżności wyników z badań symulacyjnych kryzy segmentowej skośnej (KSS) jest możliwa dopiero po wykonaniu badań doświadczalnych dla zaproponowanego nowego typu przepływomierza. Prototyp nowego rozwiązania powstał na bazie kryzy segmentowej opisanej w normie PN-93/M-53950 [73].

Wspólne cechy geometryczne kryzy segmentowej i kryzy segmentowej skośnej mogą prognozować, że zjawiska fizyczne oraz ich skale wewnątrz przepływomierza podczas przepływu w obu przyrządach pomiarowych będą zbliżone. Zatem sformułowano hipotezę, że przebieg obu symulacji będzie względem siebie również podobny.

W związku z powyższym ustalono, że wyznaczenie istotnych parametrów i warunków symulacji (tj. warunki brzegowe, parametry siatki obliczeniowej, model obliczeniowy, czy ustawienia dotyczących samego procesu obliczeniowego) dla zaproponowanych modeli kryz segmentowych skośnych zostaną wykonane z wykorzystaniem parametrów modelu kryzy segmentowej zdefiniowanej w normie [73]. Pozwoli to na wykonanie weryfikacji poprawności doboru powyższych zmiennych przy wykorzystaniu do porównania otrzymanych wyników symulacji CFD z teoretycznymi wartościami obliczeniowymi według normy [73].

W pracy założono przeprowadzenie serii symulacji z uwzględnieniem trzech zmiennych. Pierwsze dwie dotyczą zmian w geometrii kryzy KSS tj. kąta γ zdefiniowanego jako nachylenie płaszczyzny spływu płynu z kryzy oraz wartości wysokości otworu przelotowego określanego modułem kryzy m . Trzecią zmienna jest wartość strumienia objętości na wejściu do badanego układu. Oprogramowanie ANSYS pozwala na przygotowanie wirtualnego projektu badawczego wykorzystując platformę *Workbench*. Za pomocą powiązań poszczególnych sekcji zaprojektowano strukturę pozwalającą na zautomatyzowanie i wykonanie serii symulacji dla jednego przypadku geometrycznego.

Rezultatem wykonania wszystkich symulacji w danym projekcie jest otrzymanie charakterystyk przepływowych przepływomierza KSS dla zdefiniowanej odmiany geometrycznej z narzuconymi wartościami strumienia objętości z zakresu od $0,15 \text{ dm}^3/\text{s}$ do $0,70 \text{ dm}^3/\text{s}$. W tym celu wykonano 168 pojedynczych symulacji dla kryzy segmentowej skośnej [5, 72].

4.2. Badania doświadczalne

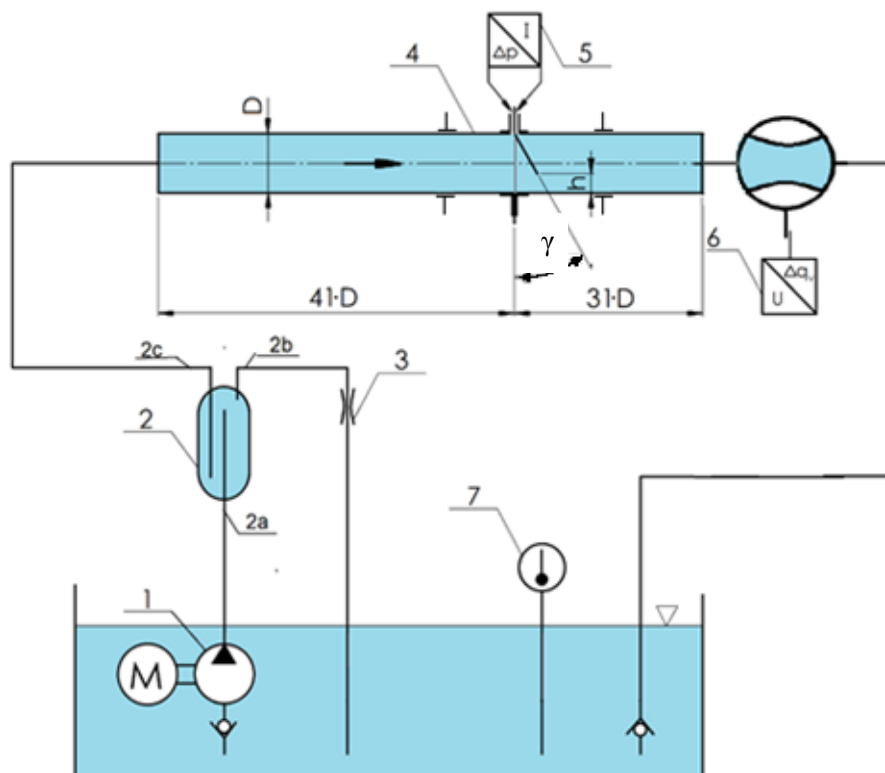
Badanie doświadczalne kryzy KS (kryza segmentowa) i KSS (kryza segmentowa skośna) przeprowadzono dla rozwijającego się przepływu turbulentnego ($Re < 20000$). Ograniczenie to wynika z konstrukcji doświadczalnego stanowiska pomiarowego. Wszystkie doświadczenia eksperymentalne dotyczące pracy zostały wykonane w laboratorium Mechaniki Płynów Uniwersytetu Kaliskiego na Wydziale Politechnicznym.

Hydrauliczne stanowisko przepływowe jest w ciągłej eksploatacji, wykorzystywane do celów pomiarowo-badawczych. Jego uniwersalność pozwala na przeprowadzaniu badań doświadczalnych w rurociągu DN50 dla różnych przepływomierzy opartych na pomiarze różnicy ciśnienia na elemencie spiętrzającym przepływ.

4.2.1. Budowa i schemat działania stanowiska pomiarowego.

Zasada działania układu hydraulicznego stanowiska pomiarowego (rys. 4.10) polega na tym, że ze zbiornika głównego do instalacji za pośrednictwem pompy odśrodkowej o stałej wydajności (1) tłoczny jest strumień wody pod ciśnieniem bezwzględnym ok. 140 kPa. W pierwszej kolejności ciecz trafia do naczynia odpowietrzającego (2) o zdecydowanie większej średnicy w stosunku do średnicy rurociągu. Naczynie wyposażono w 3 króćce przyłączeniowe. Płyn z pompy wpływa dolnym króćcem (2a), który zakończony jest wewnątrz zbiornika na $3/4$ jego wysokości od dolnej dennicy. W górnej dennicy znajduje się króciec (2b), z którego wypływa regulowanym upustem bocznym strumień płynu z ewentualnymi pęcherzykami powietrza. Regulacja strumienia jest stopniowa, polegająca na upuszczeniu bocznym płynu z naczynia odpowietrzającego przy użyciu wymiennych dławików (3).

Stanowisko wyposażono w 7 stałych dławików pozwalających uzyskać regulację strumienia objętości w zakresie $0,15 \text{ dm}^3/\text{s} < q_v < 0,65 \text{ dm}^3/\text{s}$. Ostatni króciec wylotowy (2c) znajduje się również w górnej dennicy, lecz wewnątrz odpowietrznika zanurzony jest na głębokości ok. $3/4$ wysokości całego naczynia. Umieszczenie wlotu króćca w dolnej objętości zbiornika, pozwala na pobieranie płynu pozbawionego ewentualnych pęcherzyków powietrza i wtłaczanie go do pomiarowej instalacji hydraulicznej. Odseparowany płyn od ewentualnych frakcji gazowej przepływa przez rurociąg pomiarowy (4) po czym ponownie wraca do zbiornika głównego tworząc układ zamknięty przepływu płynu.



Rys. 4.10. Stanowisko pomiarowe

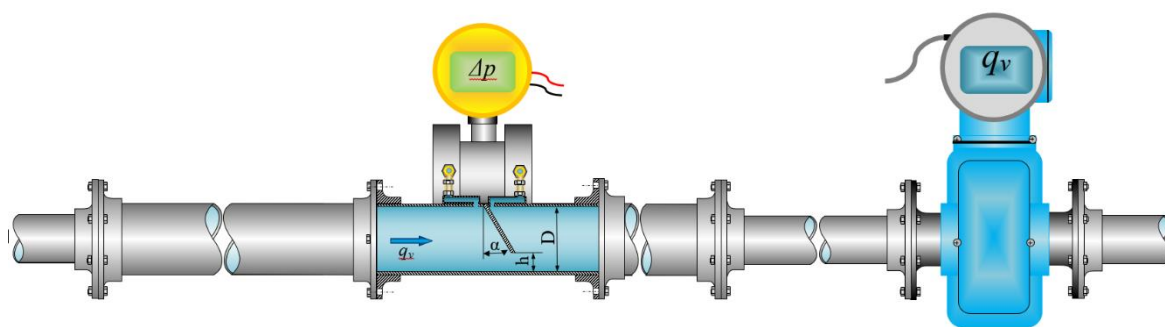
Rurociąg pomiarowy składa się z badanego przepływomierza zwężkowego, podłączonego do przetwornika różnicy ciśnień (5), elektromagnetycznego przepływomierza traktowanego, jako wzorcowy (6) oraz odcinków prostych wykonanych ze stali nierdzewnej o średnicy wewnętrznej $D=50$ mm. Odcinek przed badanym przepływomierzem z kryzą segmentową skośną ma długość 2,05m ($41 \cdot D$), a za kryzą pomiarową 1,55m ($31 \cdot D$), są to długości z zalecanego zakresu podawanego w literaturze przedmiotu [73].

W celu zachowania osiowości podczas wymiany badanego przepływomierza z kryzą segmentową skośną, a odcinkami prostymi rurociągu w miejscu połączenia zastosowano kołnierze montażowe. Kołnierze zostały wytoczone z zamkami montażowymi i miejsca na uszczelnienia typu oring. Dzięki temu, miejsca połączeń wewnątrz rurociągu, każdorazowo po wymianie modułu pomiarowego (kryzy w obudowie) zostają zmontowane osiowo bez uskoków.

4.2.2. Układ pomiarowy i rejestrujący na stanowisku badawczym

Wynikiem przeprowadzanych pomiarów przepływowych przez kryzę segmentową skośną na stanowisku hydraulicznym jest charakterystyka przepływowa. Przedstawia ona sobie wartość strumienia objętości przepływającego płynu w funkcji wartości spiętrzenia ciśnienia statycznego na kryzie pomiarowej w czasie przepływu. Otrzymane wyniki z badań doświadczalnych zostaną poddane dalszej analizie obliczeniowej.

Dla prawidłowego wyznaczenia zależności funkcji $q_v = f(\Delta p)$ należy dokonywać równoległe pomiarów określających wartości ciśnienia spiętrzenia na badanej kryzie pomiarowej oraz strumienia przepływającego przez nią płynu w tym samym momencie.



Rys. 4.11. Układ pomiarowy przepływomierza segmentowego skośnego z przepływomierzem wzorcowym

Ciśnienie statyczne płynu na badanej kryzie segmentowej skośnej pobierano z punktów poboru ciśnienia umiejscowionych przytarczowo po przeciwnej stronie otworu przepływowego w górnej części przepływomierza. Różnice ciśnienia między strefą wysokiego ciśnienia (przed kryzą), a strefą niskiego ciśnienia (za kryzą pomiarową) mierzono programowalnym przetwornikiem różnicy ciśnienia APR-2000/ALW z wyjściowym sygnałem prądowym od 4 do 20 mA.

Do wykonania pomiarów użyto przetwornika o zakresie pomiarowym $\Delta p = 25$ kPa. Programowano go w zależności od przewężenia kryzy w podzakresach zależnych od modułu przy stałej czasowej $t = 5$ s (tab. 4.3).

Tabela 4.3

Nastawy zakresów przetwornika ciśnienia dla zastosowanego modułu badanej kryzy

Moduł m	[-]	0,102	0,183	0,273	0,370	0,471	0,572	0,671
Nastawa	[kPa]	12,8	4,4	2,4	1,2	1,2	1,2	1,2

Wartość strumienia objętości przepływającego płynu przez badaną kryzę mierzono przepływomierzem elektromagnetycznym PROMAG 30AT15 z wyjściowym sygnałem prądowym od 0 do 20 mA. Jest on umiejscowiony za badanym przepływomierzem w równoległym rurociągu DN15. Jego zakres pomiarowy q_v ustawiono na wartość 3,6 m³/h przy stałej czasowej $t = 5$ s. Przepływomierz ten charakteryzuje się błędem granicznym $\Delta q_v = \pm(0,2\% \cdot q_{v_{mier}}) \pm 0,05\% \cdot q_v$, a w układzie pomiarowym został wykorzystany jako wzorzec.

Ostatnim monitorowanym parametrem na stanowisku pomiarowym jest temperatura przepływającej wody przez instalację. Otoczenie, w jakim znajduje się zbudowane stanowisko, jak i sama aparatura przepływowa wykorzystana w budowie stanowiska wpływa na wartość temperatury płynu. Parametr ten jest niezbędny do wyznaczenia gęstości płynu, lepkości kinematycznej, przy wyznaczeniu strumienia masy. Pomiaru uśrednionej temperatury płynu (w zbiorniku głównym przed i po każdej serii pomiarowej) dokonywano za pomocą termometru elektronicznego z podziałką co 0,1°C po wcześniejszym jego skalibrowaniu z wzorowym termometrem laboratoryjnym. Pomiar temperatury rejestrowano (zapisywano) na początku i końcu każdej pojedynczej serii pomiarów.

Prądowe sygnały wyjściowe z przetwornika różnicy ciśnień i przepływomierza elektromagnetycznego podłączono pod multimetry SANWA 5000. Wartości prądowe sygnałów przesyłano przez specjalistyczny przewód KB-RS2a (złącze optyczne zakończone interfejsem R232) do jednostki PC. Komunikację z miernikami oraz rejestrację parametrów przepływowych umożliwia zainstalowane na komputerze oprogramowanie PC Link Plus. Czas próbkowania w tym programie ustawiono na $\Delta t = 4$ s.

4.2.3. Metodyka przeprowadzania badań doświadczalnych.

Badania przeprowadzono dla 7 wartości modułu kryzy segmentowej skośnej (tab. 4.2) przy natężeniu przepływającego płynu od ok. 0,16 dm³/s do 0,64 dm³/s ($Re = 4100 \dots 18200$). Strumień przepływającego płynu przez rurociąg pomiarowy regulowano skokowo. Powyższy zakres badań wykonano dla każdego z 4 kątów nachylenia

płaszczyzny kryzy γ (30° , 20° , 10° i 0° - kryza segmentowa). Uzyskano 28 charakterystyk przepływowych dla badanych przepływomierzy z kryzą segmentową skośną w zakresie przepływającego strumienia płynu uzyskanego na stanowisku pomiarowym.

Sumarycznie wykonano 308 serii pomiarowych, tyle ile jest możliwych kombinacji geometrycznych kryzy segmentowej skośnej (kąt γ , moduł kryzy) i stopniowanych wartości natężenia przepływu.

Pomiar temperatury przepływającego płynu wykonano przed i po każdej serii obserwacji, a do obliczeń uwzględniano wartość średnią arytmetyczną z tych pomiarów.

W badaniach przepływowych jeden uśredniony punkt pomiarowy składa się z 12 serii obserwacji uzyskanych z przetwornika ciśnienia oraz przepływomierza elektromagnetycznego. Natomiast jedna obserwacja składa się z 40 pojedynczych pomiarów. Każdorazowo po wyłączeniu pompy lub zmianie dławika ograniczającego przepływ (zmiana strumienia) odpowietrzono układ hydrauliczny, kalibrowano (zerowano) układ pomiarowy. Natomiast po uruchomieniu pompy oczekiwano z rozpoczęciem obserwacji do momentu ustabilizowania się strumienia przepływającego płynu (wody), czyli wartości pomiarowych q_v i Δp .

5. ANALIZA I INTERPRETACJA OTRZYMANYCH WYNIKÓW

5.1. Wyniki przeprowadzonych badań.

W tym rozdziale przedstawiono otrzymane charakterystyki przepływowe uzyskane w oparciu o badania doświadczalne i obliczenia numeryczne CFD. Badanie doświadczalne kryzy KS (kryza segmentowa) jak i KSS (kryza segmentowa skośna) przeprowadzono dla rozwijającego się przepływu turbulentnego ($Re < 20000$).

5.1.1. Analiza rozmieszczenia punktów poboru ciśnienia różnicowego Δp dla układu kryzy

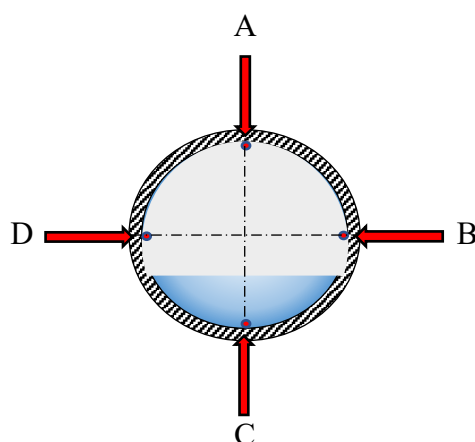
Nachylenie płaszczyzny kryzy powoduje bezstopniowe łagodne przejście z przekroju poprzecznego rurociągu do wielkości pola otworu przelotowego kryzy przedstawionego modelem m . Wraz ze wzrostem kąta γ wzrasta długość odcinka rurociągu zmniejszającego bezstopniowo przekrój przepływowy, co w konsekwencji ogranicza zaburzenia powstające podczas nagłego przewężenia przekrojów – co ma miejsce przy kryzie segmentowej ($\gamma = 0^\circ$). Zmiana ta może wpłynąć również na osiągane wartości spiętrzeń na kryzie pomiarowej spowodowane zmianą kinematyki i dynamiki przepływającego płynu przez przewężenie kryzy. W poznaniu wpływu nachylenia płaszczyzny kryzy na rozkład ciśnienia statycznego podczas przepływu strumienia płynu i usytuowanie punktów poboru ciśnienia pozwalają symulacje numeryczne CFD. Dzięki nim można zaobserwować rozkład ciśnienia statycznego wewnątrz rurociągu w okolicy kryzy pomiarowej, w obszarze przed i za nią.

Przeprowadzimy serię badań numerycznych dla kilkunastu scenariuszy określonych strumieniem płynu o różnej wartości, który przepływa przez model numeryczny przepływomierza z wbudowaną kryzą segmentową skośną dla różnych wariantów jej geometrii [1].

Weźmiemy również pod uwagę możliwość wykonywania pomiarów przy użyciu tych samych miejsc ulokowania punktów P^+ i P^- dla różnych konfiguracji geometrycznych KSS w zależności od wartości strumienia przepływającego płynu.

Ważne jest, aby różnica ciśnienia statycznego ($\Delta p = p^+ - p^-$) była maksymalnie największa, co mogłoby zminimalizować skutki wpływu nachylenia kryzy na otrzymane wartości spiętrzenia ciśnienia różnicowego względem kryzy segmentowej o tym samym

module i strumieniu przepływającego płynu określonym liczbą Re . Obniżenie dolnej granicy liczby Re pozwala na wykonywanie pomiarów przy mniejszych wartościach natężenia przepływu.



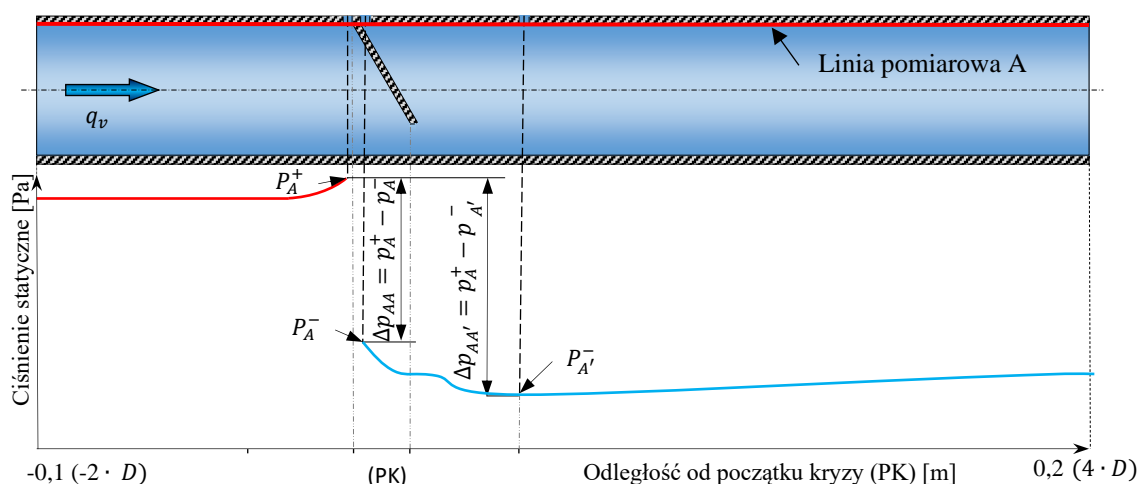
Rys. 5.1. Umieszczenie skrajnych punktów pomiaru ciśnienia A, B, C i D

Wygenerowano 4 wirtualne linie składające się z pojedynczych punktów, (odcinki) równoległe do osi symetrii rurociągu i przechodzące przez punkty A, B, C i D znajdujące się w obszarze kryzy w przekroju poprzecznym, w przecięciach jego osi symetrii ze średnicą rurociągu (rys. 5.).

W maksymalnie górnym położeniu rurociągu znajduje się punkt A, a w najniższym dolnym punkcie tego przekroju jest punkt C. Punkty B i D są ułożone w skrajnych położeniach po prawej i lewej stronie przekroju. Całkowita długość wirtualnych odcinków z punktami pomiarowymi przyjęto jako $6 \cdot D$, z czego początkowy odcinek znajduje się w odległości $2 \cdot D$ przed badaną kryzą pomiarową, a końcowy w odległości $4 \cdot D$ za kryzą. Na wykresach z uzyskanymi rozkładami ciśnień statycznego przyjęto zasadę, że na osi X przedstawiono odległości mierzone od początku kryzy. Wartości ujemne oznaczają miejsca przed początkiem kryzy, a wartości dodatnie miejsca oddalone od początku kryzy zgodnie z kierunkiem przepływu.

Odcinek pomiarowy A

W pierwszej kolejności przedstawiono dane zebrane z punktów rozmieszczonych na linii pomiarowej A. Na wykresie (rys. 5.2) zaprezentowano ogólny widok krzywej rozkładu ciśnienia z naniesionymi punktami przedstawiającymi wartości ciśnienia statycznego do dalszych analiz. Punkty P_A^+ i P_A^- są przypisane na stałe do przegrody kryzy z obu jej stron, natomiast punkt $P_{A'}$ nie posiada stałej współrzędnej. Jest to punkt o najmniejszej wartości ciśnienia statycznego znajdujący się na linii pomiarowej A, którego wartość zostanie określona po wykonanych symulacjach. Utworzono go, aby poznać maksymalne ciśnienie różnicowe na tym odcinku pomiarowym i jest on wyłącznie wyznaczony do rozważań teoretycznych. Nie ma możliwości na wykonanie go w modelu fizycznym do celów doświadczalnych (jego miejsce ulega zmianie wraz z wartością strumienia objętości i zmianą geometrii przewężenia). Przerwanie krzywej ciśnienia statycznego na wykresie (rys. 5.2) świadczy o położeniu punktów w przekroju przegrody kryzy przy natychmiastowym przejściu ze strefy wysokiego do niskiego ciśnienia.



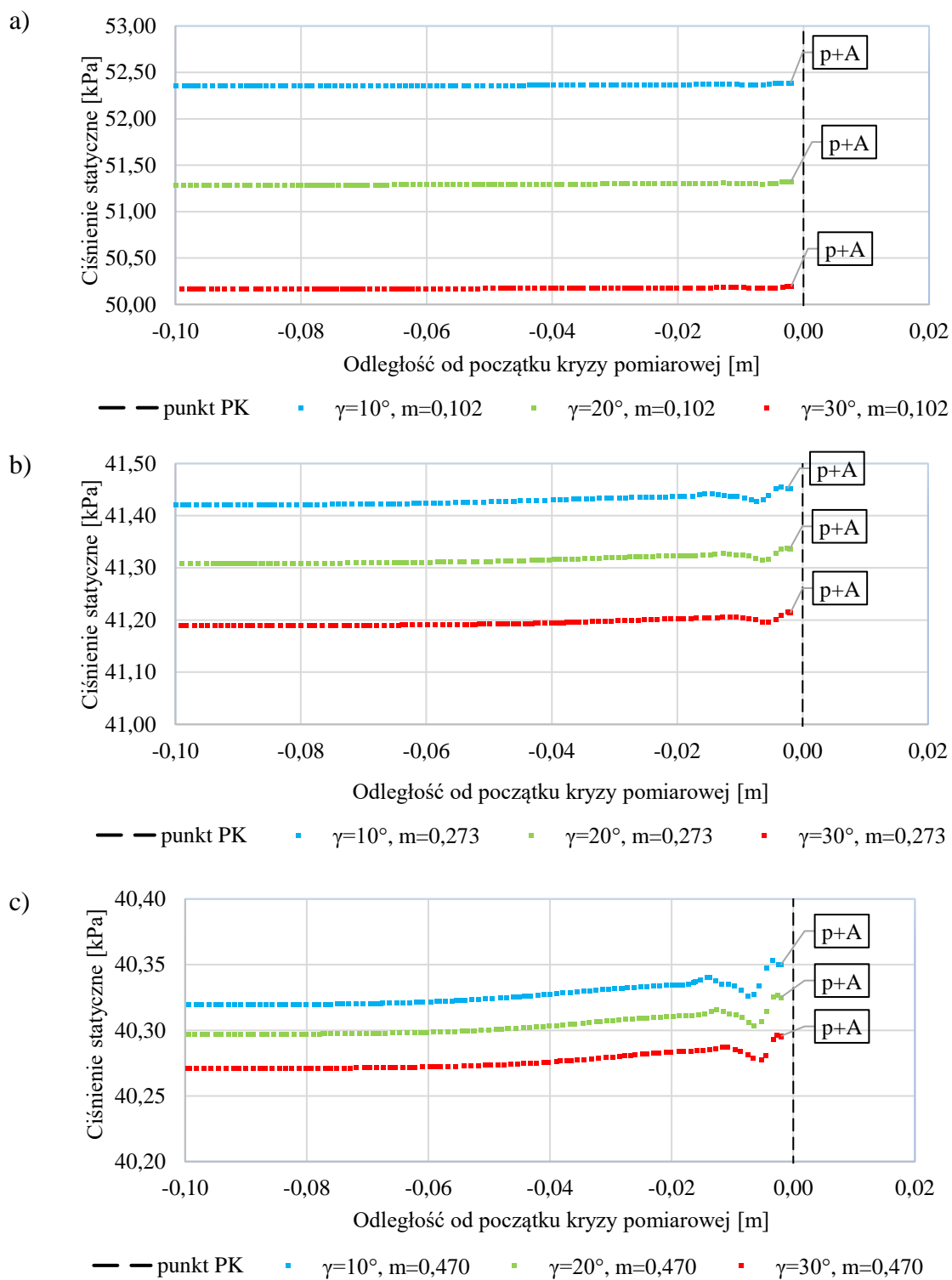
Rys. 5.2. Schemat rozmieszczenia analizowanych punktów poboru ciśnienia na linii pomiarowej A.

Dla testowanych badań numerycznych przyjęto konfiguracje geometryczne dla KSS z kątami nachylenia $\gamma = 10^\circ$, $\gamma = 20^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$ przy trzech modułach $m = 0,102$; $m = 0,273$; $m = 0,470$. Przepływający strumień objętości we wszystkich symulacjach przyjęto, jako stały i równy $q_v = 0,6996 \text{ dm}^3/\text{s}$ co odpowiada natężeniu przepływającego strumienia płynu przy liczbie $Re = 17600$ w rurociągu o średnicy DN50.

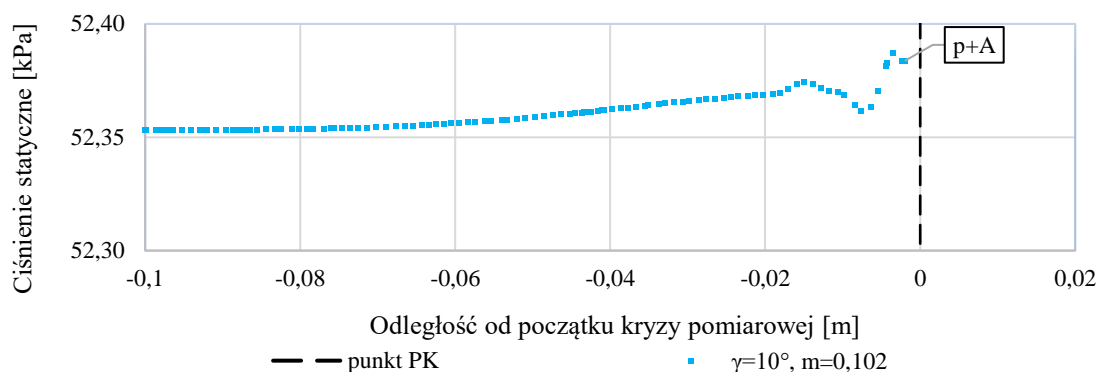
W wyniku badań numerycznych otrzymano duże różnice w wartościach ciśnień statycznych w obu strefach dla wszystkich badanych modułów. Postanowiono rozdzielić otrzymane przebiegi na analizę dla punktu P^+ (przed kryzą) i P^- (za kryzą). Tak zaprezentowane wykresy zostały pozbawione przekłamań spowodowanych sztucznym „wygładzaniem” krzywych przy mniejszych wartościach ciśnienia statycznego na osi Y.

a) Punkt poboru ciśnienia w strefie wyższego ciśnienia (obszar przed kryzą pomiarową).

Na wykresach (rys. 5.3 i rys. 5.4) przedstawiono rozkłady ciśnień statycznych wyznaczonych w symulacji przed kryzą pomiarową. Przed samą kryzą możemy zaobserwować nieznaczne podwyższenie wartości ciśnienia statycznego z jego zafalowaniem. Kształt zafalowania jest podobny dla wszystkich wybranych modułów, niezależnie od kąta nachylenia kryzy γ .



Rys. 5.3. Rozkład ciśnienia w strefie przed kryzą pomiarową dla kątów nachylenia γ (10° ; 20° i 30°) przy wybranych modułach a) $m = 0,102$; b) $m = 0,273$; c) $m = 0,470$

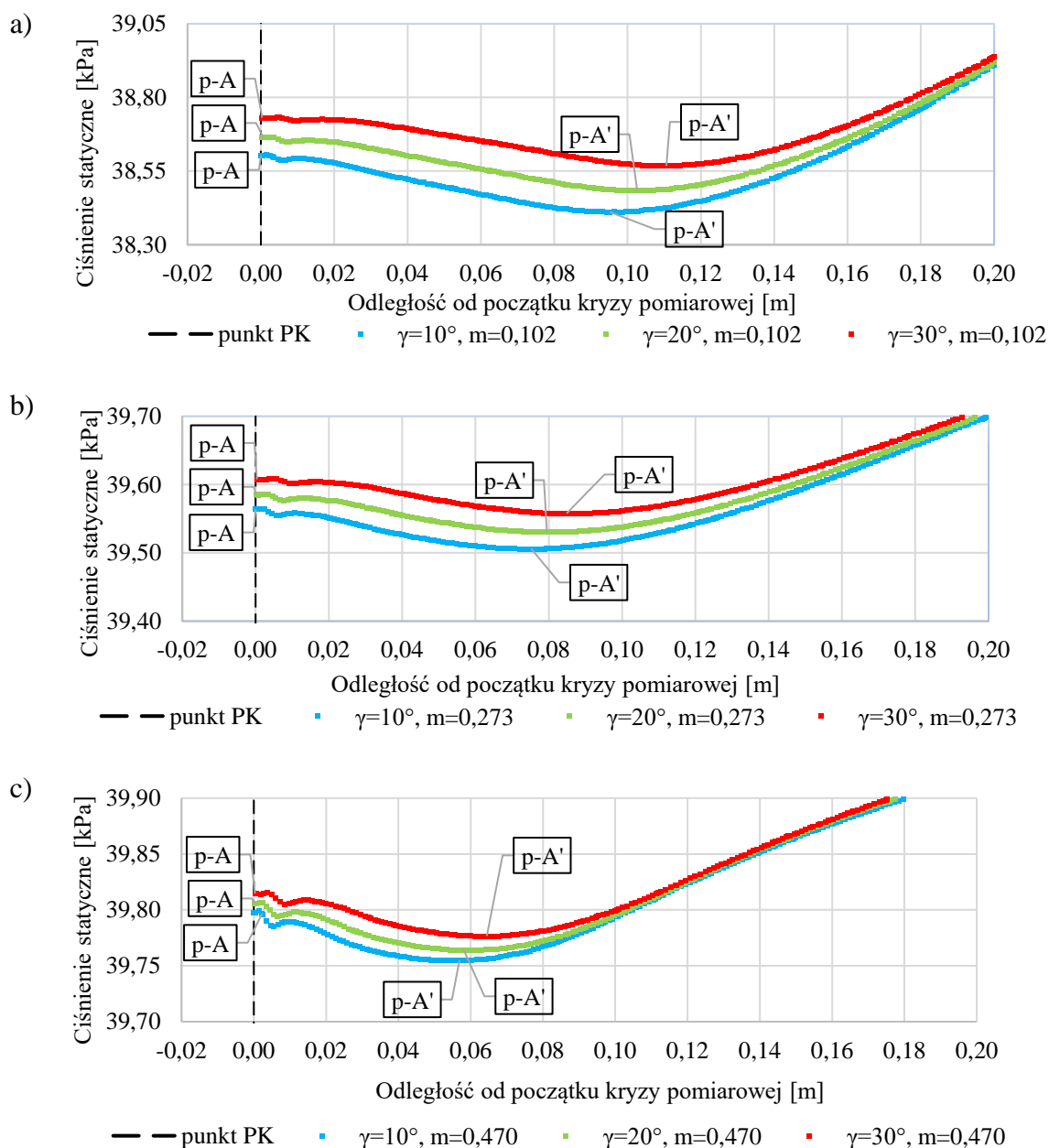


Rys. 5.4. Rozkład ciśnienia w strefie przed kryzą pomiarową dla $\gamma = 10^\circ$ $m = 0,102$

Miejszem o maksymalnej wartości ciśnienia statycznego dla każdej przebadanej symulacyjnie kryzy jest punkt, znajdujący się przed kryzą pomiarową, który oznaczono symbolem p_A^+ .

b) Punkt poboru ciśnienia w strefie niższego ciśnienia (za kryzą pomiarową).

Punkty poboru ciśnienia w strefie niższego ciśnienia na linii pomiarowej A zaznaczono jako P_A^- na przedstawionym wykresie (rys. 5.2). Przebiegi krzywych ciśnień statycznych utworzonych na podstawie symulacji numerycznych przedstawiono na linii pomiarowej A w postaci wykresów (rys. 5.5).



Rys. 5.5. Rozkład ciśnienia statycznego w strefie za kryzą pomiarową dla kątów nachylenia γ (10° ; 20° i 30°) przy wybranych modułach a) $m = 0,102$; b) $m = 0,273$; c) $m = 0,470$

Na otrzymanych krzywych wyróżnia się wyraźnie obszar o najniższej wartości ciśnienia statycznego, gdzie zlokalizowany zostaje punkt $P_{A'}^-$ o najmniejszej jego wartości. Na miejsce usytuowania tego punktu główny wpływ ma przyjęta geometria kryzy. Analizując współrzędne punktu końca kryzy segmentowej skośnej (rys. 5.2) oraz punktu $P_{A'}^-$ zauważono, że wraz ze zmniejszaniem się modułu i zwiększaniem kąta nachylenia γ obszar najniższego ciśnienia statycznego przesuwa się w kierunku zgodnym z przepływem.

Uzyskane wartości ciśnień różnicowych $\Delta p_{AA} = p_A^+ - p_A^-$ są mniejsze od spiętrzenia $\Delta p_{AA'} = p_A^+ - p_{A'}^-$ uzyskanego z symulacji. Obliczono udział procentowy przyrostu/straty różnicowego ciśnienia statycznego, jako (5.1):

$$S_{\Delta p_{XX'}} = \frac{\Delta p_{XX'} - \Delta p_{XX}}{\Delta p_{XX}} \cdot 100 [\%] \quad (5.1)$$

gdzie:

Δp_{XX} – spiętrzenie otrzymane z pary punktów poboru p_X^+ i p_X^-

$\Delta p_{XX'}$ – spiętrzenie otrzymane z pary punktów poboru p_X^+ i $p_{X'}^-$

Obliczony przyrost ciśnienia spiętrzenia na kryzie mieści się w przedziale od 1,40 % do 7,99 %. Szczegółowe wartości uzyskanych spiętrzeń w procesie symulacji dla przyjętego strumienia płynu przedstawiono w tabeli 5.1.

Tabela 5.1.

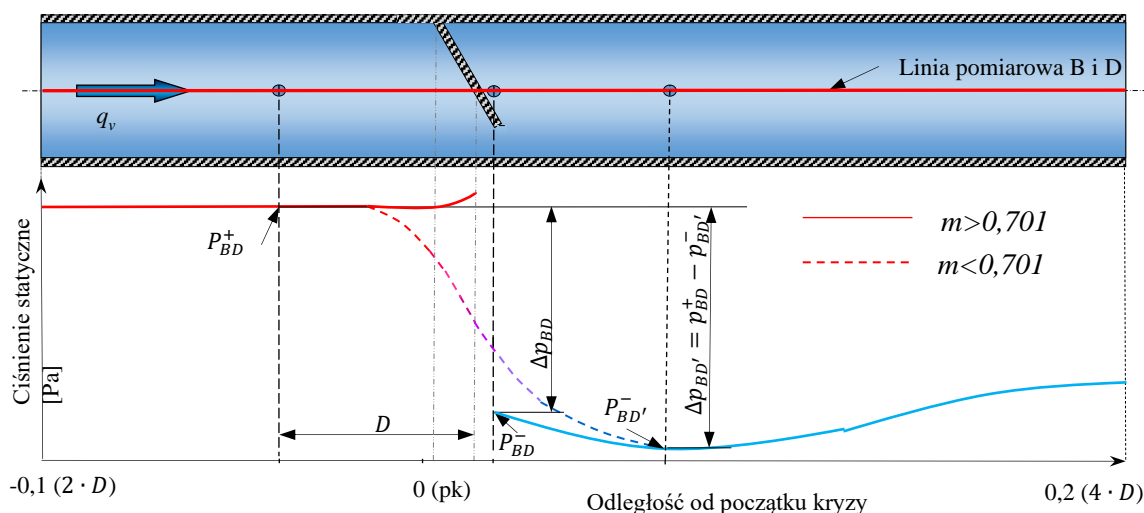
Zestawienie ciśnień różnicowych z badanych par punktów na linii pomiarowej A

γ [°]	Δp_{AA} [Pa]	$\Delta p_{AA'}$ [Pa]	$S_{\Delta p_{XX}}$ [%]
$m = 0,102$			
30	11462,4	11625,6	1,42
20	12654,6	12833,8	1,42
10	13778,5	13971,9	1,40
$m = 0,273$			
30	1606,0	1655,9	3,11
20	1751,0	1805,7	3,12
10	1887,7	1945,8	3,08
$m = 0,470$			
30	480,7	518,5	7,86
20	519,2	560,7	7,99
10	551,7	595,0	7,85

Przyjęcie punktów pomiarowych P_A^+ i $P_{A'}^-$ do wyznaczania wartości ciśnienia różnicowego byłoby rozwiązaniem korzystniejszym ze względu na uzyskane wyższych wartości ciśnienia spiętrzenia. Wraz ze wzrostem wartości modułu, procentowy stosunek różnicy między $\Delta p_{AA'}$ a Δp_{AA} wzrasta od ok. 1,4% dla modułu $m = 0,102$, do ok. 8,0 % dla modułu $m = 0,470$. Skłania to do sugestii, że zastosowanie tej pary poprawiłoby dokładność dokonywania pomiarów pod względem metrologicznym.

Odcinek pomiarowy B i D

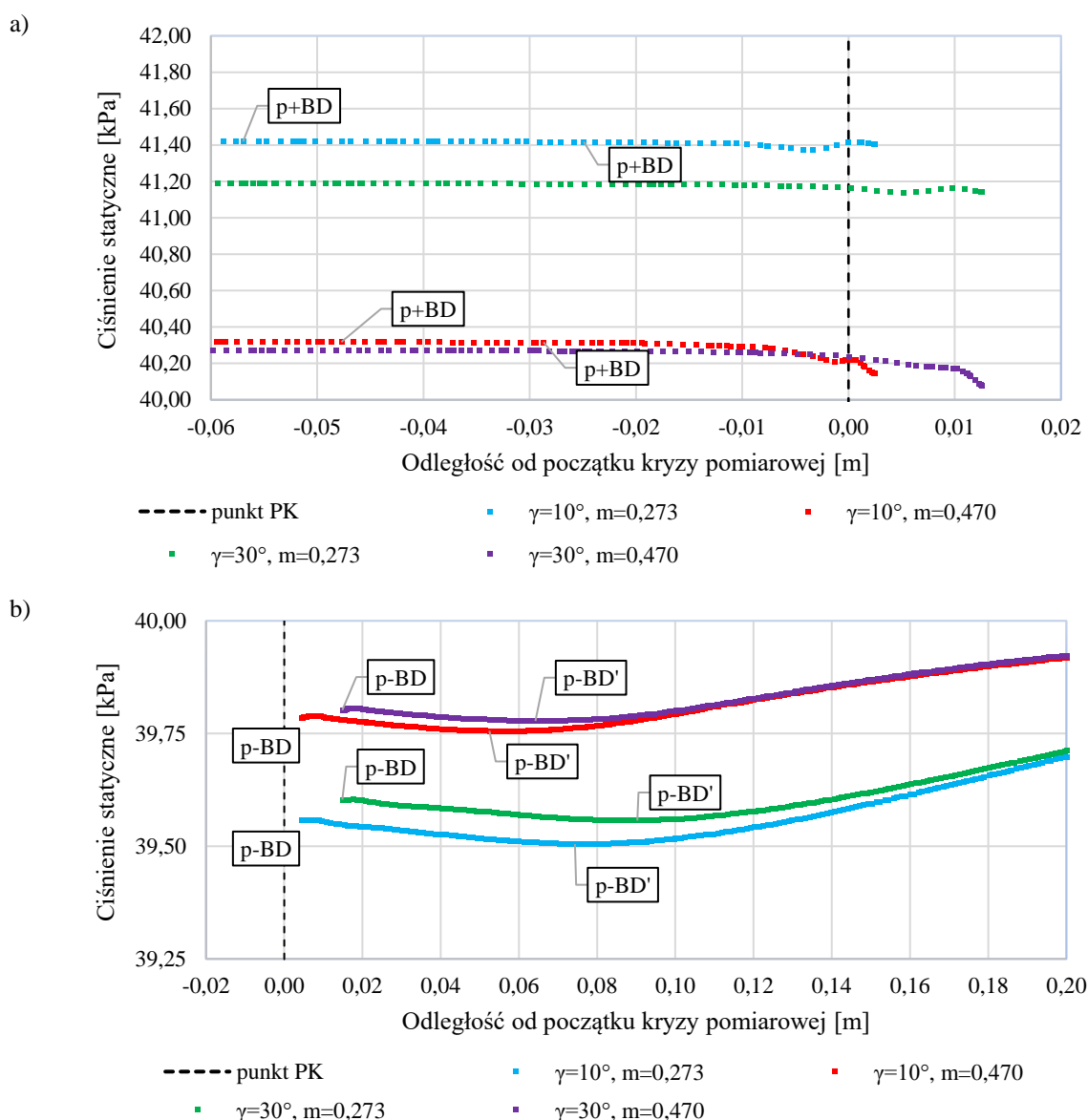
Punkty pomiarowe tworzące odcinki B i D znajdują się w skrajnie bocznych punktach przekroju poprzecznego rurociągu (rys. 5.6).



Rys. 5.6. Schemat rozmieszczenia analizowanych punktów poboru ciśnienia na linii pomiarowej B i D

Przeprowadzone symulacje pozwolą na sprawdzenie wpływu wirów i zaburzeń generowanych przez otwór przelotowy kryzy oraz wartości ciśnień statycznych w tych punktach. Wraz ze zmieniającym się modulem, odległość między krawędzią napływową kryzy, a odcinkami pomiarowymi również ulega zmianie. Wpływ energii potencjalnej z powstających zawirowań w narożu krawędzi kryzy z rurociągiem, jak i samej krawędzi powinien zostać przedstawiony w postaci wartości ciśnienia statycznego.

Przeprowadzono symulacje numeryczne dla wybranych wartości modułów kryzy tak, aby można było przedstawić w przepływającym płynie powstające wiry w obrębie krawędzi otworu przepływowego kryzy. Do ich realizacji wykonano konfiguracje geometryczne opierając się na dwóch kątach nachylenia kryzy $\gamma = 10^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$ oraz dwóch modulech $m = 0,32$; $m = 0,48$. Obliczenia przeprowadzono przy parametrach wejściowych odpowiadających założonej wcześniej liczbie Reynoldsa $Re = 17600$. Otrzymane wyniki z symulacji przedstawiono w postaci wykresów (rys. 5.7) z uwzględnieniem podziału na: „przed kryzą” i „za kryzą”.



Rys. 5.7. Uzyskane rozkłady ciśnienia statycznego na odcinkach pomiarowych B i D
a) przed kryzą pomiarową, b) za kryzą pomiarową

Po analizie uzyskanych rozkładów ciśnienia statycznego (rys. 5.7), widoczny jest negatywny wpływ zaburzeń generowanych przed krawędzią kryzy dla linii pomiarowej B i D. Wraz ze zwiększającym się modulem kryzy do wartości $m = 0,470$ (wysokość otworu przelotowego kryzy $h = 24 \text{ mm}$) zmniejsza się odległość między krawędzią napływową otworu kryzy, a liniami pomiarowymi B i D. Zauważalna jest wówczas tendencja do obniżenia się wartości ciśnienia statycznego na fragmencie krzywej przed punktem przecięcia się odcinka pomiarowego BD, z płaszczyzną napływową kryzy. Umieszczenie punktu poboru ciśnienia P_{BD}^+ przed tym punktem w odległości minimum

D przed początkiem kryzy nie wpływa na zmianę wartości ciśnienia statycznego niezależnego od zastosowanego modułu kryzy.

W strefie niższego ciśnienia (za kryzą) przyjęto punkt poboru ciśnienia P_{BD}^- umiejscowiony bezpośrednio (stycznie) za kryzą pomiarową. Wyznaczono również dodatkowy punkt $P_{BD'}^-$ - niezbędny do rozważań teoretycznych. Znajduje się on w obszarze o najniższej wartości ciśnienia statycznego.

W tabeli 5.2 przedstawiono wartości ciśnień różnicowych wyznaczonych z przyjętych wcześniej punktów pomiarowych: $\Delta p_{BD} = p_{BD}^+ - p_{BD}^-$, $\Delta p_{BD'} = p_{BD}^+ - p_{BD'}^-$, oraz obliczono (5.1) stosunek przyrostu/strat różnicowego ciśnienia statycznego między tymi punktami.

Tabela 5.2.

Zestawienie wartości ciśnień różnicowych z badanych par punktów na linii pomiarowej BD

m [-]	Δp_{BD} [Pa]	$\Delta p_{BD'}$ [Pa]	$S_{\Delta p_{xx}}$ [%]
$\gamma = 30^\circ$			
0,273	1580,4	1626,7	2,93
0,470	460,2	484,4	5,26
$\gamma = 10^\circ$			
0,273	1858,7	1911,0	2,81
0,470	525,3	556,4	5,92

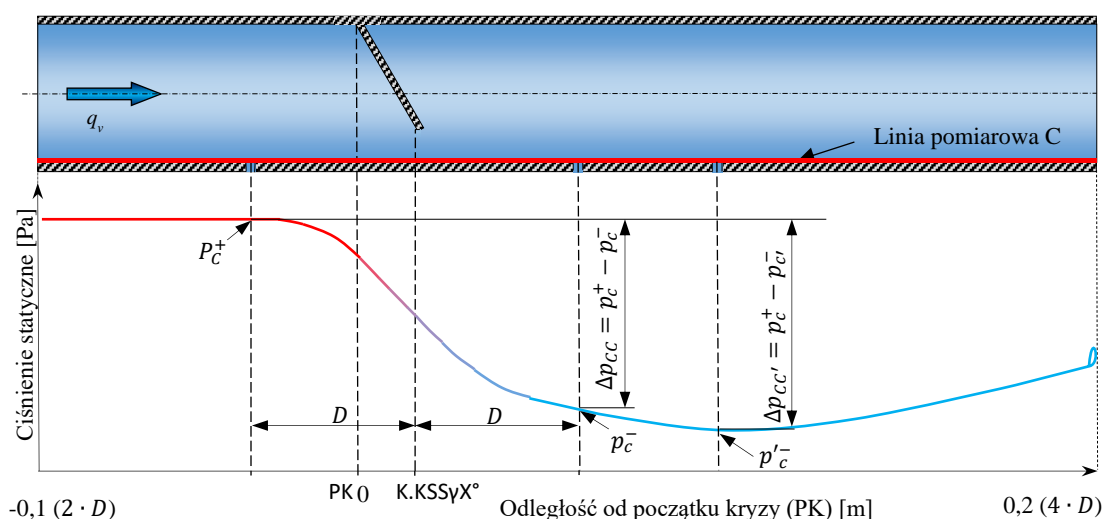
Wyznaczone ciśnienie różnicowe (ciśnienie spiętrzenia) przy użyciu pary punktów $\Delta p_{BD'} = p_{BD}^+ - p_{BD'}^-$ posiada wyższe wartości od ciśnienia wyznaczonego przy użyciu punktów p_{BD}^+ z punktem p_{BD}^- ($\Delta p_{BD} = p_{BD}^+ - p_{BD}^-$). Wartość różnicy ciśnienia pomiędzy wartością $\Delta p'_{BD}$, a Δp_{BD} dla stałego modułu wzrasta wraz ze zmniejszaniem kąta γ (nachylenie kryzy). Punkt poboru ciśnienia p_{BD}^- jest punktem będącym pod silnym działaniem zaburzeń wynikających z zawirowań powstających podczas przepływu płynu w okolicy krawędzi napływowej kryzy, a ścianą rurociągu.

Otrzymane wartości spiętrzenia ciśnienia na kryzie (dla tej samej geometrii) są wartościami mniejszymi od spiętrzenia ciśnienia na linii A (Δp_{AA}).

Odcinek pomiarowy C

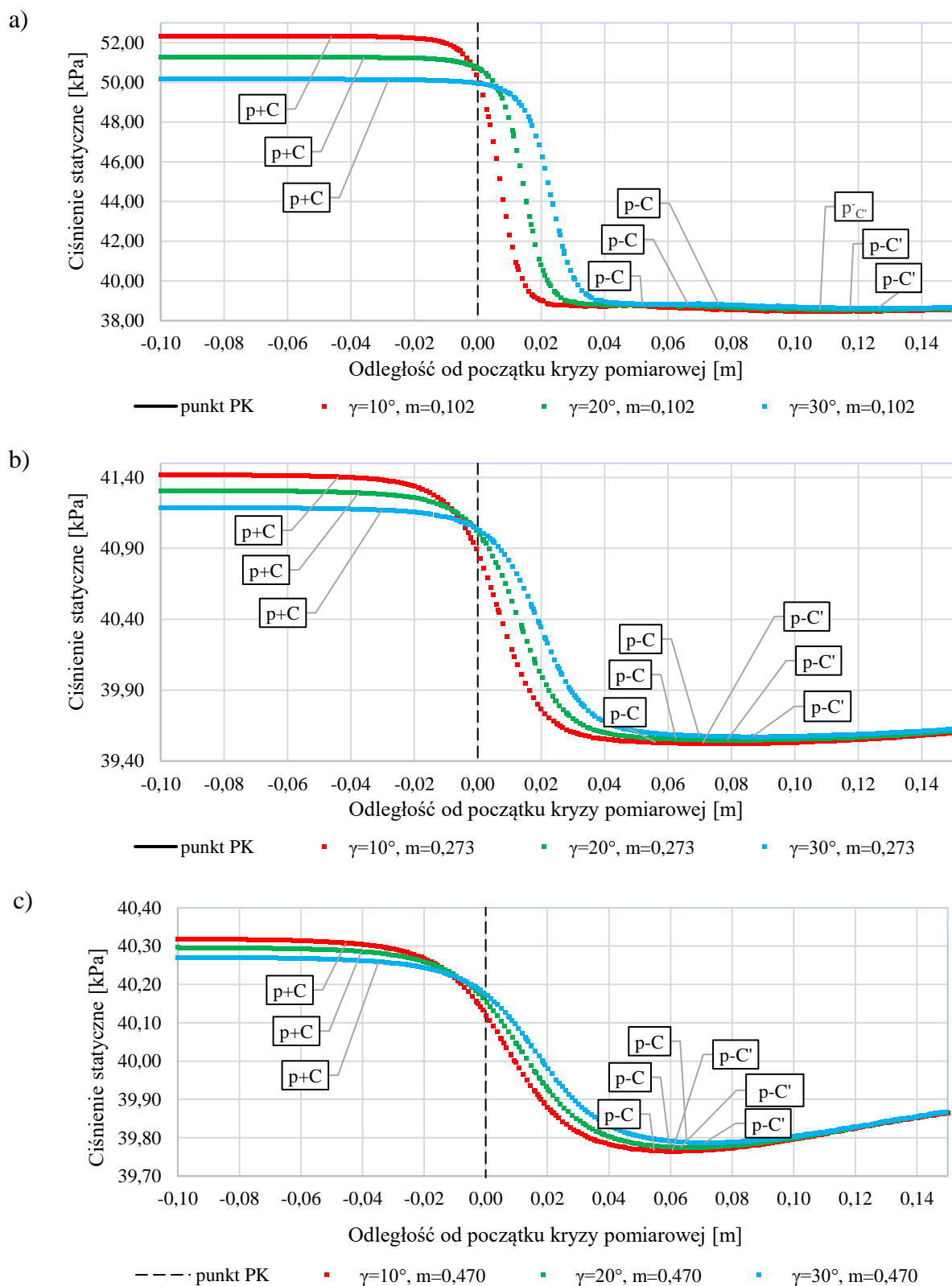
Punkty dla odcinka pomiarowego C tworzą linię ciągłą z zaznaczonym miejscem przepływu płynu przez kryzę KSS (rys. 5.8). Nie występuje tu przejście linii pomiarowej C przez kryzę. Zmiana wartości ciśnienia statycznego w obszarze przepływu płynu przez otwór kryzy powiązana jest z wartościami modułów KSS oraz kątem nachylenia γ . Spowodowane jest to wzrostem prędkości przepływającego płynu przez zmniejszający się otwór przekroju przepływowego, wywołany nachyleniem przegrody kryzy. Powstające przesunięcie przewężenia kryzy powoduje przemieszczenie obszaru o zmniejszającym się ciśnieniu statycznym wraz z przepływem.

W kryzie segmentowej ($\gamma = 0^\circ$) wykonanej zgodnie z normą [73] przewężenie występuje w płaszczyźnie napływowej kryzy. Do przeprowadzenia dalszej analizy wykorzystano ciśnienie statyczne w punkcie p_c^+ umieszczone w odległości D przed krawędzią spływu kryzy, a wartością ciśnienia statycznego p_c^- w punkcie ulokowanym w odległości D za krawędzią spływu kryzy (rys. 5.8) (K.KSS γ XX°mXX - Koniec. Kryzy Segmentowej Skośnej γ XX° modułXX).



Rys. 5.8. Schemat rozmieszczenia analizowanych punktów poboru ciśnienia na linii pomiarowej C

Uzyskane dane z symulacji numerycznych pogrupowano ze względu na zastosowany moduł (rys. 5.9). Wartość ciśnienia spiętrzenia dla kryzy KSS o module $m=0,102$ wynosi ok. 12 kPa, a przy module $m=0,470$ ulega zmniejszeniu do ok. 0,5 kPa.



Rys. 5.9. Punkt poboru ciśnienia p_C^+ , p_C^- i $p_{C'}^-$, dla kątów nachylenia γ (10° ; 20° i 30°) przy modułach:
a) $m = 0,102$; b) $m = 0,273$; c) $m = 0,470$

Na wykresach (rys. 5.9) przedstawiono rozkłady ciśnienia statycznego w obszarze kryzy z zaproponowanymi najkorzystniejszymi punktami do poboru ciśnienia przed i za kryzą pomiarową (p_C^+ i p_C^-). Jednak nie są to maksymalne i minimalne wartości w prezentowanych przebiegach. Wyznaczono punkt $p_{C'}$ za kryzą pomiarową, czyli miejsce, w którym zarejestrowano najniższą wartości ciśnienia statycznego w obszarze za kryzą w zależności od przyjętego modułu i nachylenia kryzy γ . Wartości spiętrzeń dla $\Delta p_C = p_C^+ - p_C^-$, $\Delta p_{CC'} = p_C^+ - p_{C'}$ i stosunek przyrostu/strat różnicowego ciśnienia statycznego według równania (5.1) przedstawiono w tabeli 5.3.

Tabela 5.3.

Zestawienie różnicy ciśnień statycznych badanych par punktów na linii pomiarowej C

kąt γ [°]	Δp_{CC} [Pa]	$\Delta p_{CC'}$ [Pa]	$S_{\Delta p_{XX}}$ [%]
<i>m=0,102</i>			
10	13648,6	13877,2	1,67
20	12497,5	12473,9	1,93
30	11311,6	11531,4	1,91
<i>m=0,273</i>			
10	1873,4	1882,5	0,49
20	1737,9	1745,9	0,46
30	1592,8	1599,3	0,41
<i>m=0,470</i>			
10	542,4	543,5	0,20
20	507,1	511,1	0,79
30	471,4	472,8	0,30

Porównanie proponowanych punktów poboru ciśnienia KSS z punktami przytarczowymi stosowanymi dla kryzy segmentowej wg normy PN-93/M-53950.

Najkorzystniejszych punktów poboru ciśnienia w prototypowym rozwiązaniu modułowego przepływomierza z kryzą segmentową skośną poszukiwano zgodnie z przedstawionymi założeniami. W wyniku powstających niekorzystnych zawirowań oraz mniejszych spiętrzeń w obszarze umiejscowienia punktów poboru ciśnienia na linii pomiarowej B i D oraz problemów technologicznych wynikających z rozmieszczenia tych punktów, postanowiono nie uwzględniać ich w procesie wyboru najodpowiedniejszej pary do pomiaru.

Zaproponowano dodatkową parę punktów poboru ciśnienia ulokowanych na linii pomiarowej A i C. Do wstępnej analizy przyjęto, że ze strefy przed kryzą pomiarową wybrano punkt znajdujący się na odcinku A styczny do kryzy (P_A^+), natomiast za kryzą przyjęto punkt po przeciwległej stronie osi rurociągu względem odcinka A, czyli na odcinku pomiarowym C w odległości D za końcem spływu kryzy K.KSS γ XX° (P_C^-). Nową parę punktów określono ogólnym symbolem $\Delta p_{AC} = p_A^+ - p_C^-$.

Założono, że dla wartości ciśnień statycznych otrzymanych z punktów do poboru ciśnienia $P_A^+, P_C^+, P_A^-, P_C^-$ i P_C^- z badanego symulacyjno-numerycznie przypadku kryzy KSS ($\gamma = 0^\circ; 20^\circ$ i $30^\circ; m = YY; PP.X$) zostanie wyznaczone ciśnienie różnicowe spiętrzenia ($\Delta p_{PP.X}^*$) kryzy segmentowej obliczono na podstawie równania (5.2) zgodnego z normą [73]. Kryza segmentowa będzie posiadała ten sam moduł, a za wartość strumienia masy q_m podstawiono wartość zgodną z zastosowanym profilem prędkości PP.X ($\gamma = 0^\circ; m = YY; PP.X$):

$$\Delta p_{PP.X}^* = \frac{\left(\frac{q_{mPP.X} \cdot \sqrt{1 - m^2}}{C \cdot F_{II}} \right)^2}{2\rho} \quad (5.2)$$

Po otrzymaniu teoretycznej (literaturowej) wartości spiętrzenia ciśnienia płynu Δp^* przepływającego przez kryzę segmentową (KS) obliczono względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia $S_{\Delta p_{KSS/CFD/KS}}$ na kryzie segmentowej skośnej w odniesieniu do wartości teoretycznej kryzy segmentowej:

$$S_{\Delta p_{KSS-CFD/KS}^*} = \frac{\Delta p_{KSS-CFD} - \Delta p_{PP.X}^*}{\Delta p_{PP.X}^*} \cdot 100 [\%] \quad (5.3)$$

gdzie:

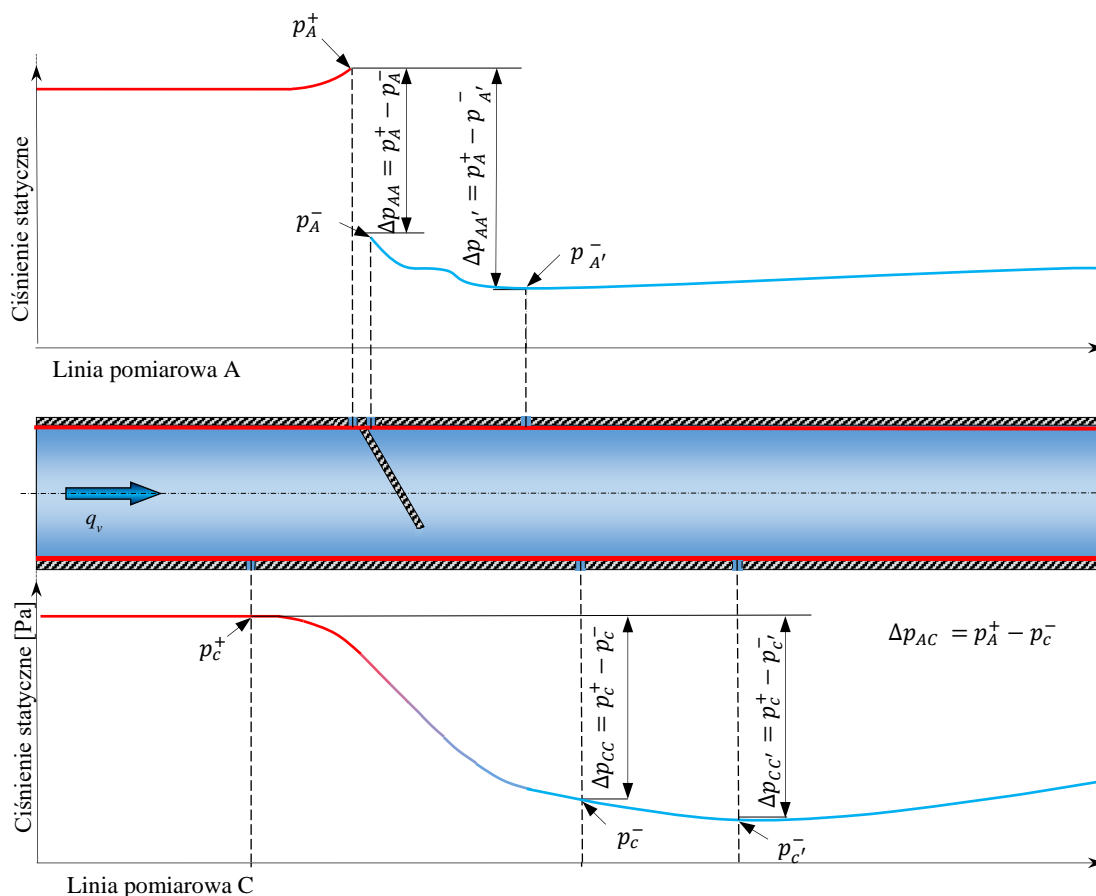
$\Delta p_{KSS-CFD}$ – spiętrzenie otrzymane z badanych pary punktów poboru dla KSS
(z symulacji numerycznych CFD)

$\Delta p_{PP.X}^*$ – spiętrzenie dla KS* obliczone według PN-93/M-53950 (5.2)

Wprowadzenie wartości $S_{\Delta p_{KSS-CFD/KS}^*}$ umożliwia przedstawienie w dalszej części pracy wyników z kilkunastu symulacji numerycznych CFD które uwzględniają zmiany modułu kryzy KSS, kąta nachylenia γ , rozmiaru średnicy rurociągu oraz wartości natężenia przepływającego płynu. Otrzymane wyniki przedstawiono na wspólnych wykresach zestawiając wartość ciśnienia spiętrzenia w różnych miejscach na liniach pomiarowych

A i C. Każdorazowo po zakończeniu obliczeń, odczytywano wartości ciśnień panujących w punktach P_X^+ i P_X^- tworząc spiętrzenia dla par Δp_{AA} , $\Delta p_{AA'}$, Δp_{CC} , $\Delta p_{CC'}$ i Δp_{AC} zdefiniowanych za pomocą współrzędnych tych punktów.

Na początku przedstawiono wyniki z badań numerycznych, w których zmieniano jedynie wartość modułu i kąta nachylenia kryzy. Zbudowano modele geometryczne KSS opartych na modułach $m_1 = 0,273$, $m_2 = 0,370$ i $m_3 = 0,470$ oraz kątach nachylenia $\gamma = 0^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$. We wszystkich symulacjach numerycznych średnica wewnętrzna rurociągu wynosiła $D = 50\text{mm}$, a wartość strumienia określono profilem PP.6, który odpowiada liczbie Reynoldsa o wartości $Re = 17600$. Tak zestawione parametry wejściowe do badań symulacyjnych pozwalają poznać wpływ modułu oraz kąta nachylenia γ na otrzymane wartości ciśnień różnicowych. Na rysunku 5.10 oznaczono rozkład ciśnień statycznych o wartościach z punktów poboru P_A^+ , P_C^+ , P_A^- , $P_{A'}^-$, P_C^- i $P_{C'}$ na liniach pomiarowych A i C oraz wynikających z nich wartości spiętrzeń ciśnienia statycznego Δp_{AA} , $\Delta p_{AA'}$, Δp_{CC} , $\Delta p_{CC'}$ i Δp_{AC} .



Rys. 5.10. Wybrane punkty poboru ciśnienia na odcinkach pomiarowych A i C

W tabeli 5.4 przedstawiono wartości ciśnień statycznych z wybranych punktów poboru przed kryzą pomiarową i za kryzą pomiarową na liniach pomiarowych.

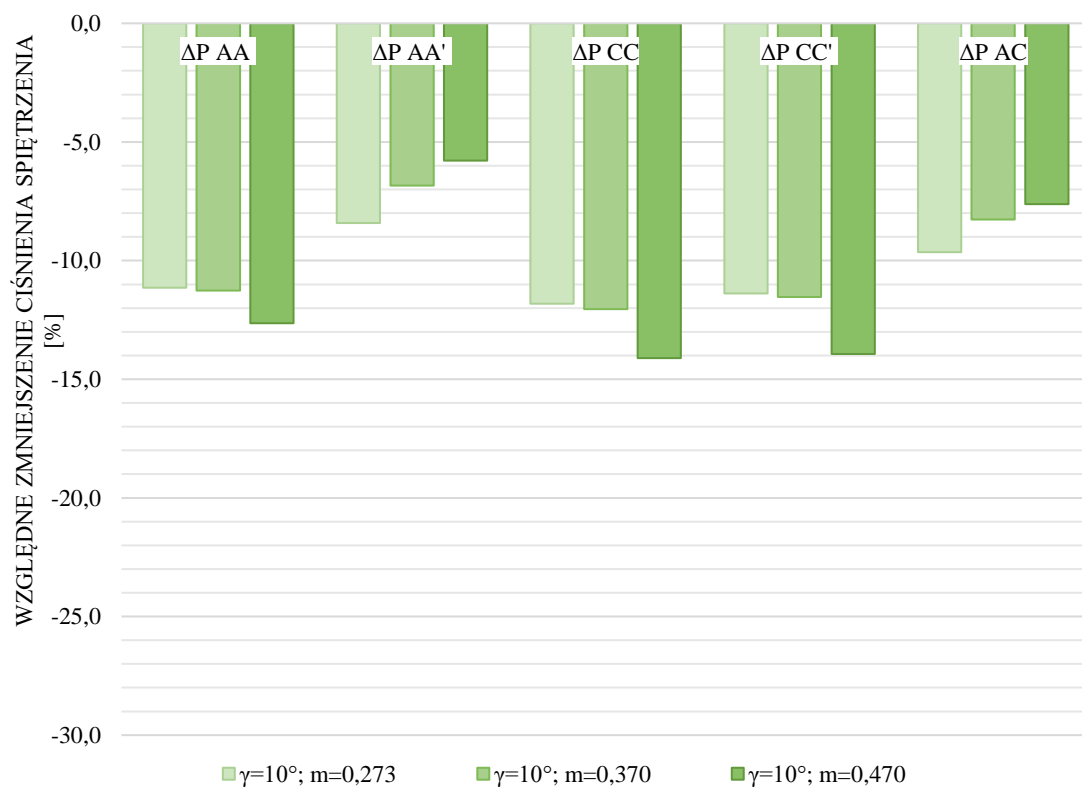
Tabela 5.4

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD w funkcji zmiany kąta nachylenia i modułu

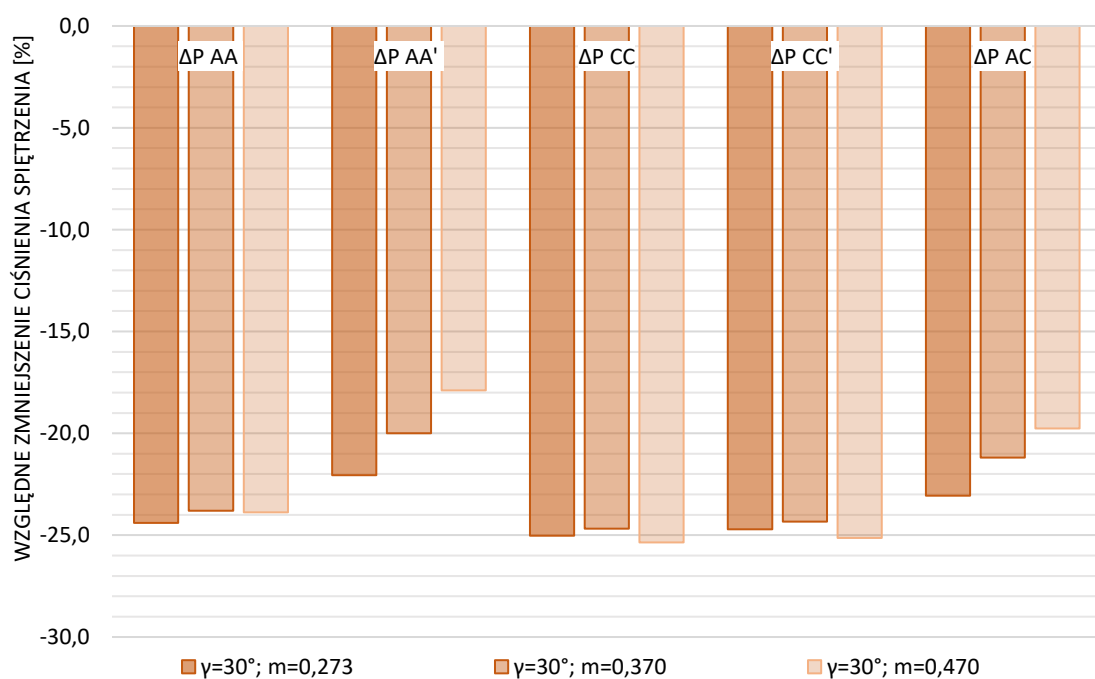
Ciśnienie statyczne w punkcie poboru						
Kryza pomiarowa	P_A^+	P_A^-	$P_{A'}^-$	P_C^+	P_C^-	$P_{C'}^-$
[-]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
$\gamma = 30^\circ; m = 0,273$	41213,7	39607,7	39557,8	41172,0	39579,2	39572,7
$\gamma = 10^\circ; m = 0,273$	41451,8	39564,1	39506,0	41405,7	39532,3	39523,2
$\gamma = 30^\circ; m = 0,370$	40570,5	39732,6	39690,8	40532,1	39703,9	39700,1
$\gamma = 10^\circ; m = 0,370$	40681,3	39705,5	39656,8	40639,8	39672,6	39667
$\gamma = 30^\circ; m = 0,470$	40295,3	39814,6	39776,8	40260,0	39788,6	39787,2
$\gamma = 10^\circ; m = 0,470$	40349,8	39798,1	39754,8	40308,8	39766,4	39765,3
Wartość spiętrzenia z badanych par punktów						
Kryza pomiarowa	$\Delta p_{PP,X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
[-]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
$\gamma = 30^\circ; m = 0,273$		1606,0	1655,9	1592,8	1599,3	1634,5
$\gamma = 10^\circ; m = 0,273$		1887,7	1945,8	1873,4	1882,5	1919,5
$\gamma = 0^\circ; m = 0,273$	2124,5					
$\gamma = 30^\circ; m = 0,370$		837,9	879,7	828,2	832,0	866,6
$\gamma = 10^\circ; m = 0,370$		975,8	1024,5	967,2	972,8	1008,7
$\gamma = 0^\circ; m = 0,370$	1099,6					
$\gamma = 30^\circ; m = 0,470$		480,7	518,5	471,4	472,8	506,7
$\gamma = 10^\circ; m = 0,470$		551,7	595,0	542,4	543,5	583,4
$\gamma = 0^\circ; m = 0,470$	631,5					

Ciśnienie statyczne w parach pomiarowych $\Delta p_{AA'}$ i $\Delta p_{CC'}$ posiadają maksymalne wartości, jakie można uzyskać w danych liniach pomiarowych przy geometrycznie określonym kształcie KSS z połączenia tych punktów pomiarowych. Punkty te są wykorzystywane jedynie do teoretycznych rozważań, analiz i porównań osiągniętych wartości, można je fizycznie wykonać w modelu doświadczalnym.

Wyniki z tabeli 5.4 poddano dalszej analizie (równanie 5.3) dążąc do przedstawienia w jednolitej formie wszystkich otrzymanych wartości odnoszących się do obliczonej wartości spiętrzenia na kryzie segmentowej [73] przy danej wartości kąta nachylenia. Otrzymane wyniki zaprezentowano w postaci wykresów z podziałem na kąty nachylenia $\gamma = 10^\circ$ (rys.5.11) i $\gamma = 30^\circ$ (rys. 5.12). Oś X podzielono na obszary, w których zaprezentowano wartości poszczególnych punktów poboru ciśnienia spiętrzenia.



Rys. 5.11. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na kryzie segmentowej skośnej przy $\gamma = 10^\circ$ w funkcji punktów poboru ciśnienia i wartości modułu



Rys. 5.12. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na kryzie segmentowej skośnej przy $\gamma = 30^\circ$ w funkcji punktów poboru ciśnienia i wartości modułu

Konfiguracja geometryczna KSS z kątem nachylenia $\gamma = 10^\circ$ posiada mniejsze względne zmniejszenie wartości ciśnień spiętrzenia w stosunku do obliczeń KS (wg normy), niż konfiguracje KSS z kątem nachylenia $\gamma = 30^\circ$ co świadczy o generowaniu mniejszych zaburzeń przepływającego płynu przez element pomiarowy, skutkuje to obniżeniem wartości stałej straty KSS względem KS przy tym samym module.

Dla obu badanych kątów γ i zastosowanych modułów m , występuje największe względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia dla pary punktów Δp_{CC} względem obliczonego według normy, teoretycznego spiętrzenia ciśnienia na kryzie segmentowej ($\Delta p_{PP,X}^*$) [73].

Interesującym rozwiązaniem okazało się połączenie miejsc pomiarowych ciśnienia P_A^+ i P_C^- . Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym zarejestrowane w tych punktach pomiarowych Δp_{AC} jest większe od pary $\Delta p_{AA'}$, ale mniejsze od Δp_{AA} , Δp_{CC} i $\Delta p_{CC'}$.

Wykonywano kolejne symulacje dla trzech konfiguracji geometrycznych KSS przy czterech . Przyjęto w pierwszej odmianie geometrycznej kryzę segmentową skośną o module $m = 0,273$ i kącie nachylenia $\gamma = 10^\circ$ (KSS, $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,273$). Drugą kryzę wykonano tak, aby wzmocnić dynamikę przepływu i zwiększyć skalę deformacji czoła profilu w przewężeniu. Zastosowano najmniejszy dostępny moduł dla kryzy segmentowej według normy [73], który wynosił $m = 0,102$ (KSS, $\gamma = 0$; $m = 0,102$). Ostatni badany przypadek rozpatrywano z KSS o kącie nachylenia $\gamma = 30^\circ$ z modulem $m = 0,273$. Pozwoliło to na sporządzenie wykresów, w których porównano wpływ zmiany modułu kryzy lub kąta nachylenia. Celem zwiększenia ilości danych z badań do analizy wykonano symulacje przy czterech wartościach strumienia przepływającego płynu co odpowiada wybranym profilom prędkości na wejściu do obliczeń numerycznych, czyli:

- PP.1 (Re=3780),
- PP.3 (Re=8800),
- PP.4 (Re=11320),
- PP.6 (Re=17600).

Wartości ciśnień statycznych odczytanych w wybranych punktach poboru ciśnienia oraz ich spiętrzenia zestawiono w tabelach (tab. 5.5, tab. 5.6 i tab. 5.7). We wszystkich przebadanych konfiguracjach geometrycznych największe wartości spiętrzenia ciśnienia różnicowego na kryzie posiada para punktów pomiarowych $\Delta p_{AA'}$. Wynika to z umieszczenia punktu P^+ bezpośrednio przed kryzą pomiarową, gdzie występuje największe ciśnienie statyczne oraz przyjętego „ruchomego” punktu P_A^- za kryzą

pomiarową. Punkt ten umiejscowiony jest każdorazowo w miejscu, gdzie odnotowano najniższą wartość ciśnienia statycznego na linii pomiarowej A. Zaobserwować można również, że geometria KSS z modułem $m = 0,102$ o kącie nachylenia $\gamma = 30^\circ$ generuje spiętrzenie niższe od kryzy o kącie nachylenia $\gamma = 10^\circ$ co jest zgodne z założeniami dotyczącymi generowania mniejszych oporów podczas przepływu płynu przez przeszkodę z nachyloną płaszczyzną kryzy.

Tabela 5.5.

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD w przypadku $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,273$

KSS $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,273$						
Profil prędkości	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	41451,8	39564,1	39506,0	41405,7	39532,3	39523,2
PP.4	40598,9	39818,7	39796,4	40579,5	39805,9	39803,0
PP.3	40363,8	39888,9	39876,0	40351,8	39881,5	39879,8
PP.1	40066,6	39979,1	39976,9	40064,4	39977,7	39977,5
Profil prędkości	$\Delta p_{PP.X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	2124,5	1887,7	1945,8	1873,4	1882,5	1919,5
PP.4	877,8	780,2	802,5	773,6	776,5	793,0
PP.3	530,8	474,9	487,8	470,3	472,0	482,3
PP.1	97,5	87,5	89,7	86,7	86,9	88,9

Tabela 5.6.

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD w przypadku $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,102$

KSS $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,102$						
Profil prędkości	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	52383,7	38603,8	38411,2	52333,6	38685	38456,4
PP.4	45086,9	39419,6	39348,7	45066,7	39460	39370,7
PP.3	43078,0	39646,5	39605,5	43065,7	39671,4	39618,5
PP.1	40561,5	39934,8	39928,2	40559,2	39937,1	39930,8
Profil prędkości	$\Delta p_{PP.X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	15944,2	13779,9	13972,5	13648,6	13877,2	13698,7
PP.4	6587,9	5667,3	5738,2	5606,7	5696	5626,9
PP.3	3983,8	3431,5	3472,5	3394,3	3447,2	3406,6
PP.1	732,0	626,7	633,3	622,1	628,4	624,4

Tabela 5.7.

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD przypadku $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,102$

KSS $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,102$						
Profil prędkości	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	50193,6	38731,2	38567,7	50143,1	38831,5	38611,7
PP.4	44180,8	39473,2	39413,3	44160,1	39510,1	39434,5
PP.3	42540,9	39677,5	39642,9	42528,3	39698,2	39655,8
PP.1	40465,4	39940,5	39935,0	40463,2	39942,7	39937,6
Profil prędkości	$\Delta p_{PP,X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
PP.6	15944,2	11462,4	11625,9	11311,6	11531,4	11362,1
PP.4	6587,9	4707,6	4767,5	4650	4725,6	4670,7
PP.3	3983,8	2863,4	2898,0	2830,1	2872,5	2842,7
PP.1	732,0	524,9	530,4	520,5	525,6	522,7

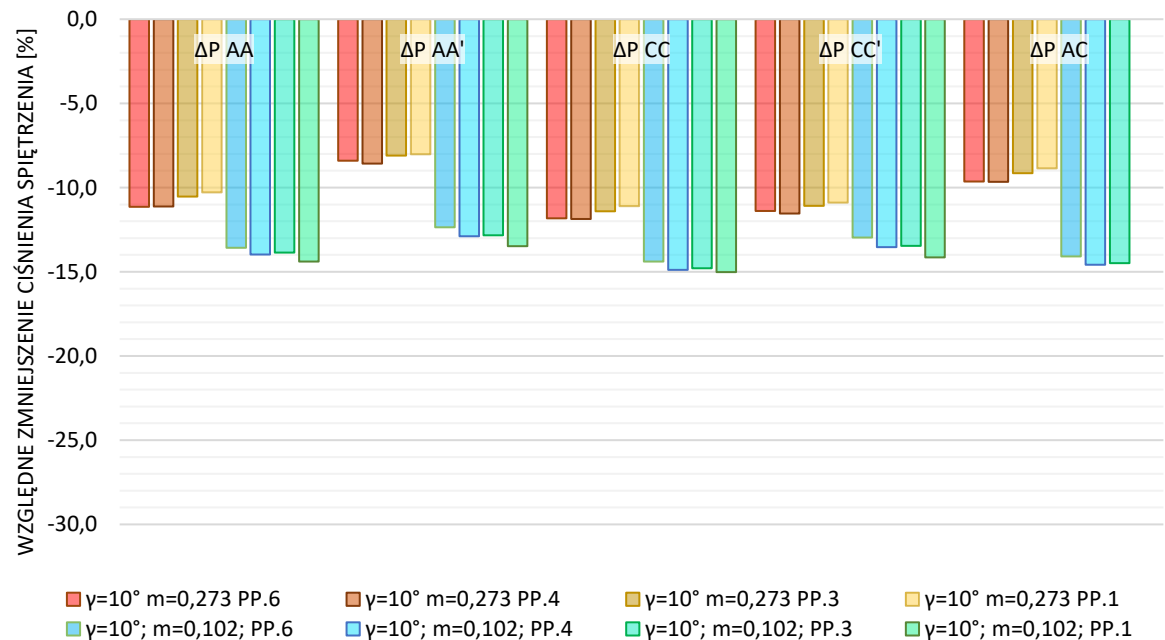
Uzyskane z wybranych punktów pomiarowych wartości spiętrzeń (rys. 5.10) porównano ze spiętrzeniem uzyskanym dla kryzy segmentowej obliczonej według normy z równania 5.2. Wyznaczono z badań symulacyjnych względne procentowe zmniejszenie uzyskanego spiętrzenia dla badanych par punktów poboru ciśnienia KSS względem obliczonego spiętrzenia na KS o tym samym module które przedstawiono w tabeli 5.8.

Tabela 5.8.

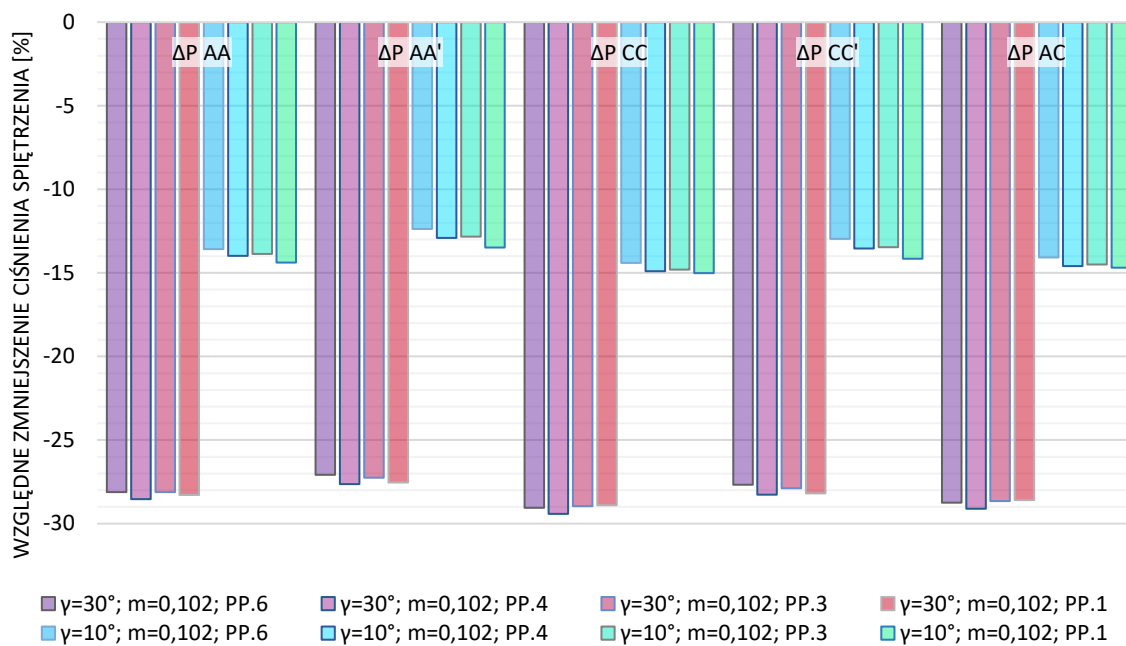
Względne zmniejszenia uzyskanych ciśnień w badanych przypadkach dla kryzy KSS względem KS wyrażona w procentach

	PP.6	PP.4	PP.3	PP.1
$\gamma = 10^\circ; m = 0,273$				
Δp_{AA}	-11,1	-11,1	-10,5	-10,3
$\Delta p_{AA'}$	-8,4	-8,6	-8,1	-8,0
Δp_{CC}	-11,8	-11,9	-11,4	-11,1
$\Delta p_{CC'}$	-11,4	-11,5	-11,1	-10,9
Δp_{AC}	-9,6	-9,7	-9,1	-8,9
$\gamma = 10^\circ; m = 0,102$				
Δp_{AA}	-13,6	-14,0	-13,9	-14,4
$\Delta p_{AA'}$	-12,4	-12,9	-12,8	-13,5
Δp_{CC}	-14,4	-14,9	-14,8	-15,0
$\Delta p_{CC'}$	-13,0	-13,5	-13,5	-14,2
Δp_{AC}	-14,1	-14,6	-14,5	-14,7
$\gamma = 30^\circ; m = 0,102$				
Δp_{AA}	-28,1	-28,5	-28,1	-28,3
$\Delta p_{AA'}$	-27,1	-27,6	-27,3	-27,5
Δp_{CC}	-29,1	-29,4	-29,0	-28,9
$\Delta p_{CC'}$	-27,7	-28,3	-27,9	-28,2
Δp_{AC}	-28,7	-29,1	-28,6	-28,6

Otrzymane powyższe wyniki zwizualizowano na wykresach, porównując wpływ zmiany modułu (rys. 5.13) i kąta nachylenia γ płaszczyzny kryzy (rys. 5.14).



Rys. 5.13. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym w funkcji par punktów poboru ciśnienia spiętrzenia i modułu kryzy m



Rys. 5.14. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym w funkcji par punktów poboru ciśnienia spiętrzenia i kąta nachylenia płaszczyzny γ

Na rysunku 5.13 przedstawiono względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia dla kryz segmentowych o kącie nachylenia $\gamma = 10^\circ$, przy zmieniającym się module w badanym zakresie strumienia przepływającego płynu.

Wraz ze zwiększającym się kątem nachylenia płaszczyzny kryzy (rys. 5.14) z $\gamma = 10^\circ$ na $\gamma = 30^\circ$ przy stałym module ($m = 0,102$) ulega zwiększeniu procentowa wartość względnego zmniejszenia spiętrzenia w porównaniu do spiętrzenia teoretycznego KS z wartości -13,9% dla kąta $\gamma = 10^\circ$ do -28,3% przy kącie $\gamma = 30^\circ$.

Porównując uzyskane wartości spiętrzeń z symulacji numerycznych CFD dla wszystkich badanych konfiguracji geometrycznych KSS wynika, że maksymalne wartości ciśnień uzyskano z punktów pomiarowych P_A^+ i $P_{A'}^-$ ($\Delta p_{AA'}$) natomiast najmniejsze spiętrzenie uzyskano dla punktów P_C^+ i P_C^- (Δp_{CC}).

Badane przypadki KSS charakteryzują się powtarzalnością uzyskanych spiętrzeń niezależnie od wartości natężenia strumienia płynu. Wnioski te otrzymano porównując względne zmniejszenie z otrzymanych wartości spiętrzeń (tab.5.8) na podstawie trzech testowanych przypadków. Z uzyskanych danych obliczono różnicę między maksymalną i minimalną wartością $S_{\Delta p_{KSS-CFD/KS^*}}$ w poszczególnych parach poboru ciśnienia. Otrzymane wyniki przedstawiono w tabeli 5.9, gdzie pokazano maksymalne różnice

względnych zmniejszeń otrzymanych wartości ciśnień między KSS (CFD), a KS(PN) z poszczególnych par poboru ciśnienia.

Tabela 5.9.

Stabilność uzyskanych spiętrzeń KSS względem KS z przeprowadzonych symulacji

	$\gamma = 10^\circ; m = 0,273$	$\gamma = 30^\circ; m = 0,102$	$\gamma = 10^\circ; m = 0,102$
Δp_{AA}	0,9 %	0,4 %	0,8 %
$\Delta p_{AA'}$	0,5 %	0,5 %	1,1 %
Δp_{CC}	0,8 %	0,5 %	0,6 %
$\Delta p_{CC'}$	0,6 %	0,6 %	1,2 %
Δp_{AC}	0,8 %	0,5 %	0,6 %

Wykonano dodatkowo badanie numeryczne CFD mające za zadanie zbadać wpływ zmiany średnic rurociągu na stabilność uzyskiwanych spiętrzeń w analizowanych parach punktów pomiarowych (p^+, p^-). Konieczne było wprowadzenie reguły pozwalającej na ujednolicenie warunków brzegowych i geometrycznych KSS w wykonanych symulacjach numerycznych. Jest to niezbędne, aby można było wykonywać analizy i porównania wyników pomiędzy sobą.

Pierwsza reguła określa wartość natężenia płynu na wejściu do rurociągu. Dobrano ją tak, żeby niezależnie od badanej nominalnej średnicy rurociągu, liczba Reynoldsa określająca charakter przepływu wynosiła $Re = 17600$ (co odpowiada profilowi prędkości PP.6 w rurociągu o średnicy $D = 50\text{mm}$).

Drugą wytyczną była wartość modułu, która wraz z kątem nachylenia γ określa geometrię KSS. Dla badanych kryz KSS zbudowano wirtualne stanowisko (w oprogramowaniu ANSYS) w oparciu o trzy kąty nachylenia ($\gamma = 10^\circ, 20^\circ$ i 30°) oraz trzy średnice wewnętrzne rurociągu ($D_1=50\text{ mm}$, $D_2=100\text{ mm}$ i $D_3=250\text{ mm}$), przy przyjętym module $m=0,370$. Geometrię segmentowej skośnej kryzy pomiarowej zaprojektowano według wytycznych dla kryzy segmentowej zawartej w normie [74]. Wartości ciśnień statycznych otrzymanych w punktach poboru ciśnienia i wynikających z nich spiętrzeń zestawiono w tabelach (tab. 5.10, tab. 5.11 i tab. 5.12).

Tabela 5.10

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD dla przypadku KSS $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,370$ dla DN 50, DN 100 i DN 250

KSS $\gamma = 10^\circ$; $m = 0,370$						
Średnica rurociągu	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
[mm]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	40681,3	39705,5	39656,8	40640,1	39672,6	396670
DN 100	40170,7	39924,9	39917,6	40159,4	39916,2	39915,2
DN 250	40037,2	39996,2	39994,7	40035,5	39994,9	39994,6
Średnica rurociągu [mm]	$\Delta p_{PP.X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	1099,6	975,8	1024,5	967,5	973,1	1008,7
DN 100	279,0	245,8	253,1	243,2	244,2	254,5
DN 250	45,0	41,0	42,5	40,6	40,9	42,3

Tabela 5.11.

Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD przypadku KSS $\gamma = 20^\circ$; $m = 0,370$ dla DN 50, DN 100 i DN 250

KSS $\gamma = 20^\circ$; $m = 0,370$						
Średnica rurociągu	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
[mm]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	40629,6	39718,5	39672,2	40589,0	39687,2	39682,1
DN 100	40157,2	39927,8	39915,9	40147,0	39919,6	39918,4
DN 250	40034,3	39996,1	39994,3	40032,7	39994,8	39994,6
Średnica rurociągu [mm]	$\Delta p_{PP.X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	1099,6	911,1	957,4	901,8	906,9	942,4
DN 100	279,0	229,4	241,3	227,4	228,6	237,6
DN 250	45,0	38,2	40,0	37,9	38,1	39,5

Tabela 5.12.

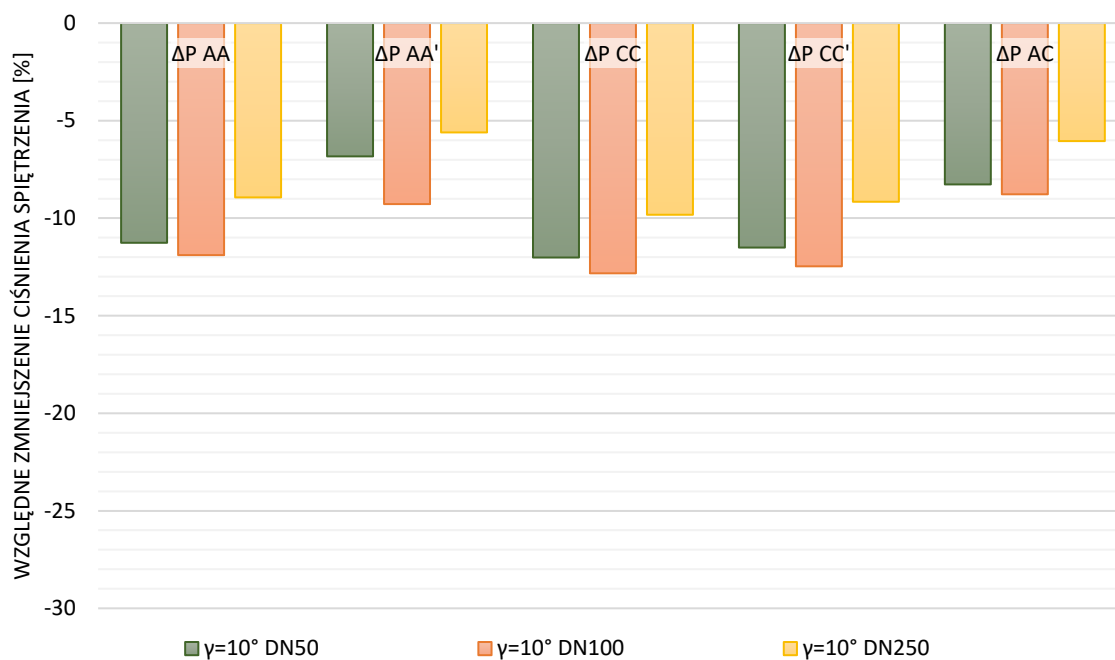
Wyniki z przeprowadzonych symulacji CFD przypadku KSS $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,370$ dla DN 50, DN 100 i DN 250

KSS $\gamma = 30^\circ$; $m = 0,370$						
Średnica rurociągu	p_A^+	p_A^-	$p_{A'}^-$	p_C^+	p_C^-	$p_{C'}^-$
[mm]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	40570,5	39732,6	39690,8	40533,3	39704,9	39700,1
DN 100	40143,0	39931,3	39920,4	40134,3	39923,9	39922,8
DN 250	40031,6	39996,2	39994,6	40030,2	39995,1	39994,9
Średnica rurociągu [mm]	$\Delta p_{PP.X}^*$	Δp_{AA}	$\Delta p_{AA'}$	Δp_{CC}	$\Delta p_{CC'}$	Δp_{AC}
	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]	[Pa]
DN 50	1099,6	837,9	879,7	828,4	833,2	865,6
DN 100	279,0	211,7	222,6	210,4	211,5	219,1
DN 250	45,0	35,4	37,0	35,1	35,3	36,5

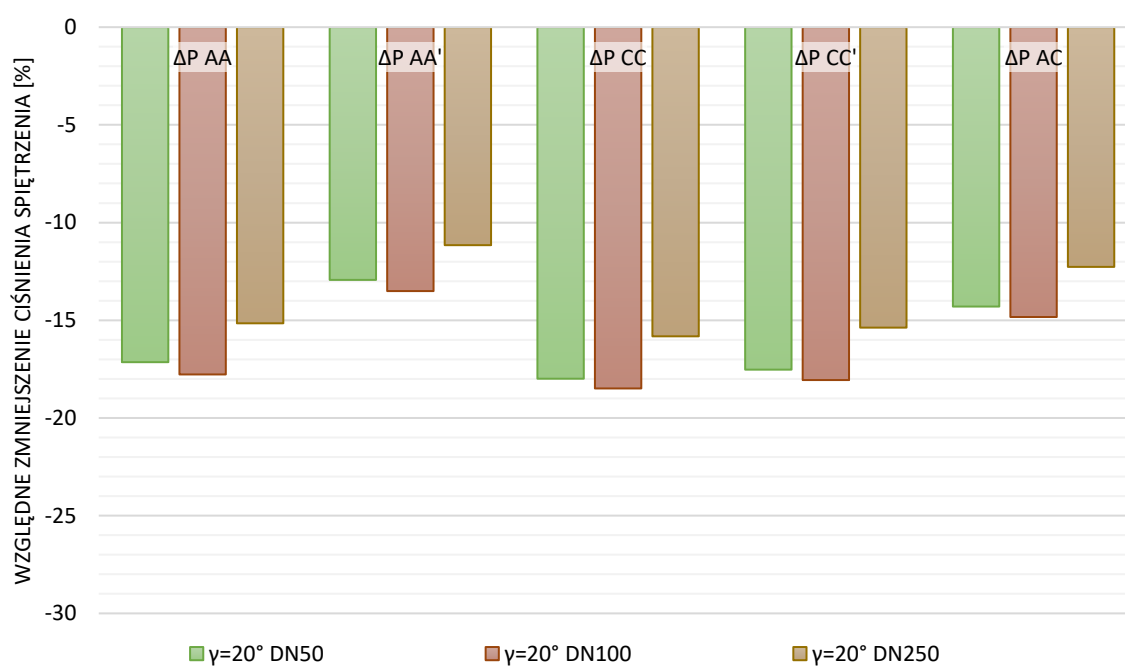
Przy stałej wartości liczby $Re = 17600$ wartości spiętrzeń w przebadanych odmianach kryzy KSS maleją w punktach poboru ciśnienia wraz ze wzrostem średnicy rurociągu i wzrostem nachylenia kąta γ , co jest zgodne z założeniami dotyczącymi generowania mniejszych oporów podczas przepływu płynu przez nachyloną płaszczyznę kryzy segmentowej.

Para punktów $P_{AA'}$ ($P_A^+, P_{A'}^-$) posiada najwyższą wartości spiętrzenia względem pozostałych uzyskanych wartości spiętrzeń we wszystkich przebadanych przypadkach.

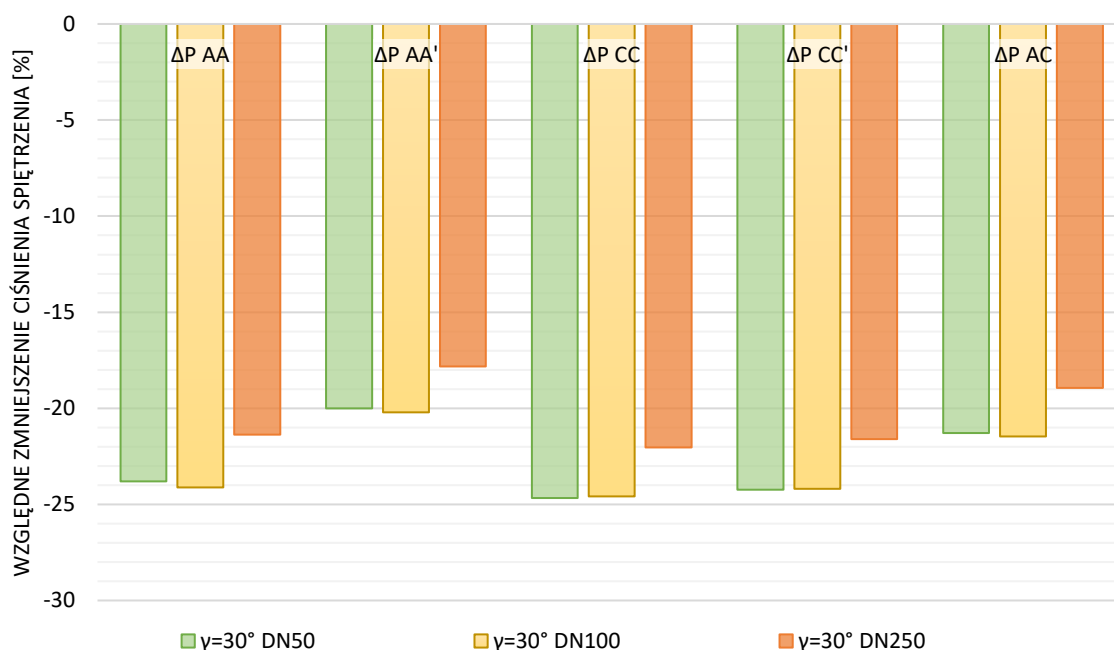
Otrzymane spiętrzenia w parach Δp_X dla badanych konfiguracji geometrycznych podano dalszym obliczeniom (5.2 oraz 5.3), a uzyskane wartości względnego zmniejszenia spiętrzenia przedstawiono w postaci wykresów słupkowych (rys. 5.15, rys. 5.16 i rys. 5.17).



Rys. 5.15. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym dla kąta nachylenia $\gamma = 10^\circ$ przy średnicy rurociągu DN50, DN100 i DN250



Rys. 5.16. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym dla kąta nachylenia $\gamma = 20^\circ$ przy średnicy rurociągu DN50, DN100 i DN250



Rys. 5.17. Względne zmniejszenie ciśnienia spiętrzenia na elemencie pomiarowym dla kąta nachylenia $\gamma = 30^\circ$ przy średnicy rurociągu DN50, DN100 i DN250

Słupki na wykresach przedstawiają procentowe wartości zmniejszenia spiętrzenia wynikające z porównania wyników symulacji ze spiętrzeniem uzyskanym z obliczeń inżynierskich dla KS o tym samym module i średnicy rurociągu. Wyniki posegregowano na pięć grup. W obrębie każdej grupy spiętrzeń ciśnienia (Δp_{AA} , $\Delta p_{AA'}$, Δp_{CC} , $\Delta p_{CC'}$ i Δp_{AC}), obliczono procentowe wartości stosunku różnic między wartościami spiętrzenia, a wartością spiętrzenia dla KS o tym samym module dla różnych wybranych średnic. Różnice w każdej grupie są na podobnym poziomie wynoszącym ok. 3%.

Wybór pary punktów do poboru ciśnienia kryzy segmentowej skośnej.

W celu wybrania odpowiednich miejsc poboru ciśnienia statycznego do wyznaczenia wartości spiętrzenia na kryzy pomiarowej wykonano serie symulacji numerycznych CFD. Wytyczne do badań numerycznych sporządzono tak, aby sprawdzić wpływ wybranych parametrów na otrzymywane wartości spiętrzeń ciśnienia z badanych punktów pomiarowych, które przedstawiono we wstępie do tej części rozprawy.

Parametry podzielono na te, które mają bezpośredni wpływ na rozkład ciśnienia (wartość strumienia cieczy przepływającego przez badany obiekt) oraz na parametry wpływające w sposób pośredni. Są to wymiary geometryczne modelu przepływomierza, w którym zainstalowano kryzę segmentową skośną (średnica przepływomierza,

kąt nachylenia płaszczyzny kryzy oraz wartość modułu kryzy zdefiniowana stosunkiem pola przekroju otworu przelotowego kryzy, do pola rurociągu). Łącznie oparto się na czterech wartościach strumienia przepływu cieczy określonych za pomocą liczby Reynoldsa Re , trzech kątach nachylenia płaszczyzny kryzy γ , trzech średnicach przepływomierza oraz czterech modułach. Tak zróżnicowane parametry pozwoliły na wyciągnięcie wniosków dotyczących wyboru odpowiednich par punktów.

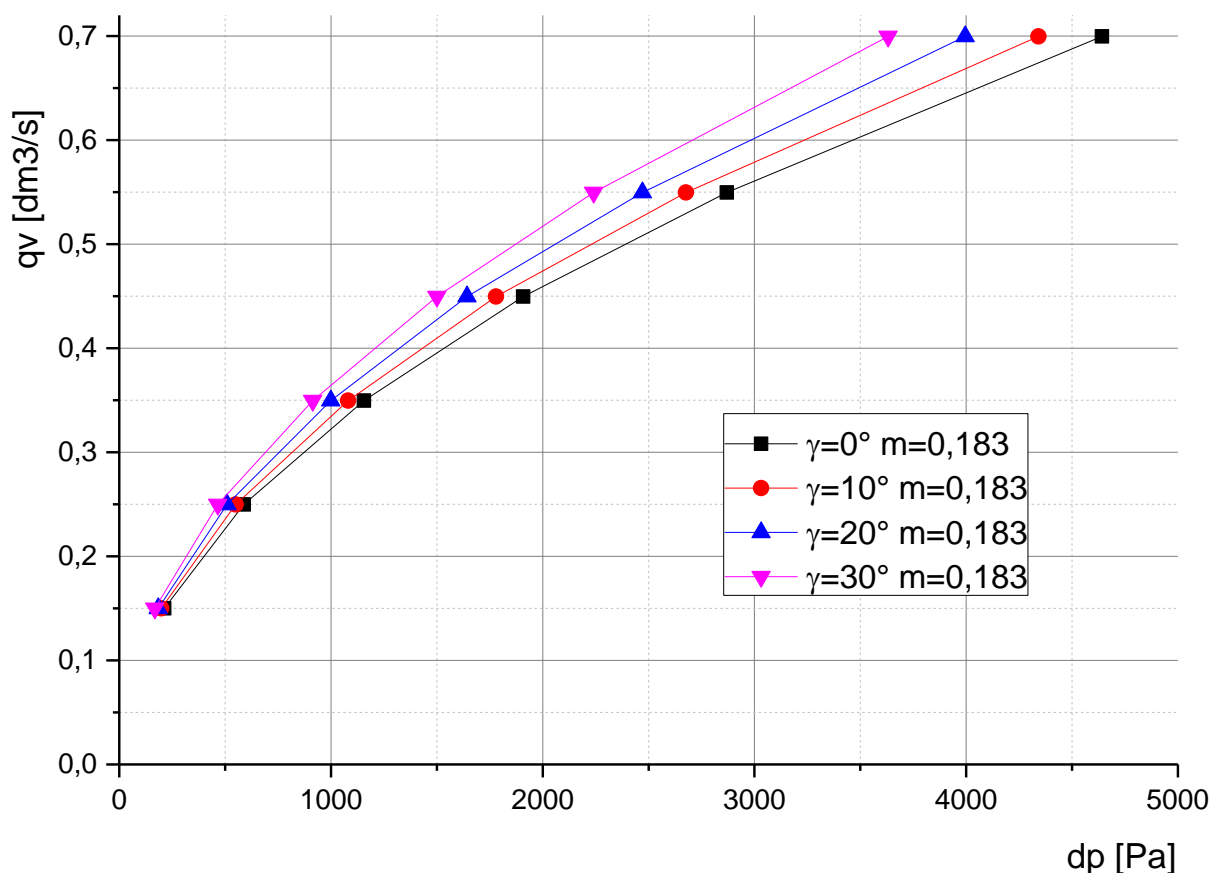
Na wartość uzyskanych spiętrzeń niezależne od wybranych punktów poboru ciśnienia zdecydowanie największy wpływ ma moduł kryzy, następnie wartość natężenia strumienia płynu, a najmniejszy - wartość kąta nachylenia γ .

Mając na uwadze konsekwencje wynikające, ze źle umiejscowionych punktów do poboru ciśnienia, które wywołują zagrożenia metrologiczne podczas przepływu płynu z wtrąceniami innej fazy o wyższej gęstości (ciała stałe) lub wpływu pulsacji ciśnienia wywołanego powstającymi zawirowaniami wybrano punkty umieszczone wzdłuż linii pomiarowej A. Są to punkty P_A^+ i P_A^- umieszczone w górnej części rurociągu, przed i za kryzą pomiarową będące stycznymi z płaszczyzną kryzy. Analogicznie do zasady przedstawionej dla kryzy segmentowej według normy [73] punkty te tworzą aktualnie parę bazową Δp_A do dalszych symulacji i badań doświadczalnych.

5.1.2. Charakterystyki przepływowe badanych kryz na podstawie badań numerycznych CFD

Charakterystykę przepływową ($q_v = f(\Delta p_{CFD})$) wykonano dla wszystkich przypadków geometrycznych przedstawionych w tabeli 4.2. Wykres powstał na podstawie zebranych punktów o współrzędnych: strumienia q_v (rzędna) i ciśnienia spiętrzenia Δp (odcięta). Spiętrzenie Δp_{CFD} uzyskano odczytując wartości ciśnienia różnicowego z punktów poboru ciśnienia dla każdego z użytego do obliczeń profilu prędkości PP.X.

Z uzyskanych danych z symulacji numerycznej wyznaczono metodą dopasowania najmniejszych kwadratów równanie potęgowe funkcji w postaci $y = a_w \cdot x^n$ i przedstawiono na wykresie (rys. 5.18).



Rys. 5.18. Charakterystyki przepływowe KSS z modulem $m=0,183$ dla kąta $\gamma = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ i 30° .

W tabeli 5.13 przedstawiono wartości współczynników funkcji potęgowej $q_v = a_w \cdot \Delta p^n$ dopasowanej do punktów charakterystyki przepływowej wykonanej na podstawie danych z badań symulacyjnych CFD dla wszystkich badanych kryzy KS i KSS przy użyciu wszystkich profili PP.X. Przedstawiono również niepewność $u(a_w)$ i $u(n)$ dopasowana współczynnika a_w i n do otrzymanej linii trendu wraz z współczynnikiem determinacji R^2 (z programu ORIGIN 6.0 Professional).

Tabela 5.13

Charakterystyki przepływowe przepływomierza KSS z badań metodą symulacji CFD.

Moduł [m]	Kąt nachylenia γ [°]	a_w	n	R^2	$u(a_w)$	$u(n)$
0,102	0	0,00587	0,49773	0,99999	$5,97696 \cdot 10^{-5}$	$1,11260 \cdot 10^{-3}$
	10	0,00609	0,49774	1,00000	$3,25971 \cdot 10^{-5}$	$5,89496 \cdot 10^{-4}$
	20	0,00636	0,49771	1,00000	$3,33626 \cdot 10^{-5}$	$5,83589 \cdot 10^{-4}$
	30	0,00661	0,49878	0,99999	$4,64912 \cdot 10^{-5}$	$7,9061 \cdot 10^{-4}$
0,183	0	0,01038	0,49865	0,99999	$5,85779 \cdot 10^{-5}$	$7,07446 \cdot 10^{-4}$
	10	0,01075	0,49853	0,99999	$7,22069 \cdot 10^{-5}$	$8,49514 \cdot 10^{-4}$
	20	0,01109	0,49974	0,99999	$7,68928 \cdot 10^{-5}$	$8,86227 \cdot 10^{-4}$
	30	0,01147	0,50157	1,00000	$5,28764 \cdot 10^{-5}$	$5,96850 \cdot 10^{-4}$
0,273	0	0,01548	0,50103	1,00000	$3,77167 \cdot 10^{-5}$	$3,41793 \cdot 10^{-4}$
	10	0,01590	0,50171	1,00000	$5,24118 \cdot 10^{-5}$	$4,66662 \cdot 10^{-4}$
	20	0,01641	0,50252	1,00000	$5,90136 \cdot 10^{-5}$	$5,14580 \cdot 10^{-4}$
	30	0,01707	0,50306	0,99999	$8,33549 \cdot 10^{-5}$	$7,07535 \cdot 10^{-4}$
0,370	0	0,02156	0,5016	1,00000	$8,88582 \cdot 10^{-5}$	$6,39033 \cdot 10^{-4}$
	10	0,02212	0,50188	1,00000	$7,45527 \cdot 10^{-5}$	$5,27058 \cdot 10^{-4}$
	20	0,02278	0,50258	0,99998	$9,7641 \cdot 10^{-5}$	$6,77445 \cdot 10^{-4}$
	30	0,02314	0,50707	0,99996	$2,85888 \cdot 10^{-4}$	$0,00198 \cdot 10^{-3}$
0,470	0	0,02857	0,50241	0,99999	$1,93761 \cdot 10^{-4}$	$0,00115 \cdot 10^{-3}$
	10	0,02910	0,50357	0,99998	$2,41989 \cdot 10^{-4}$	$0,00143 \cdot 10^{-3}$
	20	0,02996	0,50380	0,99998	$2,58498 \cdot 10^{-4}$	$0,00150 \cdot 10^{-3}$
	30	0,03094	0,50482	0,99997	$3,08922 \cdot 10^{-4}$	$0,00176 \cdot 10^{-3}$
0,571	0	0,03720	0,50216	0,99997	$3,32903 \cdot 10^{-4}$	$1,67332 \cdot 10^{-3}$
	10	0,03748	0,50497	0,99999	$2,07263 \cdot 10^{-4}$	$1,04274 \cdot 10^{-3}$
	20	0,03883	0,50302	0,99997	$3,58135 \cdot 10^{-4}$	$1,75693 \cdot 10^{-3}$
	30	0,04008	0,50401	0,99994	$4,70483 \cdot 10^{-4}$	$2,26623 \cdot 10^{-3}$
0,670	0	0,04786	0,50164	0,99995	$4,99175 \cdot 10^{-4}$	$2,15089 \cdot 10^{-3}$
	10	0,04895	0,50131	0,99992	$6,33538 \cdot 10^{-4}$	$2,69245 \cdot 10^{-3}$
	20	0,05014	0,50144	0,99994	$5,82818 \cdot 10^{-4}$	$2,44299 \cdot 10^{-3}$
	30	0,05193	0,50059	0,99992	$6,76606 \cdot 10^{-4}$	$2,77472 \cdot 10^{-3}$

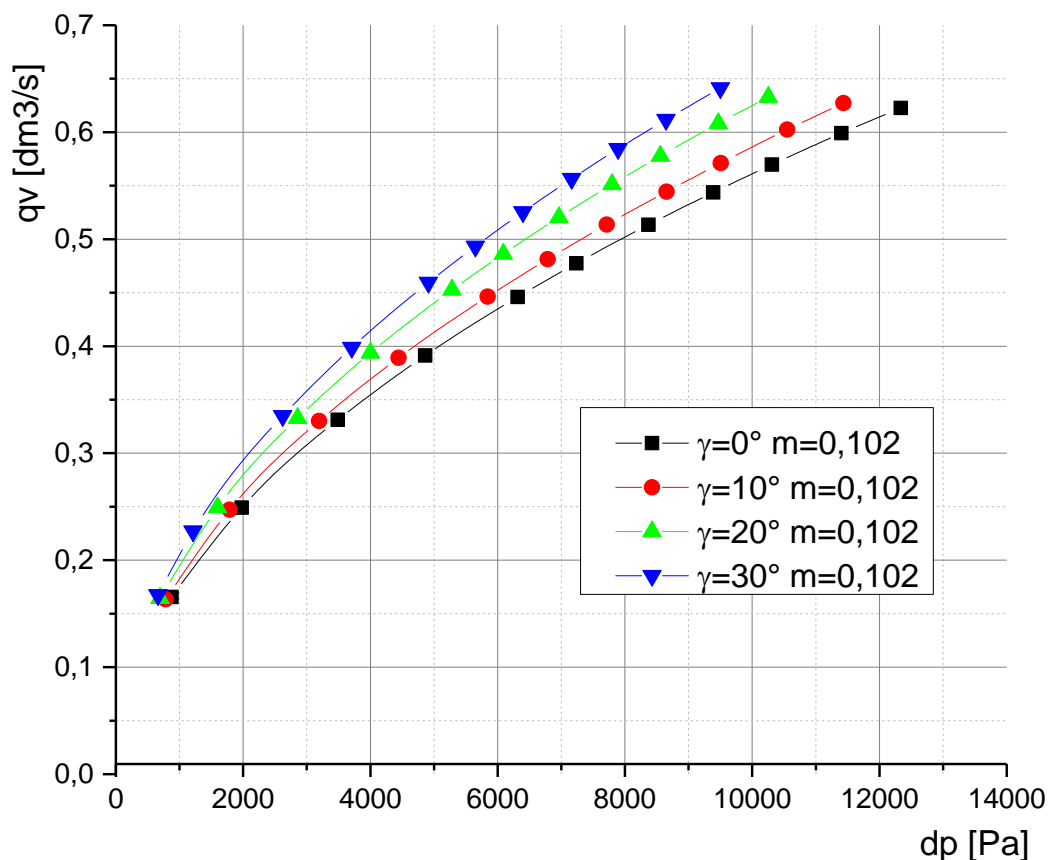
Z przedstawionych wyników (tab. 5.13) wynika, że wykładnik potęgi oscyluje wokół wartości teoretycznej ($n = 0,5$) przy współczynniku dopasowania R^2 bliskiemu jedności.

5.1.3. Charakterystyki przepływowe badanych kryz na podstawie badań doświadczalnych

Charakterystyki przepływowe badanych przepływomierzy z kryzami KS i KSS uzyskane na podstawie wyników z badań doświadczalnych przedstawiono w postaci wykresów (rys. 5.19) funkcji $q_v = f(\Delta p)$ dla modułu $m = 0,102$.

Dla każdej wartości strumienia przepływającego płynu poziom zdławienia przez stanowisko badawcze określono punktem opisanym przez współrzędne $(\Delta p; q_v)$. Wartość q_v wyznaczono z zarejestrowanych wartości z przepływomierza wzorcowego (rys. 4.10), a wartość spiętrzenia ciśnienia na badanej kryzie z przetwornika różnicy ciśnień podłączonego do punktów poboru ciśnienia, które umiejscowiono w miejscach wyznaczonych po przeprowadzonej wcześniej analizie.

W postaci wykresu (rys. 5.19) charakterystyk przepływowych przedstawiono wpływ nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy (dla kąta $\gamma = 0^\circ$ do $\gamma = 30^\circ$, co 10°). Następnie na podstawie otrzymanych punktów dla danej konfiguracji geometrycznie wyznaczono linię dopasowania (trendu) opisaną funkcją potęgową $q_v = a_w \cdot \Delta p^n$ stosując metodę najmniejszych kwadratów.



Rys. 5.19. Charakterystyki przepływowe kryzy z modulem $m = 0,102$ i kątem nachylenia $\gamma = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ i 30°

W tabeli 5.14 przedstawiono parametry dopasowania funkcji $q_v = a_w \cdot \Delta p^n$ wraz z wartością współczynnika dopasowania R^2 , określono niepewność $u(a_w)$ i $u(n)$ dopasowania wartości indeksów a_w, n w oprogramowaniu OriginPro do uzyskanych punktów z pomiarów doświadczalnych. Badania wykonano dla wszystkich odmian geometrycznych kryz KS i KSS z wykorzystaniem całego zakresu strumieni przepływającego płynu przez układ pomiarowo-badawczy stanowiska pomiarowego.

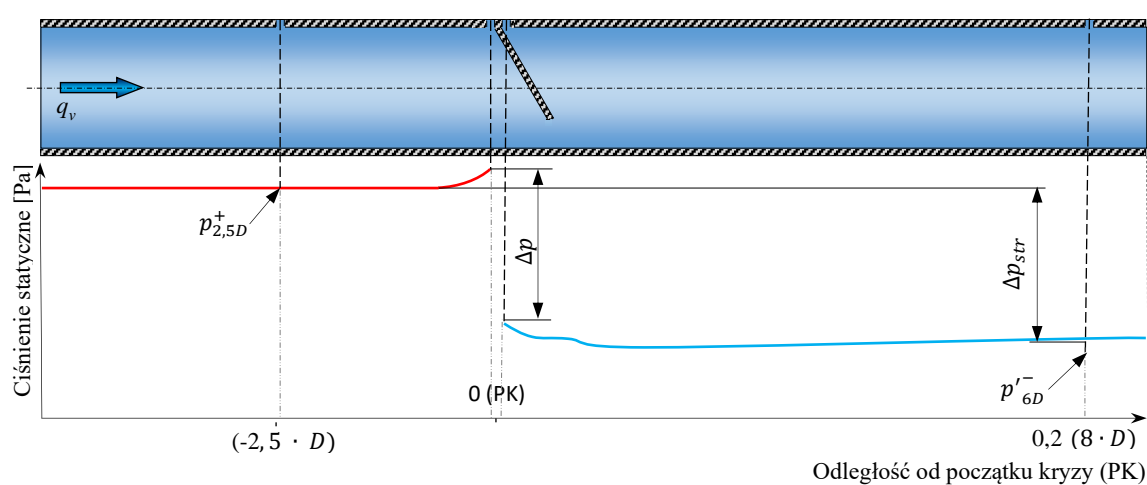
Tabela 5.14

Charakterystyki przepływowe przepływomierza KS i KSS z badań eksperymentalnych

Moduł [m]	Kąt nachylenia γ [°]	a	n	R ²	u(a)	u(n)
0,102	0	0,00559	0,50035	1,00000	$1,91466 \cdot 10^{-5}$	$3,75233 \cdot 10^{-4}$
	10	0,00571	0,50275	0,99998	$4,26748 \cdot 10^{-5}$	$8,25968 \cdot 10^{-4}$
	20	0,00612	0,50217	0,99999	$4,08641 \cdot 10^{-5}$	$7,46825 \cdot 10^{-4}$
	30	0,00631	0,50465	1,00000	$2,10261 \cdot 10^{-5}$	$3,76382 \cdot 10^{-4}$
0,183	0	0,01017	0,50053	0,99999	$3,97795 \cdot 10^{-5}$	$4,86057 \cdot 10^{-4}$
	10	0,01056	0,49973	1,00000	$2,16526 \cdot 10^{-5}$	$2,57191 \cdot 10^{-4}$
	20	0,01102	0,50038	1,00000	$2,96565 \cdot 10^{-5}$	$3,41484 \cdot 10^{-4}$
	30	0,01151	0,49536	0,99840	$7,58650 \cdot 10^{-4}$	$8,46640 \cdot 10^{-3}$
0,273	0	0,01552	0,50017	1,00000	$2,90986 \cdot 10^{-5}$	$2,59279 \cdot 10^{-4}$
	10	0,01587	0,50283	0,99997	$1,24251 \cdot 10^{-4}$	$1,09734 \cdot 10^{-3}$
	20	0,01646	0,50212	0,99999	$7,41137 \cdot 10^{-5}$	$6,36781 \cdot 10^{-4}$
	30	0,01745	0,49957	1,00000	$5,43727 \cdot 10^{-5}$	$4,45609 \cdot 10^{-4}$
0,370	0	0,02121	0,50198	1,00000	$6,68207 \cdot 10^{-5}$	$4,79482 \cdot 10^{-4}$
	10	0,02181	0,50351	0,99996	$1,89996 \cdot 10^{-4}$	$1,34142 \cdot 10^{-3}$
	20	0,02271	0,50304	0,99998	$1,51019 \cdot 10^{-4}$	$1,03544 \cdot 10^{-3}$
	30	0,02417	0,49782	1,00000	$6,83116 \cdot 10^{-5}$	$4,44550 \cdot 10^{-4}$
0,470	0	0,02815	0,50243	0,99999	$1,23760 \cdot 10^{-4}$	$7,33106 \cdot 10^{-4}$
	10	0,02891	0,50583	0,99985	$4,56064 \cdot 10^{-4}$	$2,66986 \cdot 10^{-3}$
	20	0,03043	0,50084	0,99994	$2,92963 \cdot 10^{-4}$	$1,64299 \cdot 10^{-3}$
	30	0,03179	0,49811	1,00000	$8,09478 \cdot 10^{-5}$	$4,37863 \cdot 10^{-4}$
0,571	0	0,03606	0,50284	0,99998	$1,95240 \cdot 10^{-4}$	$9,82503 \cdot 10^{-4}$
	10	0,03742	0,50387	0,99983	$5,86955 \cdot 10^{-4}$	$2,89820 \cdot 10^{-3}$
	20	0,03890	0,50292	0,99982	$6,05436 \cdot 10^{-4}$	$2,90540 \cdot 10^{-3}$
	30	0,04062	0,49790	0,99997	$2,70947 \cdot 10^{-4}$	$1,25256 \cdot 10^{-3}$
0,670	0	0,04438	0,50600	0,99995	$3,37535 \cdot 10^{-4}$	$1,50064 \cdot 10^{-3}$
	10	0,04742	0,50186	0,99977	$7,93668 \cdot 10^{-4}$	$3,36470 \cdot 10^{-3}$
	20	0,04916	0,50184	0,99980	$7,40759 \cdot 10^{-4}$	$3,07126 \cdot 10^{-3}$
	30	0,05195	0,49481	0,99992	$4,81990 \cdot 10^{-4}$	$1,90849 \cdot 10^{-3}$

5.1.4. Przedstawienie stałej straty ciśnienia ($\Delta p_{str}/\Delta p$) badanych kryz na podstawie badań doświadczalnych.

Wyznaczenie bezwymiarowej wartości stałej straty ciśnienia charakteryzującej zwężkę pomiarową, jest bardzo istotna w ogólnym bilansie strat w przepływowym układzie hydraulicznym. Określano ją jako stosunek straty ciśnienia różnicowego Δp_{str} między punktami pomiarowymi do uzyskanej wartości spiętrzenia ciśnienia różnicowego na zwężce Δp . Pomiar ciśnienia różnicowego strat Δp_{str} dokonywano w strefach niezaburzonego przepływu po obu stronach badanej zwężki (rys. 5.20).



Rys. 5.20. Schemat rozmieszczenia analizowanych punktów poboru ciśnienia na linii pomiarowej A.

Zgodnie z zaleceniami ciśnienie o wyższej wartości mierzono w odległość $2,5 \cdot D$ licząc od początku płaszczyzny kryzy po stronie dopływowej (PK) w punkcie ($p_{2,5D}^+$). A ciśnienie o mniejszej wartości mierzono w odległości $8 \cdot D$ (punkt p_{8D}^-) za zwężką. Pomiary ciśnienia statycznego dokonywano w obszarze, gdzie wpływ zaburzeń i zawirowań wywołanych zwężką pomiarową można pominąć.

Wpływu kąta γ nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej skośnej na osiągnięte wartości stałej straty ciśnienia $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przeprowadzonych badań przedstawiono w tabelach (tab. 5.15- tab. 5.19). Zestawiono w nich wartości stosunku $\Delta p_{str}/\Delta p$ dla przebadanych kryz segmentowych o module m zgodnego z normą [73] i kryz segmentowych skośnych.

Tabela 5.15

Stosunek stałej straty ciśnienia wyznaczony na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$) dla kryzy KS i KSS o module $m = 0,102$

$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = 10^\circ$		$\gamma = 20^\circ$		$\gamma = 30^\circ$	
Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
4179	0,8668	4095	0,8638	4176	0,8493	4107	0,8536
6316	0,8766	6221	0,8820	6345	0,8803	5569	0,8671
8451	0,8787	8350	0,8815	8509	0,8768	8250	0,8702
10054	0,8784	9895	0,8808	10068	0,8730	9823	0,8693
11556	0,8796	11398	0,8751	11629	0,8750	11347	0,8681
12456	0,8798	12382	0,8809	12553	0,8761	12212	0,8692
13460	0,8802	13259	0,8831	13467	0,8774	13041	0,8702
14320	0,8809	14121	0,8812	14296	0,8787	13844	0,8697
15058	0,8812	14868	0,8831	15021	0,8803	14576	0,8697
15871	0,8820	15754	0,8819	15833	0,8798	15255	0,8708
16474	0,8838	16404	0,8807	16413	0,8802	15952	0,8698

Tabela 5.16

Stosunek stałej straty ciśnienia wyznaczony na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$) dla kryzy KS i KSS o module $m = 0,183$

$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = 10^\circ$		$\gamma = 20^\circ$		$\gamma = 30^\circ$	
Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
4400	0,7429	4209	0,7182	4150	0,7367	4307	0,7327
6647	0,7759	6463	0,7753	6326	0,7910	6540	0,7659
8998	0,7940	8764	0,7873	8603	0,7917	8885	0,7785
10773	0,8031	10584	0,7957	10632	0,7912	10776	0,7740
12632	0,8035	12379	0,7957	12147	0,7906	12643	0,7827
13552	0,8017	13270	0,7964	13054	0,7924	13588	0,7815
14520	0,8026	14258	0,7952	14148	0,7904	14636	0,7784
15398	0,8015	15109	0,7930	15071	0,7908	15671	0,7795
16164	0,8039	15934	0,7969	15894	0,7960	16543	0,7863
17022	0,8049	16828	0,7959	16790	0,7939	17462	0,7828
17628	0,8079	17521	0,7953	17592	0,7957	18184	0,7823

Tabela 5.17

Stosunek stałej straty ciśnienia wyznaczony na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$) dla kryzy KS i KSS o module $m = 0,273$

$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = 10^\circ$		$\gamma = 20^\circ$		$\gamma = 30^\circ$	
Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
4259	0,5436	4204	0,5426	4220	0,5104	4172	0,5102
6476	0,6494	6378	0,6443	6437	0,5964	6434	0,6368
8909	0,6882	8721	0,6688	8797	0,6472	8561	0,6516
10764	0,6961	10594	0,6726	10610	0,6810	10593	0,6623
12728	0,6969	12527	0,6795	12563	0,6875	12460	0,6779
13793	0,7067	13658	0,6874	13535	0,6848	13451	0,6744
14760	0,7041	14648	0,6938	14472	0,6818	14436	0,6847
15717	0,7104	15573	0,6962	15299	0,6950	15388	0,6886
16501	0,7132	16344	0,6928	16097	0,6902	16255	0,6931
17426	0,7129	17267	0,6996	17012	0,6991	17166	0,6933
18163	0,7124	17931	0,7066	17650	0,6942	17878	0,6967

Tabela 5.18

Stosunek stałej straty ciśnienia wyznaczony na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$) dla kryzy KS i KSS o module $m = 0,370$.

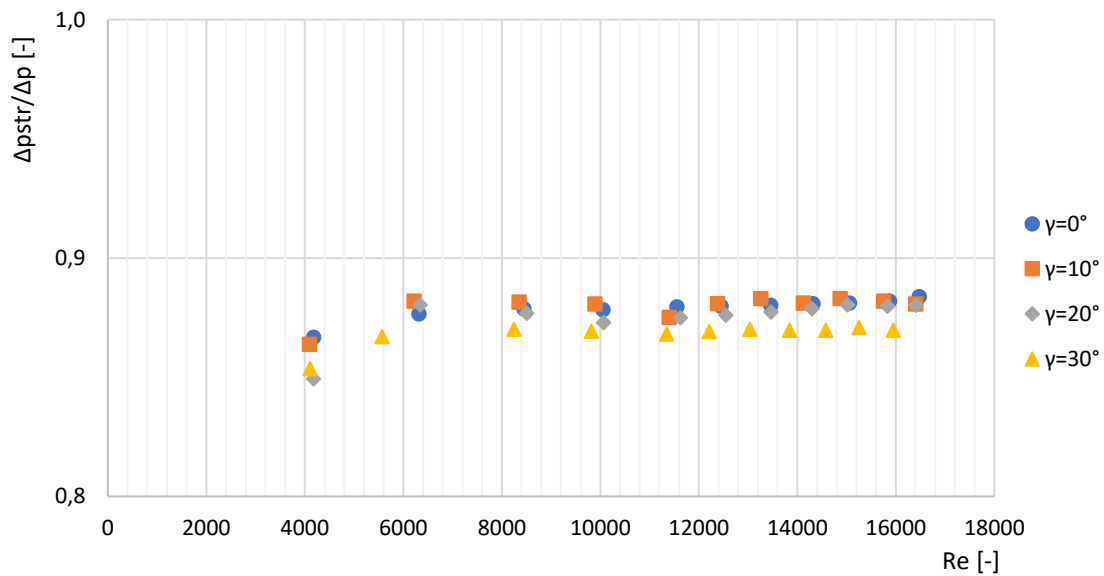
$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = 10^\circ$		$\gamma = 20^\circ$		$\gamma = 30^\circ$	
Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
4224	0,4577	4214	0,3811	4207	0,2687	4247	0,3927
6366	0,5167	6483	0,5254	6453	0,4275	6463	0,5124
8734	0,5741	8877	0,5366	8816	0,5282	8847	0,5868
10533	0,6041	10689	0,5705	10642	0,5725	10684	0,5686
12368	0,5992	12644	0,5681	12587	0,5745	12629	0,5874
13292	0,5979	13579	0,5944	13575	0,5813	13508	0,5941
14339	0,6108	14560	0,5838	14595	0,5812	14552	0,5798
15241	0,6072	15463	0,5941	15476	0,5897	15454	0,5824
15995	0,6103	16323	0,6122	16270	0,5862	16275	0,5878
16914	0,6089	17182	0,6178	17188	0,6008	17197	0,5843
17666	0,6132	17942	0,5954	17941	0,6064	17959	0,5874

Tabela 5.19

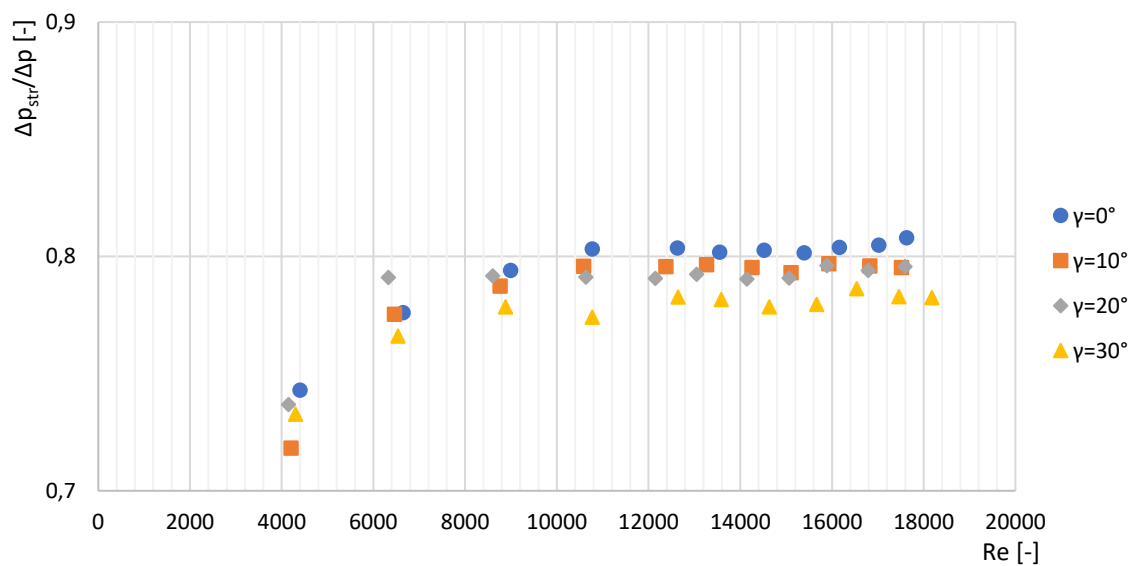
Stosunek stałej straty ciśnienia wyznaczony na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$) dla kryzy KS i KSS o module $m = 0,470$.

$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = 10^\circ$		$\gamma = 20^\circ$		$\gamma = 30^\circ$	
Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$	Re	$\Delta p_{str}/\Delta p$
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
4293	0,2763	4261	0,2499	4224	0,1712	4308	0,3208
6513	0,4224	6543	0,3688	6476	0,2895	6530	0,3816
8885	0,4785	8974	0,4004	8766	0,3986	8942	0,4465
10818	0,4839	10724	0,4256	10617	0,4296	10877	0,4718
12709	0,4927	12701	0,4728	12560	0,4793	12857	0,4659
13571	0,4981	13750	0,4590	13572	0,4814	13818	0,4664
14718	0,4992	14724	0,4822	14538	0,4726	14885	0,4808
15562	0,5055	15624	0,4948	15372	0,5116	15716	0,4776
16391	0,5007	16447	0,4893	16141	0,5032	16545	0,4775
17275	0,5098	17408	0,5160	17075	0,5032	17463	0,4834
17977	0,5099	18182	0,5044	17743	0,5105	18190	0,4812

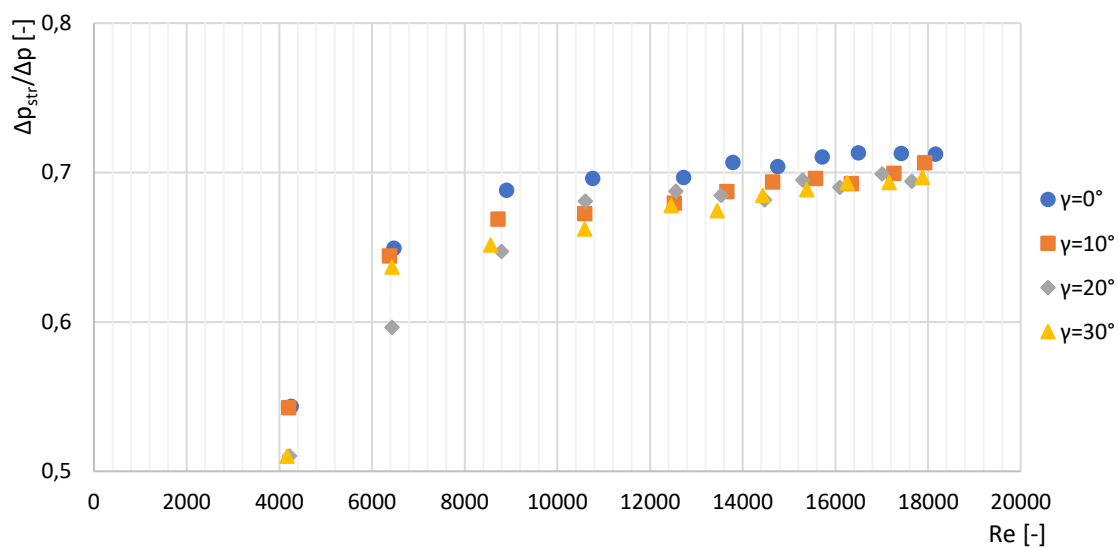
Wykonano wykresy obrazujące przebiegi stałych strat dla kryz segmentowej ($\gamma = 0^\circ$) i kryzy segmentowej skośnej ($\gamma = 10^\circ$, $\gamma = 20^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$) dla każdego przebadanego modułu.



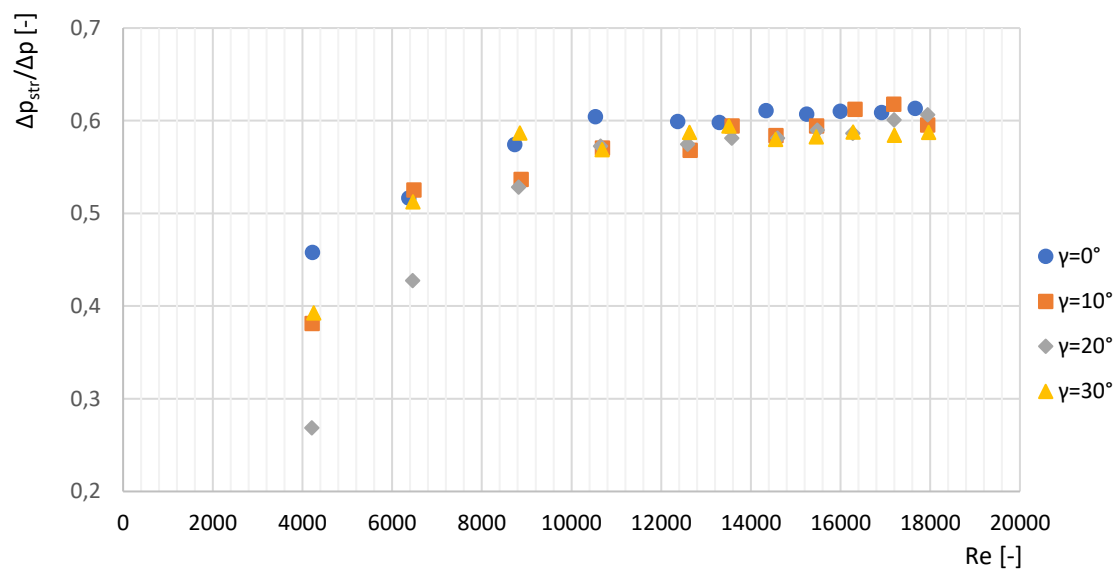
Rys. 5.21. Wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przebadanych KS i KSS o module $m = 0,102$ w funkcji Re



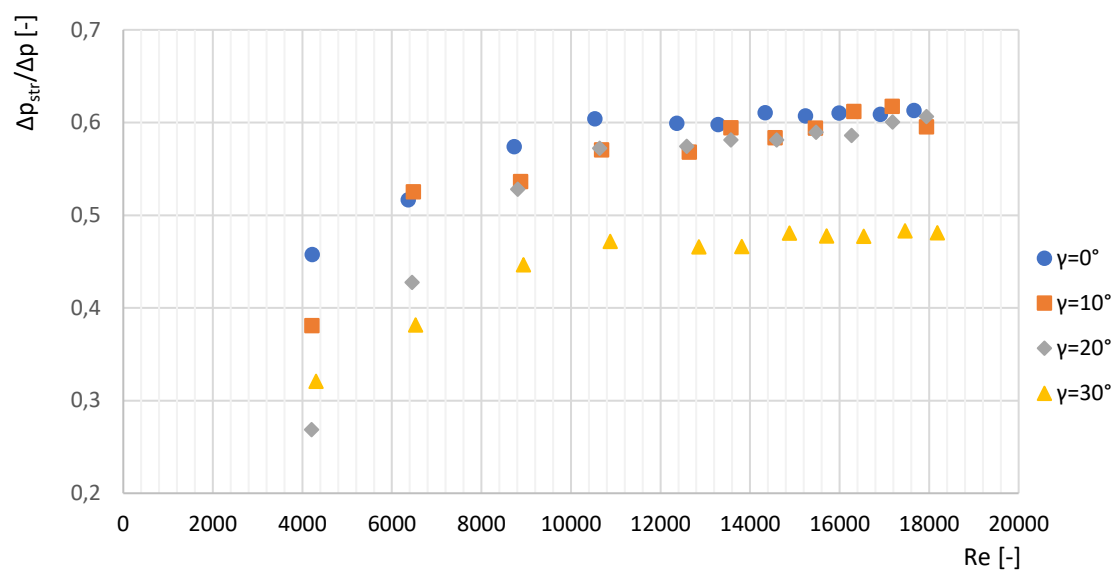
Rys. 5.22. Wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przebadanych KS i KSS o module $m = 0,183$ w funkcji Re



Rys. 5.23. Wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przebadanych KS i KSS o module $m = 0,273$ w funkcji Re



Rys. 5.24. Wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przebadanych KS i KSS o module $m = 0,370$ w funkcji Re



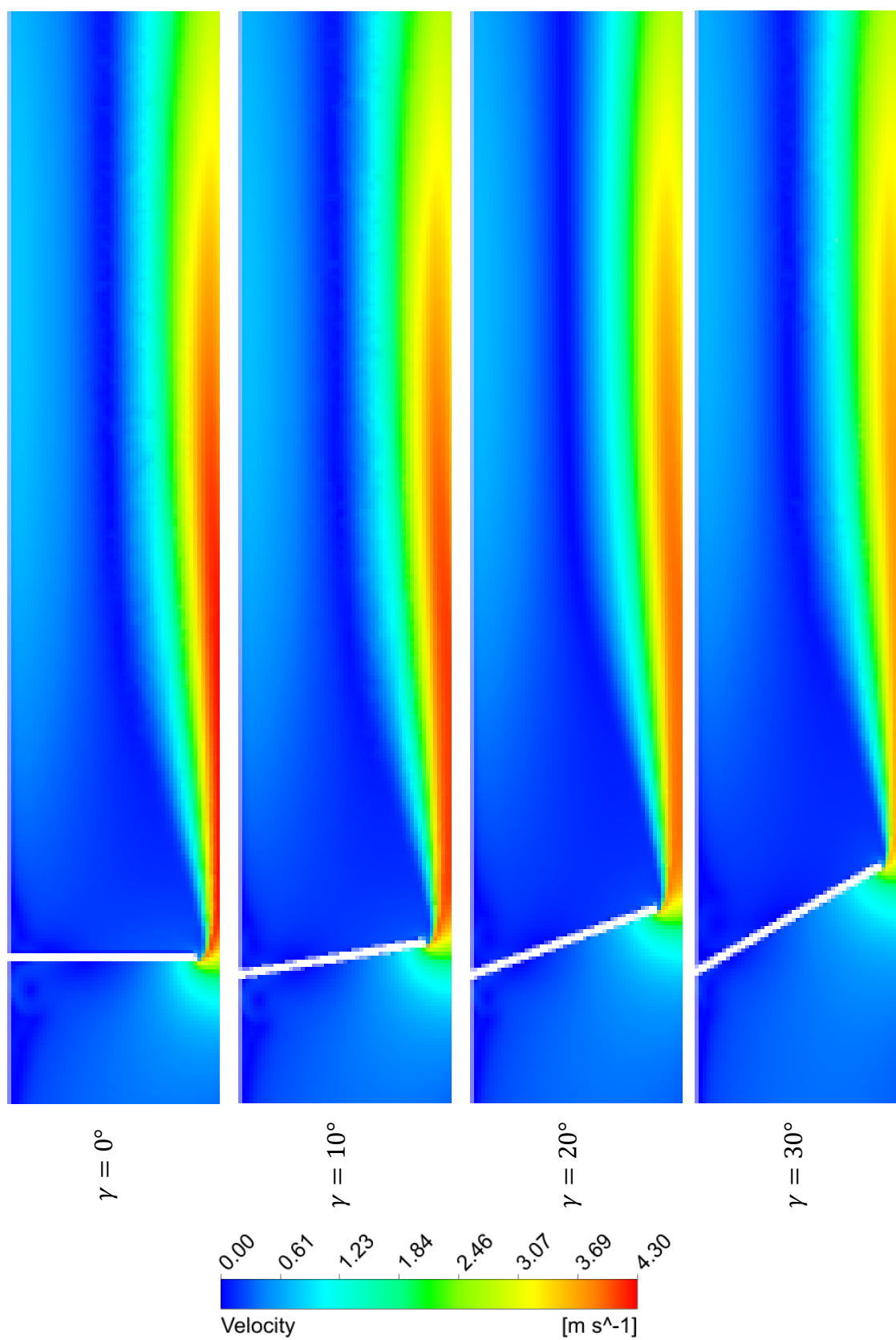
Rys. 5.25. Wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ z przebadanych KS i KSS o module $m = 0,470$ w funkcji Re

5.2. Interpretacja otrzymanych wyników.

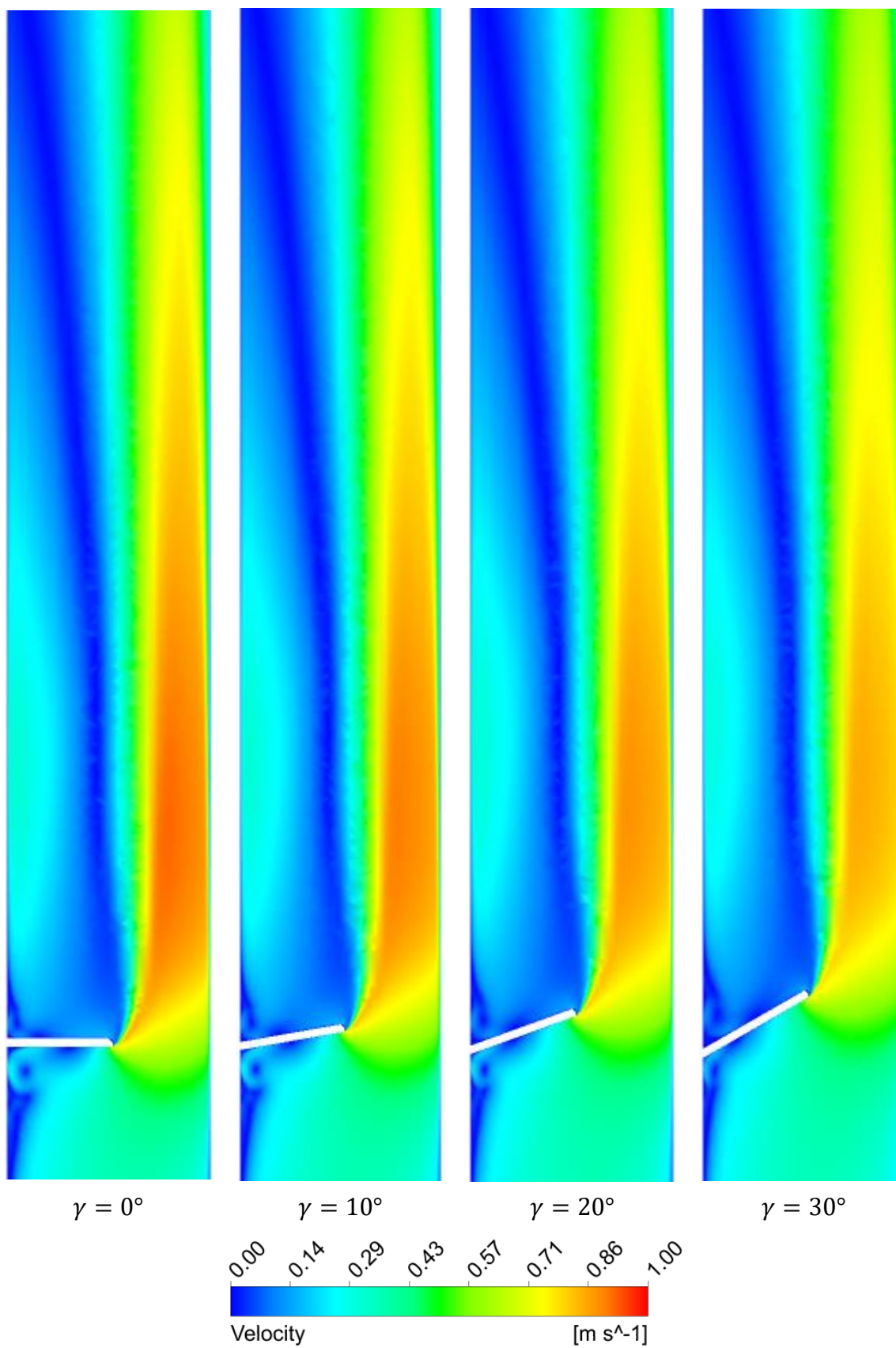
W tym rozdziale przedstawiono analizę wyników z przeprowadzonych badań doświadczalnych i symulacyjnych CFD, uzyskując informacje uzupełniające i rozszerzające wiedzę o zjawiskach fizycznych zachodzących wewnątrz przepływomierza z kryzą segmentową. Określono także zgodności wyników symulacji numerycznych CFD z przeprowadzonymi badaniami doświadczalnymi i wynikami teoretycznymi. Wyznaczono niepewność współczynnika przepływu C oraz niepewność dopasowania funkcji wykładniczej linii trendu do punktów tworzących charakterystyki przepływowe.

5.2.1. Mapy rozkładu prędkości i ciśnienia statycznego przepływającego płynu przez badane obiekty spiętrzające przepływ

Wykonano analizę przepływającego strumienia płynu w przepływomierzu z prototypowym rozwiązaniem kryzy segmentowej skośnej. Do realizacji tego zadania wykonano obliczenia numeryczne CFD dla kryz pomiarowych o modułach $m=0,102$ i $m=0,470$ przy kącie nachylenia płaszczyzny kryzy γ (0° ; 10° ; 20° i 30°) z wykorzystaniem tylko jednego strumienia objętości scharakteryzowanego przez profil prędkości PP.5. Wyniki z obliczeń zaprezentowano w postaci graficznych map (rys. 5.26 i rys 5.27) przedstawiających rozkłady prędkości i ciśnień statycznych w obszarze kryzy.



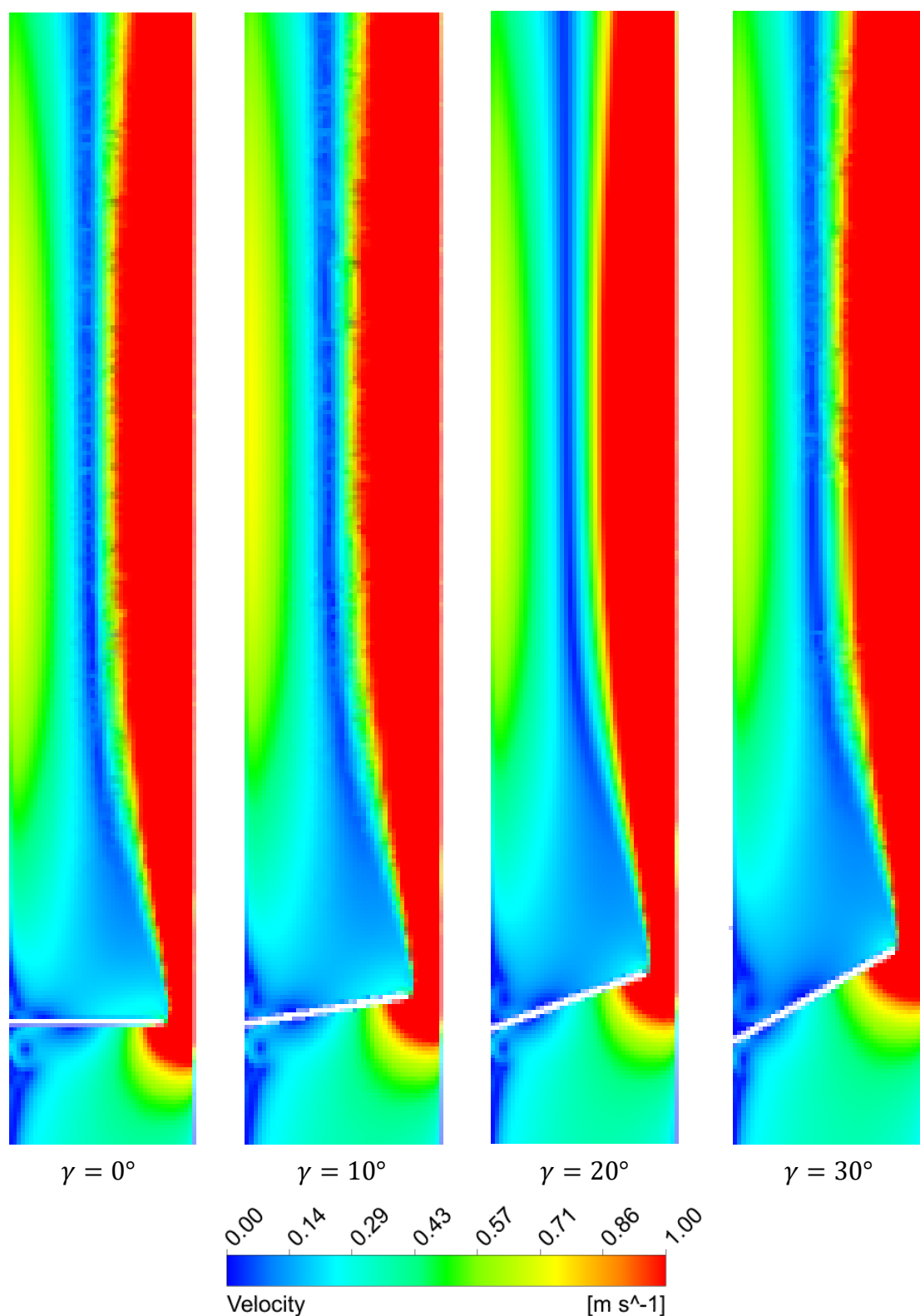
Rys. 5.26. Rozkłady prędkości dla kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,102$; PP. 5



Rys. 5.27. Rozkłady prędkości dla kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,470$; $PP.5$

Wraz z nachylaniem płaszczyzny kryzy, maksymalna prędkość cieczy w obszarze spiętrzenia ulega zmniejszeniu. Zmniejsza się też zasięg obszaru, w którym płyn porusza się z podwyższoną prędkością spowodowaną zmianą kąta pochylenia kryzy γ . Na mapach rozkładu prędkości w obszarze kryzy o module $m = 0,470$ widoczne są zawirowania po obu jej stronach w górnej części.

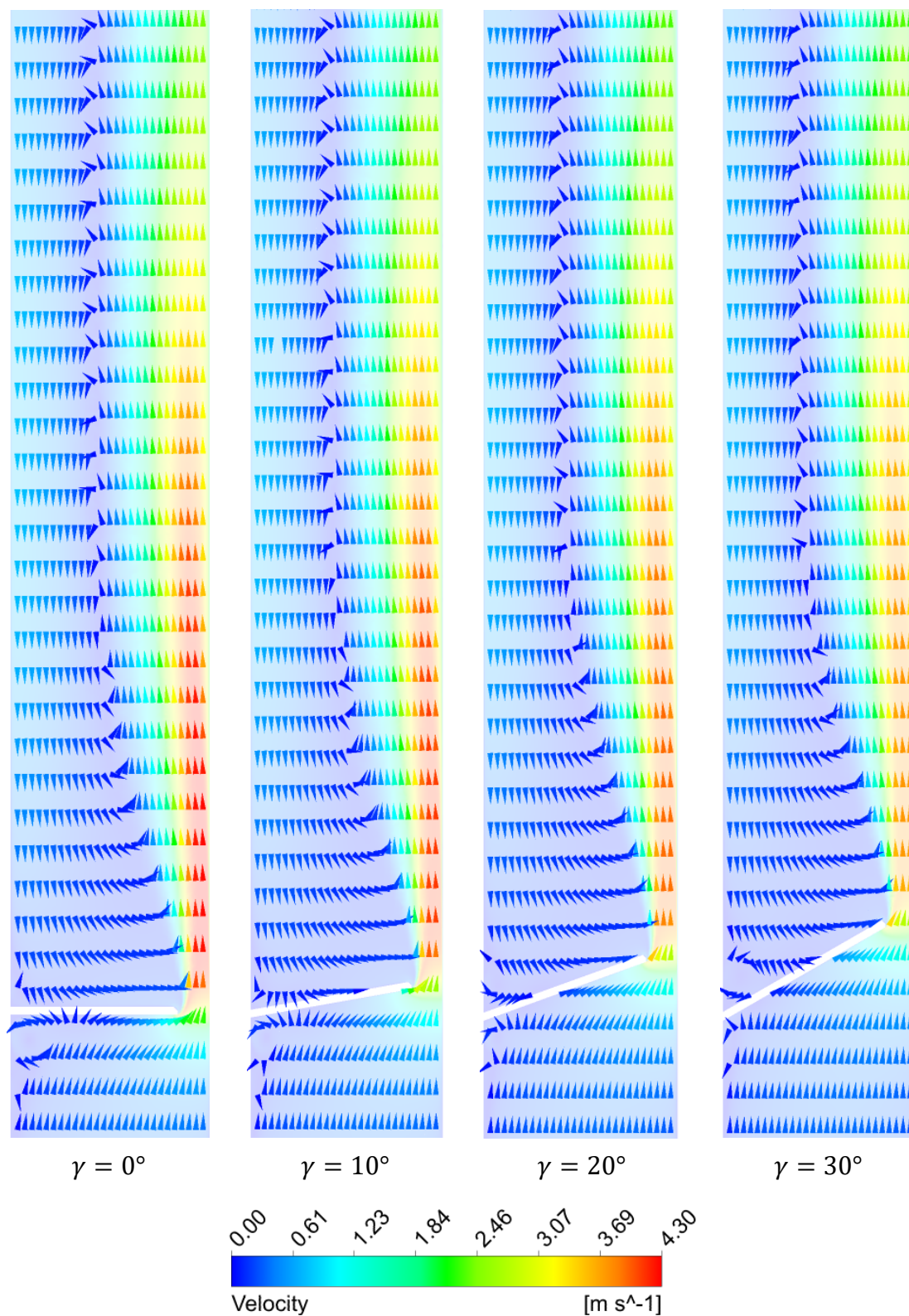
Do zaprezentowania wirów w obrębie kryz z modulem $m = 0,102$ na mapach rozkładu prędkości (rys. 5.28), należałoby dokonać korekty, ustawiając maksymalną wartość prędkości na skali barw o wartości 1 m/s. Ograniczenie to pozwoliłoby w bardziej przejrzysty sposób przedstawić powstałe wiry znajdujące się w podobnych miejscach co dla kryz z modulem $m = 0,470$.



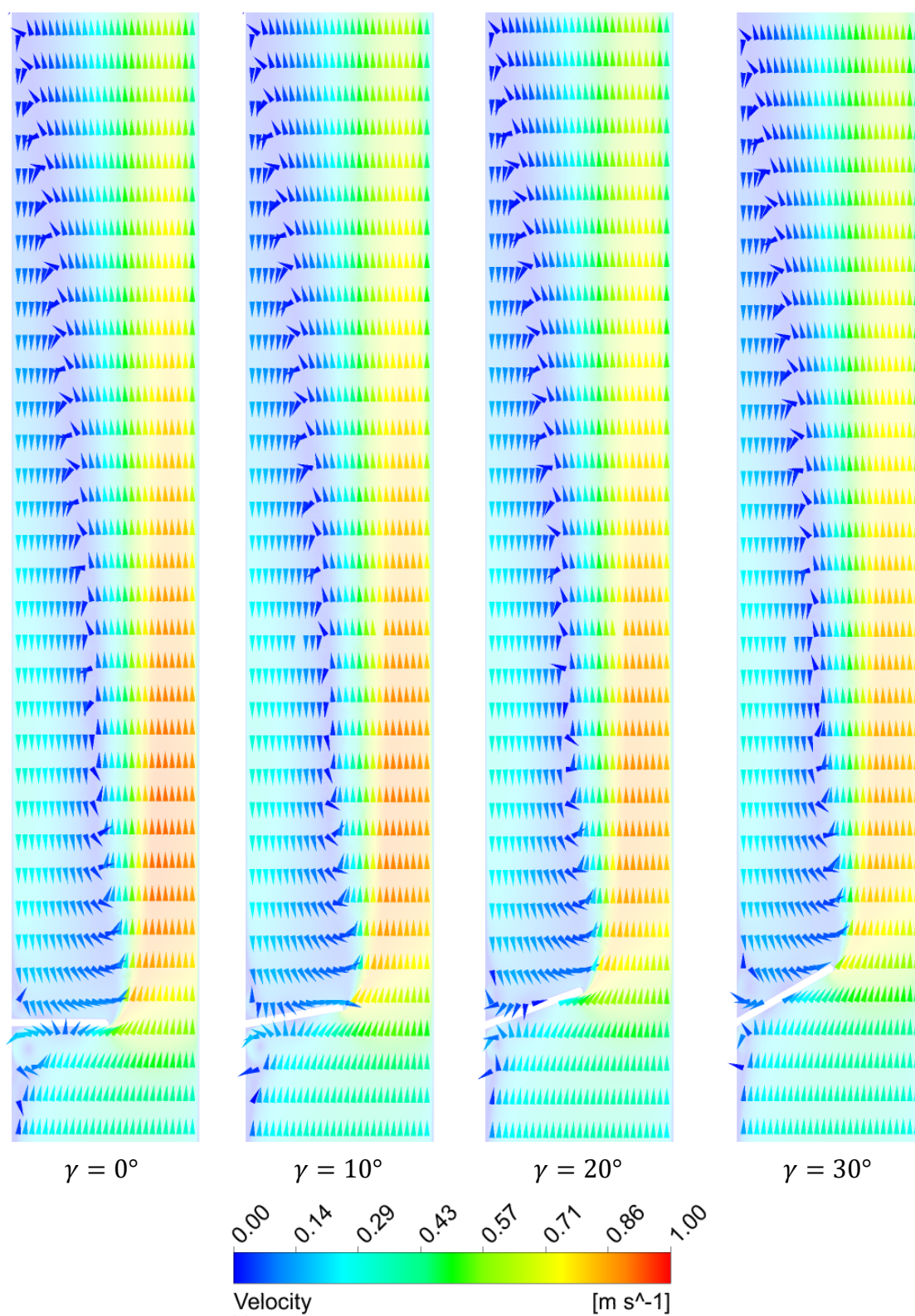
Rys. 5.28. Rozkłady prędkości dla kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,470$; $PP.5$

Największe obszary zawirowania występują przed kryzą segmentową dla kąta $\gamma = 0^\circ$. Nachylając płaszczyznę kryzy o kąt γ ($\gamma > 0^\circ$), ulega zmianie istniejący kąt prosty (nachylenie $\gamma = 0^\circ$) pomiędzy płaszczyzną kryzy, a górną krawędzią rurociągu. W nowych

geometriach badanych układów kryz, przemieszczające się masy płynu, przepływają bliżej wierzchołka kąta rozwartego. Jednocześnie po drugiej stronie kryzy, powstaje kąt ostry tworząc przestrzeń w kształcie trójkąta, gdzie gromadzą się wiry oderwane za kryzą. Przemieszczają się one w przeciwnym kierunku względem przepływającego strumienia płynu łącząc się ze strumieniem w przewężeniu kryzy. Zaobserwowano również zmniejszenie się maksymalnej wartości prędkości przemieszczającej się w górnej części rurociągu w przeciwnym kierunku do przepływu. Widoczne jest również odsunięcie się tej strefy od kryzy pomiarowej. Wykorzystując wektory prędkości przedstawiono na rysunku 5.29 i rysunku 5.30 ukierunkowane warstwy przepływającego płynu przez badany rurociąg z kryzą pomiarową, a ich barwa określa wartość prędkości.

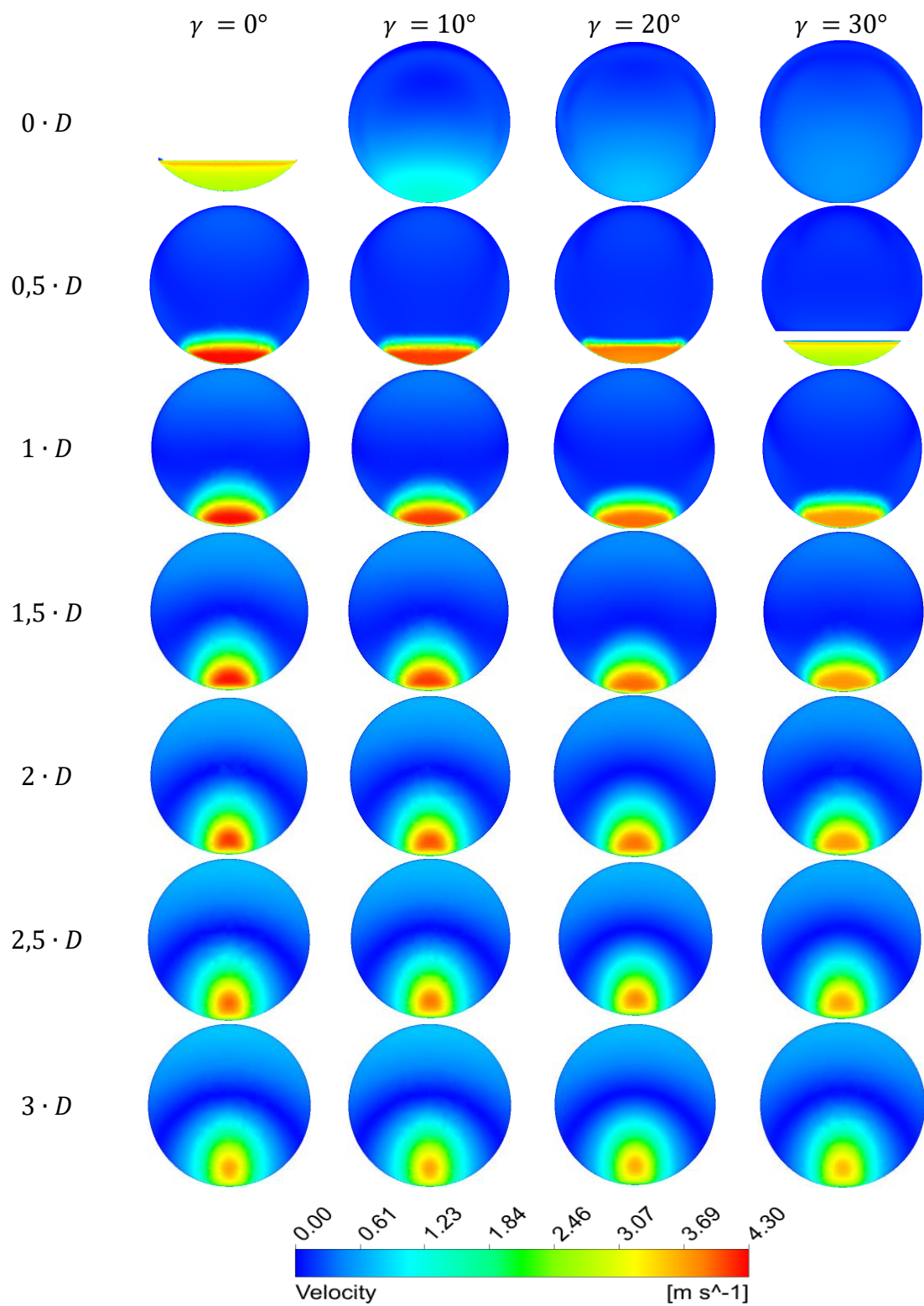


Rys. 5.29. Rozkłady wektorów prędkości dla kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30^\circ$;
 $m = 0,102$; PP.5

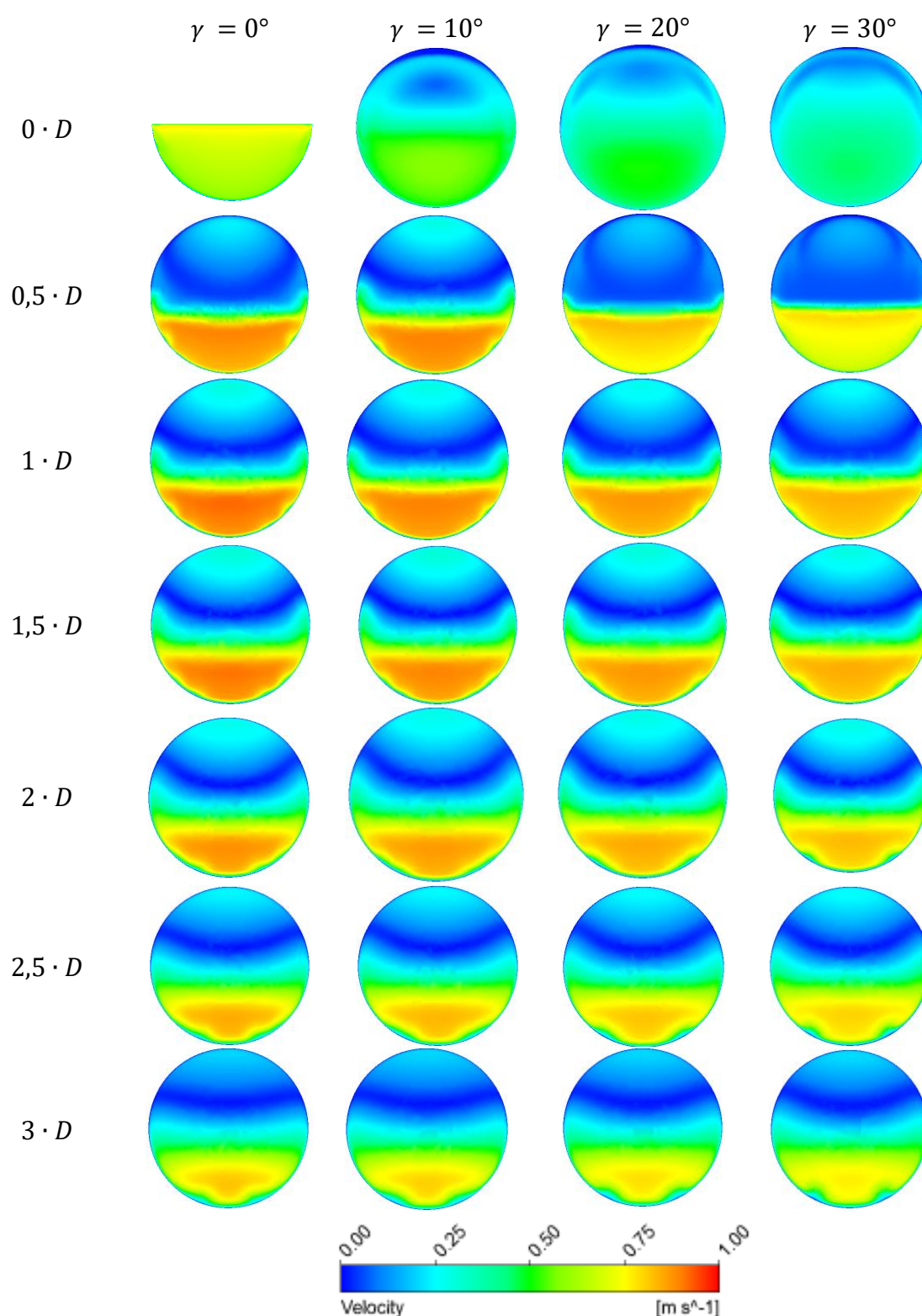


Rys. 5.30. Rozkłady wektorów prędkości dla kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$;
 $m = 0,470$; $PP.5$

Zaprezentowano również rozkłady prędkości (rys. 5.31 i rys. 5.32) w formie palety barw w przekrojach poprzecznych w okolicy kryzy pomiarowej. Za początek układu badań przyjęto początek płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej. Symulacje wykonano do odległości $3 \cdot D$ od początku układu (co $0,5 \cdot D$) przedstawiając obrazy rozkładów prędkości w przekrojach poprzecznych rurociągu. Przekroje te przedstawiają, jak przepływający płyn został uformowany przez otwór przepływowy kryzy. Wraz z nachyleniem płaszczyzny kryzy o kąt γ , rdzeń strugi rozpląszcza się zmieniając swoje pole przekroju, a w konsekwencji zmniejsza się maksymalna wartość prędkości przepływającej cieczy.



Rys. 5.31. Rozkłady prędkości w przekrojach poprzecznych badanych kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,102$; $PP.5$

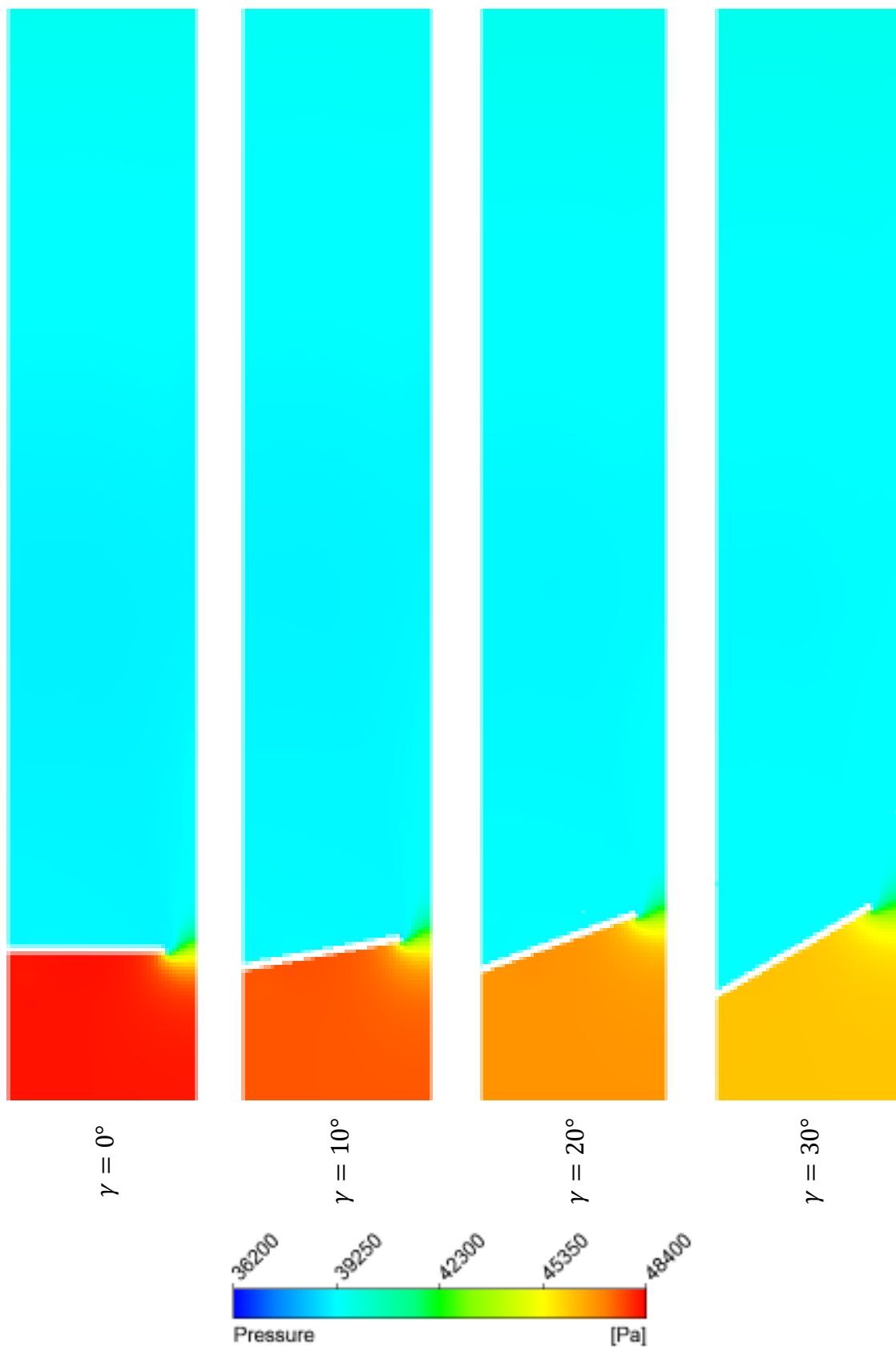


Rys. 5.32. Rozkłady prędkości w przekrojach poprzecznych badanych kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,470$; PP.5

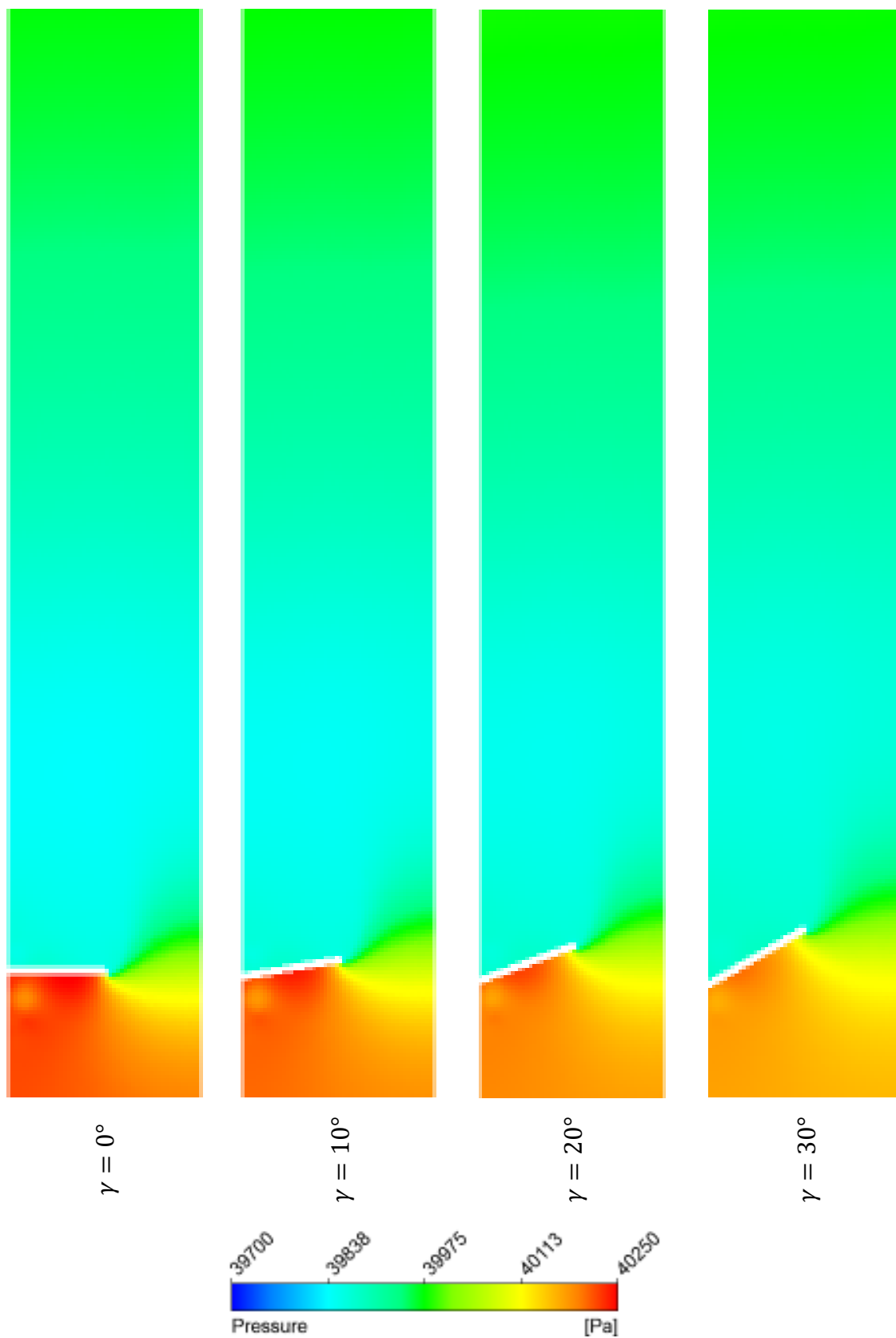
Nachylenie płaszczyzny napływowej o kąt γ względem osi symetrii rurociągu wprowadza zmiany w strukturze przepływającego płynu, które niesie za sobą szereg skutków takich jak:

- zmianę przekroju strugi za kryzą oraz jej zasięg,
- obniżenie wartości prędkości cieczy przepływającej przez przewężenie kryzy,
- osłabienie wirów powstających przed kryzą oraz wzmocnienie wirów bezpośrednio za kryzą.

Przedstawione powyżej uwagi są widoczne w rozkładach prędkości i ciśnienia statycznego w obszarze badanej kryzy. Wraz z pochyleniem płaszczyzny wartość spiętrzenia ciśnienia w określonych wcześniej punktach poboru maleje. Zjawisko to przedstawiono graficznie na rysunku 5.33 i rysunku 5.34.



Rys. 5.33. Rozkłady ciśnienia statycznego w obszarze kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$; $m = 0,102$; PP.5



Rys. 5.34. Rozkłady ciśnienia statycznego w obszarze kryz pomiarowych przy $0 \leq \gamma \leq 30$;
 $m = 0,470$; $PP.5$

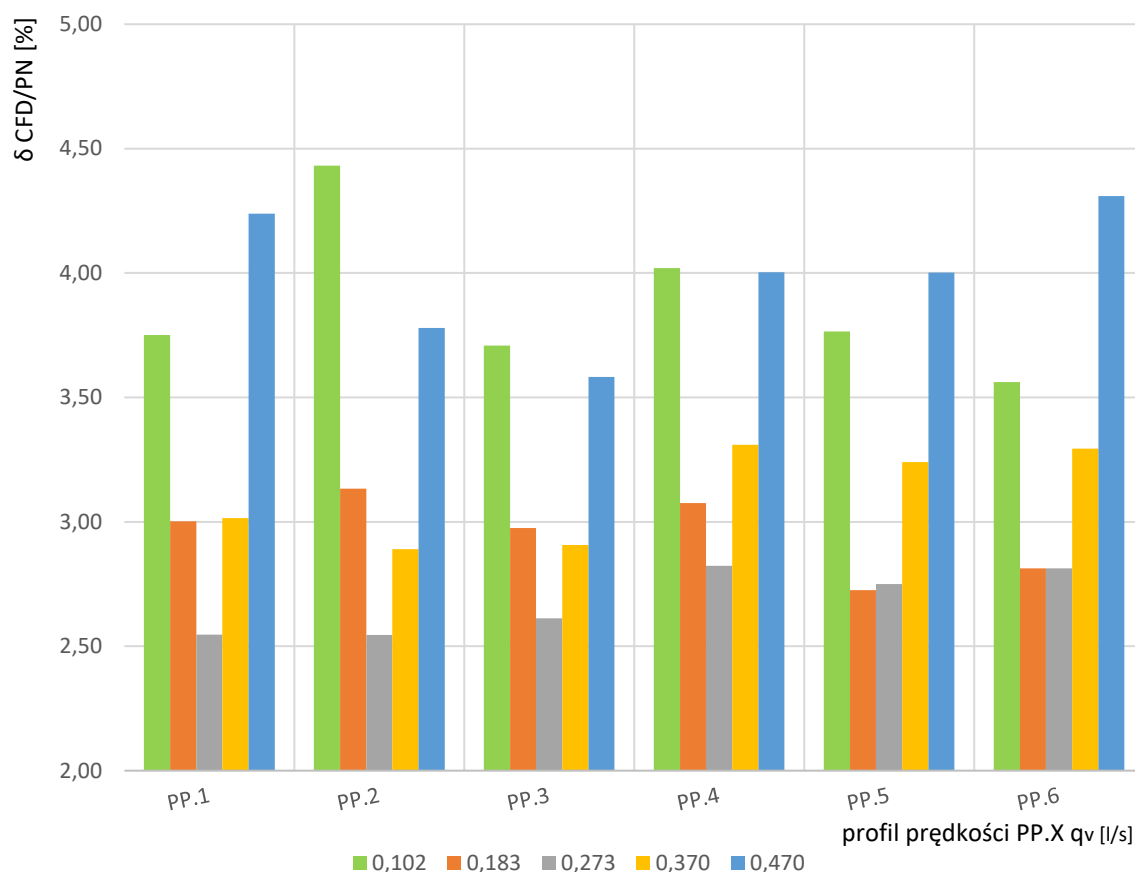
5.2.2. Oszacowanie zbieżności wyników z symulacji numerycznej względem obliczeń inżynierskich wykonanych zgodnie z normą PN-93/M-53950

Wyznaczone za pomocą metody numerycznej CFD charakterystyki przepływowe dla kryz segmentowych porównano do charakterystyk przyjętych jako wzorcowe (obliczone wg normy [73]). Do wyznaczenia zbieżności (błędu względnego) między nimi użyto kryzy segmentowej z modułami, które odpowiadały wartości współczynnika przewężenia z zakresu $0,3 < \beta < 0,7$ określonego w normie.

Błąd względny zbieżności charakterystyk wyznaczono porównując wartości strumienia z obliczeń CFD i obliczeń inżynierskich. Dla metody CFD każda wartość strumienia q_{vCFD} została wyznaczona w oparciu o przynależny profil prędkości PP.X. Do wyznaczania wartości strumienia q_v^* za pomocą wzoru (2.1) wykorzystano wartość spiętrzenia Δp na kryzie pomiarowej uzyskanej z symulacji (Δp_{CFD}). Po obliczeniu wartości spiętrzeń q_v^* i q_{vCFD} wyznaczono ich różnice w stosunku do strumienia objętości q_v^* (5.4):

$$\delta_{CFD/PN} = \frac{q_{vCFD} - q_v^*}{q_v^*} \cdot 100 [\%] \quad (5.4)$$

Na wykresie przestrzennym (rys. 5.35) przedstawiono błędy zbieżności charakterystyki dla każdej przebadanej odmiany geometrycznej kryzy segmentowej ($\gamma = 0^\circ$ i modułów z zakresu $0,102 < m < 0,470$). Rozkład błędu względnego obliczonego z równania (5.4) przedstawiono w postaci płaszczyzny w trójwymiarowym układzie współrzędnym. Z przedstawionego wykresu wynika, że największy błąd dopasowania posiada kryza z modułem $m = 0,470$, dla której wartość błędu wynosi 4,43 % przy profilu prędkości PP.2.

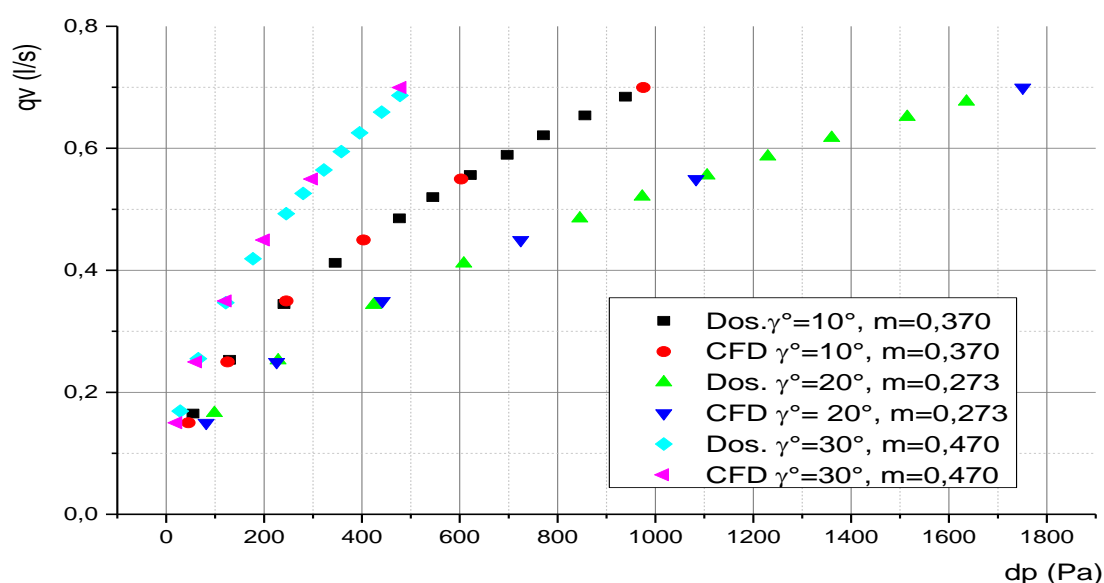


Rys. 5.35. Błąd zbieżności ($\delta_{CFD/PN}$) charakterystyk przepływowych dla kryzy segmentowej

Charakterystyki przepływowe KSS wyznaczone metodą CFD w oparciu o to samo zdefiniowane środowisko obliczeniowe można traktować jako dane na podstawie, których można przeprowadzić analizę słuszności wprowadzenia nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy przy akceptowalnym błędzie. Należy jednak pamiętać, aby wykonane analizy symulacji numerycznych odmian KSS względem KS odnosić się wyłącznie do tych samych parametrów wejściowych (PP.X) w tym modułu kryzy, gdyż te zmienne definiują skalę zbieżności otrzymanych wyników.

5.2.3. Porównanie charakterystyk przepływowych z symulacji CFD i badań eksperymentalnych

W oparciu o uzyskane punkty charakterystyk przepływowych badanych kryz (wartość ciśnienia różnicowego Δp i strumienia objętości q_v), które otrzymano z badań doświadczalnych i symulacji numerycznej CFD wykreślono krzywe, które przedstawiono w postaci wykresu (rys. 5.36.). Porównano wybrane krzywe charakterystyk przepływowych dla kryz segmentowych skośnych ($\gamma = 10^\circ; m = 0,370$, $\gamma = 20^\circ; m = 0,273$ i $\gamma = 30^\circ; m = 0,470$), które przedstawiono na wykresie w postaci punktów.



Rys. 5.36. Porównanie przebiegów charakterystyk przepływowych wyznaczonych z doświadczenia i symulacji CFD

5.2.4. Wyznaczenie niepewności dopasowania funkcji wykładniczej charakterystyk przepływowych badań doświadczalnych względem symulacji numerycznych

Wzięto pod uwagę do analizy charakterystyki przepływowe z dopasowania ich do punktów doświadczalnych, opisanych funkcją potęgową linii trendu w postaci:

$$q_v = a_w \cdot \Delta p^n \quad (5.5)$$

W oparciu o równanie (5.5) wyznaczono niepewność standardową jej wyznaczenia (dopasowanie), którą możemy zapisać w postaci równania:

$$u(q_v) = \sqrt{\left(\frac{\partial q_v}{\partial a} \cdot u(a)\right)^2 + \left(\frac{\partial q_v}{\partial \Delta p} \cdot u(\Delta p)\right)^2 + \left(\frac{\partial q_v}{\partial n} \cdot u(n)\right)^2} \quad (5.6)$$

gdzie wartości składowych pochodnych cząstkowych określono jako:

- pochodne wielkości a

$$\frac{\partial q_v}{\partial a} = \Delta p^n \quad (5.7)$$

- pochodne wielkości Δp

$$\frac{\partial q_v}{\partial \Delta p} = a \cdot n \cdot \Delta p^{(n-1)} \quad (5.8)$$

- pochodne wielkości n

$$\frac{\partial q_v}{\partial n} = a \cdot \Delta p^n \cdot \ln(\Delta p) \quad (5.9)$$

Po podstawieniu do równania (5.6) i pogrupowaniu wyrazów, niepewność względną dopasowania linii trendu do punktów eksperymentalnych strumienia objętości przedstawiono równaniem:

$$\frac{u(q_v)}{q_v} = \sqrt{\left(\frac{1}{a} \cdot u(a)\right)^2 + \left(\frac{n}{\Delta p} \cdot u(\Delta p)\right)^2 + (\ln(\Delta p) \cdot u(n))^2} \quad (5.10)$$

Występujące w tym równaniu niepewności standardowe $u(a)$ i $u(n)$ obliczono w programie ORIGIN 6.0 Professional (tab. 5.13), natomiast niepewność $u(\Delta p)$ wyznaczono w oparciu o błąd graniczny pomiarowego przetwornika różnicy ciśnień.

W zależności od użytej aparatury pomiarowej (błędu granicznego) i rozrzutu pomiaru wokół średniej (odchylenie standardowe), niepewność standardowa pomiaru ciśnienia wyznaczono z zależności:

$$u(\Delta p) = \sqrt{S_{\Delta p}^2 + \left(\frac{\Delta_{g(\Delta p)}}{\sqrt{3}}\right)^2} \quad (5.11)$$

W przypadku założenia, że niepewność typu A reprezentowana przez człon odchylenia standardowego ($S_{\Delta p}$) jest dużo mniejsza od niepewności typu B, to możemy ją pominąć. Wtedy głównym źródłem niepewności pomiaru ciśnienia jest błąd graniczny $\Delta_{g(\Delta p)}$ przetwornika, a niepewność wyznaczono z następującej zależności:

$$u(\Delta p) = \frac{\Delta_{g(\Delta p)}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\text{klasa} \cdot \text{zakres}}{100\%} \quad (5.12)$$

Względną niepewność rozszerzoną strumienia objętości możemy wtedy przedstawić w postaci:

$$\frac{U(q_v)}{q_v} = k_p \cdot \frac{u(q_v)}{q_v} \quad (5.13)$$

gdzie dla przyjętego poziomu ufności 0,95 współczynnik rozszerzenia $k_p = 2$

W tabeli 5.20 przedstawiono przykładowe obliczenie dopasowania estymacji potęgowej do punktów pomiarowych uzyskanych z symulacji numerycznych CFD, dla skośnej krzywej segmentowej o module $m = 0,102$ i kącie pochylenia $\gamma = 30^\circ$. W oparciu o podstawowe równanie (5.5) przedstawiające funkcje potęgową trendu, którą można zapisać w następującą postać:

$$q_v = 0,00661 \cdot \Delta p^{0,49878} \quad (5.14)$$

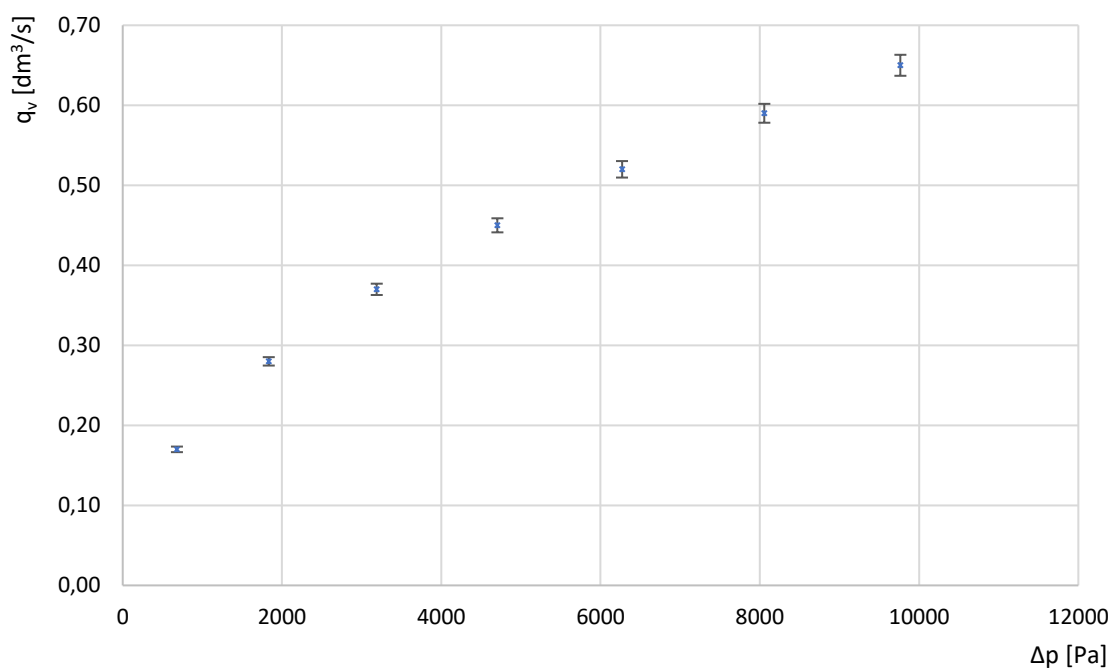
Wynikające z dopasowania krzywej potęgowej błędy wynoszą odpowiednio: $u(a) = 4,65 \cdot 10^{-5}$ dla współczynnika a i $u(n) = 7,9 \cdot 10^{-4}$ dla wykładnika potęgi n . W tym przypadku współczynnik determinacji R^2 wynosi 0,99999.

Tabela 5.20.

Niepewność dopasowania funkcji potęgowej do punktów z symulacji CFD

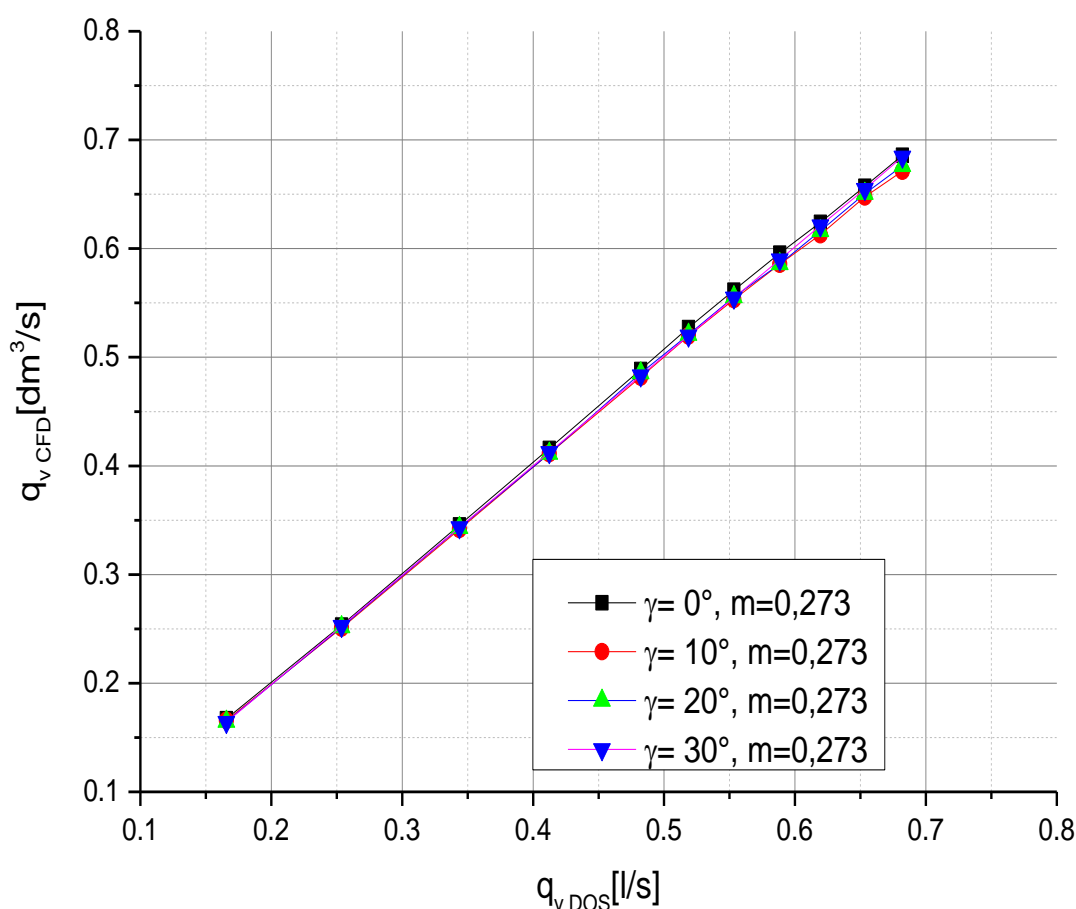
Δp [Pa]	q_v [dm ³ /s]	$u(\Delta p)/\Delta p$ [-]	$\ln(\Delta p)$ [-]	$u(q)/q$ [-]	$U(q)/q$ [%]
9765,6	0,65	0,00076	9,1866	0,0101	2,02
8057,0	0,59	0,00092	8,9943	0,0100	2,00
6269,9	0,52	0,00118	8,7435	0,0099	1,98
4705,1	0,45	0,00157	8,4564	0,0097	1,95
3189,7	0,37	0,00232	8,0677	0,0096	1,91
1833,9	0,28	0,00403	7,5142	0,0094	1,88
680,8	0,17	0,01087	6,5233	0,0103	2,05

Na podstawie tabeli 5.20 wyznaczono w postaci wykresu (rys. 5.37) charakterystykę przepływową dla skośnej kryzy segmentowej o module $m = 0,102^\circ$ przy kącie nachylenia płaszczyzny spływu kryzy $\gamma = 30^\circ$. Na wykresie wstawiono słupki błędów dopasowania krzywej potęgowej do punktów pomiarowych.

Rys. 5.37 Charakterystyka przepływowa dla skośnej kryzy segmentowej przy $m = 0,102$; $\gamma = 0^\circ$ z naniesionymi słupkami błędów dopasowania

5.2.5. Wyznaczenie niepewności dopasowania funkcji liniowej z porównania strumieni objętości q_v z badań: doświadczalnych i symulacji numerycznych

Ocenę zjawisk zachodzących podczas przepływu wody przez badane kryzy segmentowe z pochyłą płaszczyzną spływu (skośną $\gamma = 10^\circ; 20^\circ; 30^\circ$) przeprowadzono na podstawie porównania strumieni z symulacji numerycznych i badań doświadczalnych. Porównanie przeprowadzono poprzez wykreślenie wykresów krzyżowych $q_{v_{CFD}} = f(q_{v_{DOS}})$ w programie ORIGIN 6.0 Professional.



Rys. 5.38. Wykres krzyżowy strumienia objętości $q_{v_{DOS}}$, z strumieniem objętości $q_{v_{CFD}}$, dla kryz KS i KSS o module $m=0,273$

Dokonano oszacowania prawdopodobieństwa zbiorów danych uzyskanych z eksperymentu dla różnych kątów pochylenia płaszczyzny spływu z danymi wyznaczonymi z symulacji numerycznej. Przeprowadzono metodą analityczną (5.15) dobór parametrów a i b równania prostej tak, aby suma kwadratów różnic wartości eksperymentalnych i symulacji była jak najmniejsza (linia trendu).

$$q_{vCFD} = a_l \cdot q_{vDOS} + b \quad (5.15)$$

gdzie:

- a_l – nachylenie prostej
- b – punkt przecięcia osi rzędnych

Dokonując dopasowania w programie ORIGIN 6.0 Professional uzyskano nie tylko oszacowanie wartości parametrów a_l i b charakteryzujących prostą, ale również wartości niepewności parametrów prostej w postaci $u(a_l)$ i $u(b)$. Przy wyznaczaniu linii prostych trendu określono wartości współczynników dopasowania R^2 (tab. 5.21).

Tabela 5.21

Parametry prostych, dopasowania oraz niepewności wyznaczenia prostych z wykresu krzyżowego

Moduł m	Kąt nachylenia γ [°]	a	b	R^2	$u(a)$	$u(b)$
0,273	0	1,00529	$-7,45 \cdot 10^4$	1,00000	$3,38271 \cdot 10^{-4}$	$1,71931 \cdot 10^{-4}$
	10	0,99328	$4,12 \cdot 10^{-4}$	0,99997	$1,74000 \cdot 10^{-3}$	$8,81342 \cdot 10^{-4}$
	20	1,00062	$-5,96 \cdot 10^{-4}$	0,99999	$9,18017 \cdot 10^{-4}$	$4,63078 \cdot 10^{-4}$
	30	1,00730	$-2,79 \cdot 10^{-3}$	1,00000	$4,79508 \cdot 10^{-4}$	$2,42334 \cdot 10^{-4}$

Obliczono względne błędy dopasowania punktów charakterystyki przepływowej wyznaczonych metodą symulacji CFD, do charakterystyki przepływowej w postaci punktów uzyskanych z badań doświadczalnych. W tym celu skorzystano z indeksów dopasowania funkcji potęgowej $y = a_w \cdot x^n$ dla których wyznaczono wartości strumienia objętości q_v :

$$q_v = a_w \cdot \Delta p^n \quad (5.16)$$

gdzie:

- a_w i n to indeksy dopasowania funkcji wykładniczej na podstawie punktów z obliczeń numerycznych – tabela 5.13,
- Δp – spiętrzenie na kryzie pomiarowej podczas badań doświadczalnych.

Błąd względny obliczono z zależności (5.17) jako stosunek wartości różnicy strumienia objętości z obu porównywanych metod względem strumienia objętości z badań doświadczalnych.

$$\delta_{CFD/DOS} = \frac{q_{vCFD} - q_v}{q_v} \cdot 100 [\%] \quad (5.17)$$

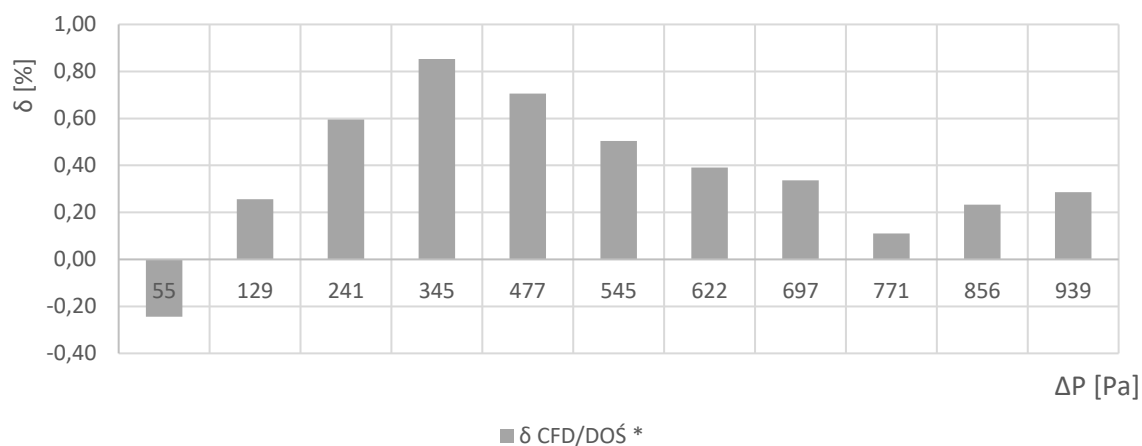
Zestawiono (tab. 5.22) obliczone wartości błędów względnych strumienia objętości q_v z porównania symulacji CFD z doświadczeniem dla $m = 0,370$ i kąta nachylenia $\gamma = 10^\circ$.

Tabela 5.22.

Błędy bezwzględne wyznaczenia strumienia objętości metodą CFD w porównaniu do metody doświadczalnej dla przebadanej kryzy KSS przy $m = 0,370$; $\gamma = 10^\circ$

$q_v [dm^3/s]$	0,165	0,254	0,347	0,416	0,489	0,522	0,558	0,591	0,622	0,655	0,686
$\delta_{CFD/DOŚ} [\%]$	-0,24	0,26	0,60	0,85	0,71	0,50	0,39	0,34	0,11	0,23	0,29

Zaprezentowano w postaci wykresu słupkowego (rys. 5.39) obliczone wartości błędu względnego wyznaczenia charakterystyki przepływowej przy użyciu symulacji CFD w odniesieniu do przeprowadzonych badań doświadczalnych o kącie nachylenia $\gamma = 10^\circ$ i module $m = 0,370$.



Rys. 5.39. Błąd względny z porównania punktów uzyskanych metodą symulacji CFD do punktów z badań doświadczalnych

5.2.6. Porównanie stałej straty ciśnienia $\Delta p_{str}/\Delta p$ badanych kryz względem wartości teoretycznej obliczonej według normy PN-93/M-53950

Znając eksperymentalnie wartości spiętrzenia Δp przepływającego płynu przez kryzy segmentowe dla różnych modułów obliczono teoretyczną stratę ciśnienia różnicowego (Δp_{str}^*) wykorzystując równanie (5.18) [73]. W równaniu tym do obliczeń wykorzystano teoretyczną wartości współczynnika przepływu C z normy PN.

$$\Delta p_{str}^* = \frac{\sqrt{1 - m^2} - C \cdot m}{\sqrt{1 - m^2} + C \cdot m} \cdot \Delta p \text{ [Pa]} \quad (5.18)$$

Wyznaczone wartości teoretyczne stosunku stałej straty $\Delta p_{str}^*/\Delta p$ przedstawiono w tabeli 5.23. Zestawiono w niej również stosunek stałej straty wartości $\Delta p_{str}/\Delta p$ uzyskane z badań doświadczalnych dla kryzy segmentowej. Uwzględniono jedynie wartości stałej straty ciśnienia dla badanych kryz w granicach określonych przez normę PN-93/M-53950.

Tabela 5.23

Stosunek stałej straty ciśnienia obliczony według teorii ($\Delta p_{str}^*/\Delta p$) i wyznaczonej na podstawie badań doświadczalnych ($\Delta p_{str}/\Delta p$)

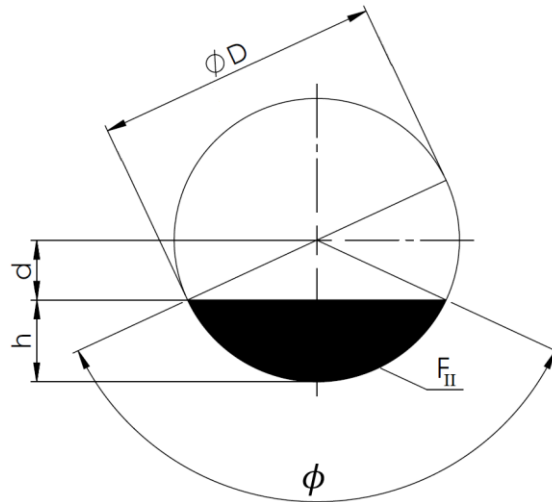
kryza segmentowa								
$m = 0,102$			$m = 0,183$			$m = 0,273$		
Re	$\frac{\Delta p_{str}}{\Delta p}$	$\frac{\Delta p_{str}^*}{\Delta p}$	Re	$\frac{\Delta p_{str}}{\Delta p}$	$\frac{\Delta p_{str}^*}{\Delta p}$	Re	$\frac{\Delta p_{str}}{\Delta p}$	$\frac{\Delta p_{str}^*}{\Delta p}$
6316	0,8766	0,8827						
8451	0,8787							
10054	0,8784		10773	0,8031	0,7983			
11556	0,8796		12632	0,8035				
12456	0,8798		13552	0,8017				
13460	0,8802		14520	0,8026				
14320	0,8809		15398	0,8015				
15058	0,8812		16164	0,8039				
15871	0,8820		17022	0,8049		17426	0,7129	0,7088
16474	0,8838		17628	0,8079		18163	0,7124	

6. ANALIZA WSPÓŁCZYNNIKA PRZEPŁYWU C DLA KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ

Dla kryzy segmentowej strumień objętości przepływającego płynu przez kryzę segmentową określono zależnością (6.1):

$$q_v = C \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}} \cdot \frac{F_{II}}{\sqrt{1 - \left(\frac{F_{II}}{F_I}\right)^2}} \quad (6.1)$$

gdzie: $F_{II} = \frac{(\phi - \sin(\phi))}{8} \cdot D^2$; $\phi = 2 \cdot \arccos(1 - 2 \cdot \frac{h}{D})$



Rys. 6.1. Pole otworu przelotowego dla kryzy segmentowej i kryzy segmentowej skośnej

Przyjmując, że stosunek przekroju otworu przewężenia do przekroju rurociągu jest modulem ($m = \frac{F_h}{F_D}$) otrzymano zależność:

$$q_v = \frac{C \cdot \varepsilon \cdot F_{II}}{\sqrt{1 - m^2}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}} \quad (6.2)$$

Dla przepływającego strumienia objętości wody (płyn nieściśliwy $\varepsilon = 1$), zależność (6.2) przyjmuje następującą postać:

$$q_v = \frac{C \cdot F_{II}}{\sqrt{1 - m^2}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}} \quad (6.3)$$

Po przekształceniu zależności (6.3) wyznaczono współczynnik przepływu C w postaci:

$$C = \frac{q_v \cdot \sqrt{1 - m^2}}{F_{II} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \quad (6.4)$$

Podstawiając wartości uzyskane z badań doświadczalnych do zależności (6.4) wyznaczono współczynniki przepływu C dla przebadanych układów przepływomierzy z kryzą segmentową. Z normy [74] obliczono współczynniki przepływu C^* wg. zależności 2.16), a korzystając z równania (2.17) obliczono liczbę przepływu α .

Uzyskane dane charakteryzujące przepływ oraz wartości współczynnika przepływu C (z badania doświadczalne) i C^* (z obliczeń według PN) przedstawiono w tabeli 6.1, tabeli 6.2 i tabeli 6.3 dla kryz z modułem $m = 0,102$, $m = 0,183$ i $m = 0,273$.

Tabela 6.1

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modułem $m=0,102$

q_v	Δp	ρ	ν	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16558	0,8756	998,3	0,9955	4179	0,61412	0,61092	0,60570
0,24908	1,9769	998,3	0,9908	6316	0,61478	0,61157	
0,33126	3,4886	998,2	0,9849	8451	0,61547	0,61226	
0,39133	4,8622	998,1	0,9779	10054	0,61584	0,61263	
0,44606	6,3160	998,0	0,9698	11556	0,61587	0,61266	
0,47743	7,2372	998,0	0,9630	12456	0,61578	0,61257	
0,51349	8,3718	997,9	0,9585	13460	0,61576	0,61255	
0,54377	9,3866	997,8	0,9540	14320	0,61580	0,61259	
0,56979	10,3089	997,8	0,9507	15058	0,61571	0,61250	
0,59916	11,4014	997,8	0,9485	15871	0,61564	0,61243	
0,62265	12,3132	997,8	0,9496	16474	0,61563	0,61242	

Tabela 6.2

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modulem $m=0,183$

q_v	Δp	ρ	ν	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16846	0,2720	997,9	0,9619	4400	0,62706	0,61647	0,60298
0,25387	0,6175	997,9	0,9596	6647	0,62723	0,61664	
0,34326	1,1335	997,9	0,9585	8998	0,62595	0,61538	
0,41001	1,6124	997,9	0,9563	10773	0,62688	0,61629	
0,47910	2,2018	997,8	0,9529	12632	0,62682	0,61623	
0,51280	2,5232	997,8	0,9507	13552	0,62671	0,61613	
0,54880	2,8920	997,8	0,9496	14520	0,62648	0,61590	
0,58195	3,2506	997,8	0,9496	15398	0,62661	0,61603	
0,61091	3,5692	997,8	0,9496	16164	0,62775	0,61715	
0,64333	3,9616	997,8	0,9496	17022	0,62747	0,61687	
0,67095	4,3076	997,9	0,9452	17628	0,62760	0,61700	

Tabela 6.3

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modulem $m=0,273$

q_v	Δp	ρ	ν	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16714	0,1157	998,2	0,9861	4259	0,63817	0,61393	0,59960
0,25295	0,2648	998,2	0,9814	6476	0,63823	0,61399	
0,34472	0,4924	998,1	0,9721	8909	0,63783	0,61360	
0,41454	0,7125	998,0	0,9676	10764	0,63763	0,61341	
0,48671	0,9827	997,9	0,9608	12728	0,63742	0,61321	
0,52499	1,1431	997,9	0,9563	13793	0,63748	0,61326	
0,55917	1,2971	997,8	0,9518	14760	0,63737	0,61316	
0,59333	1,4592	997,8	0,9485	15717	0,63764	0,61342	
0,62146	1,6005	997,7	0,9463	16501	0,63770	0,61348	
0,65480	1,7755	997,7	0,9441	17426	0,63793	0,61370	
0,68329	1,9334	997,7	0,9452	18163	0,63791	0,61368	

W tabeli 6.4 i tabeli 6.5 przedstawiono wyniki obliczeń dla kryz o modułach: $m = 0,370$ i $m = 0,470$, które uzyskano w oparciu o badanie doświadczalne.

Tabela 6.4

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modułem $m=0,370$

q_v	Δp	ρ	v	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16840	0,0615	998,5	1,0088	4224	0,65129	0,60507	0,59426
0,25291	0,1395	998,4	1,0051	6366	0,64929	0,60321	
0,34531	0,2598	998,4	1,0003	8734	0,64953	0,60343	
0,41447	0,3742	998,3	0,9955	10533	0,64958	0,60348	
0,48490	0,5104	998,3	0,9920	12368	0,65072	0,60454	
0,51867	0,5836	998,2	0,9872	13292	0,65088	0,60469	
0,55687	0,6721	998,2	0,9825	14339	0,65119	0,60498	
0,59117	0,7566	998,2	0,9814	15241	0,65156	0,60532	
0,62043	0,8326	998,2	0,9814	15995	0,65185	0,60559	
0,65529	0,9286	998,2	0,9802	16914	0,65193	0,60566	
0,68444	1,0135	998,2	0,9802	17666	0,65176	0,60551	

Tabela 6.5

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modułem $m=0,470$

q_v	Δp	ρ	v	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16829	0,0346	998,2	0,9849	4293	0,68200	0,60198	0,58617
0,25440	0,0797	998,2	0,9814	6513	0,67955	0,59982	
0,34499	0,1472	998,1	0,9756	8885	0,67814	0,59857	
0,41513	0,2125	998,0	0,9641	10818	0,67915	0,59946	
0,48769	0,2924	998,0	0,9641	12709	0,68011	0,60031	
0,51774	0,3297	997,9	0,9585	13571	0,67993	0,60015	
0,55953	0,3840	997,9	0,9551	14718	0,68086	0,60097	
0,59091	0,4278	997,8	0,9540	15562	0,68131	0,60137	
0,62239	0,4744	997,8	0,9540	16391	0,68139	0,60144	
0,65595	0,5260	997,8	0,9540	17275	0,68201	0,60199	
0,68422	0,5726	997,9	0,9563	17977	0,68184	0,60184	

W tabeli 6.6 i tabeli 6.7 przedstawiono wyniki obliczeń dla kryz segmentowych o modułach: $m = 0,571$ i $m = 0,670$, które uzyskano w oparciu o badanie doświadczalne. Moduły te nie zostały ujęte w normie PN, z tego względu są niezalecane do pomiarów przepływającego strumienia płynu [73].

Tabela 6.6

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modułem $m=0,571$

q_v	Δp	ρ	ν	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16806	0,0209	998,3	0,9896	4267	0,72131	0,59216	0,57348
0,25498	0,0488	998,2	0,9861	6497	0,71649	0,58820	
0,34846	0,0913	998,2	0,9825	8910	0,71598	0,58778	
0,41884	0,1319	998,2	0,9802	10736	0,71602	0,58782	
0,49133	0,1807	998,1	0,9744	12669	0,71756	0,58908	
0,52943	0,2094	998,0	0,9710	13699	0,71822	0,58962	
0,56337	0,2364	998,0	0,9687	14612	0,71917	0,59040	
0,59694	0,2657	998,0	0,9676	15501	0,71889	0,59017	
0,62552	0,2910	998,0	0,9676	16243	0,71971	0,59085	
0,65881	0,3229	998,0	0,9664	17128	0,71969	0,59083	
0,68889	0,3530	998,0	0,9676	17889	0,71971	0,59085	

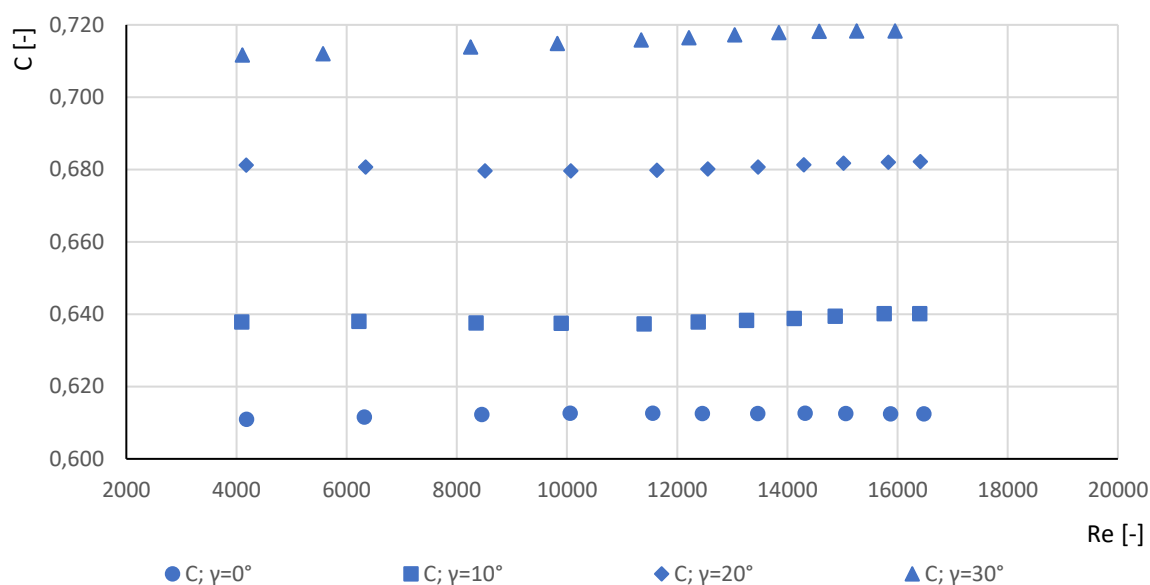
Tabela 6.7

Liczba przepływu α i współczynnik przepływu (C i C^*) dla kryzy KS z modułem $m=0,670$

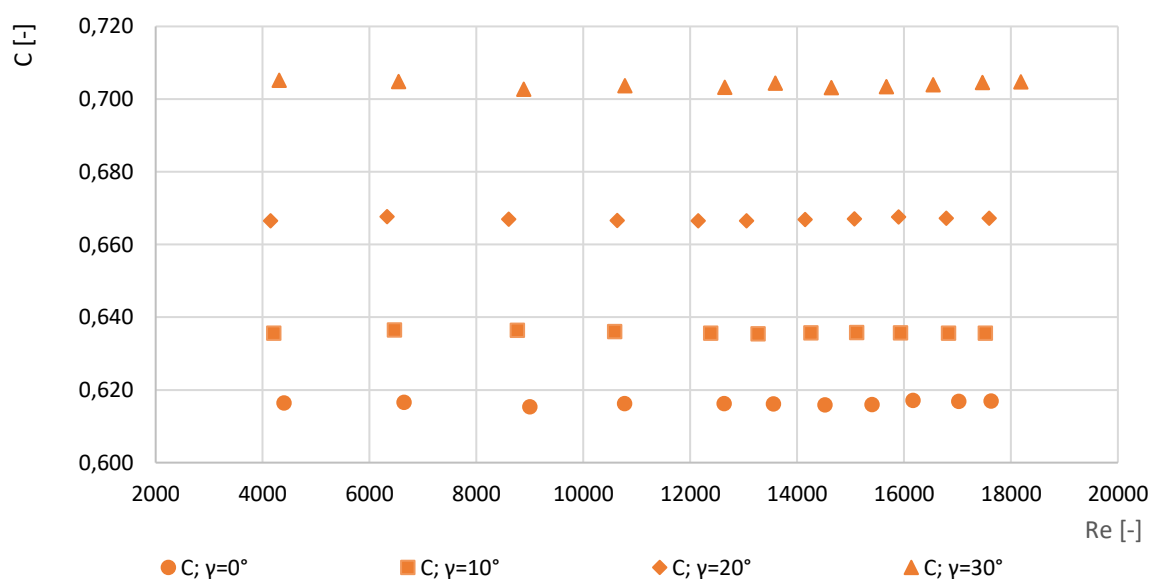
q_v	Δp	ρ	ν	Re	α	C	C^*
[dm ³ /s]	[kPa]	[kg/m ³]	10 ⁻⁶ [Pa·s]	[-]	[-]	[-]	[-]
0,16780	0,0135	998,3	0,9920	4250	0,76448	0,56752	0,55251
0,25551	0,0316	998,3	0,9884	6495	0,75944	0,56378	
0,34841	0,0590	998,2	0,9825	8909	0,75854	0,56311	
0,41981	0,0854	998,1	0,9779	10786	0,75932	0,56369	
0,49454	0,1180	998,1	0,9721	12781	0,76117	0,56506	
0,52576	0,1327	998,0	0,9687	13636	0,76305	0,56646	
0,56380	0,1519	998,0	0,9664	14657	0,76476	0,56773	
0,59771	0,1702	998,0	0,9630	15594	0,76584	0,56853	
0,62899	0,1884	997,9	0,9619	16429	0,76600	0,56865	
0,66502	0,2105	998,0	0,9630	17350	0,76619	0,56879	
0,68952	0,2262	998,0	0,9653	17947	0,76638	0,56893	

6.1. Doświadczalne wartości współczynnika przepływu C dla badanych kryz segmentowych i segmentowych skośnych

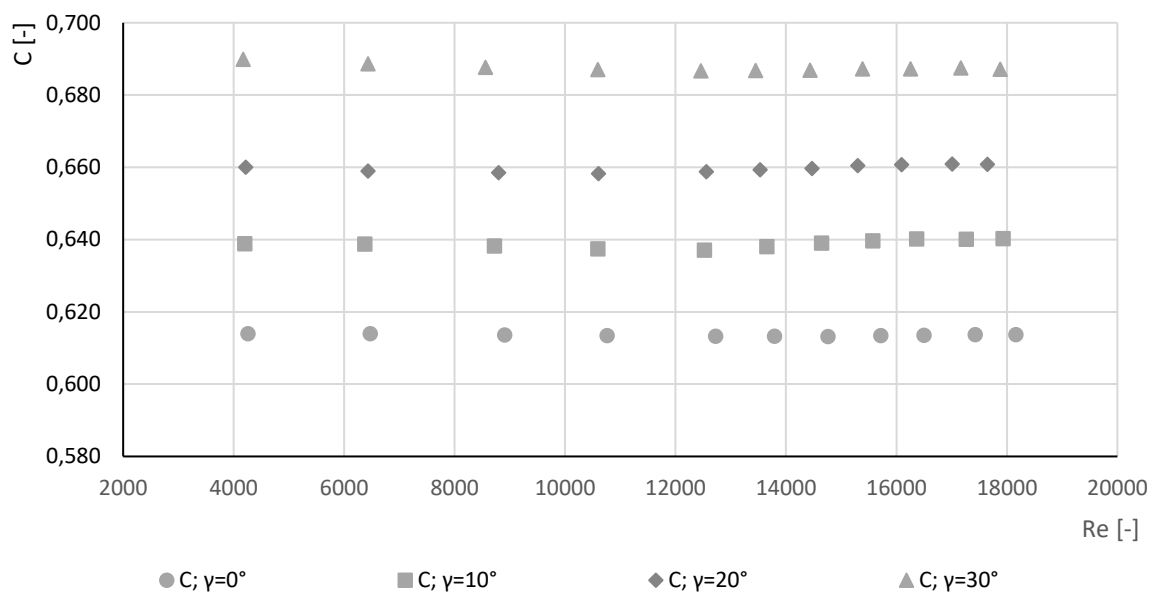
W oparciu o przeprowadzone badania doświadczalne wyznaczono na podstawie równania (6.4) współczynnik przepływu C . Uzyskane dane przedstawiono w postaci punktów na wykresach (rys. 6.2 – rys. 6.8) w zależności od modułu m i kąta nachylenia płaszczyzny spływu γ . Współczynnik przepływu C dla kryzy segmentowej (KS) opisano wartością $\gamma = 0^\circ$, natomiast dla kryz segmentowych skośnych (KSS) opisano wartością kąta nachylenia $\gamma = 10^\circ, 20^\circ$ i 30° .



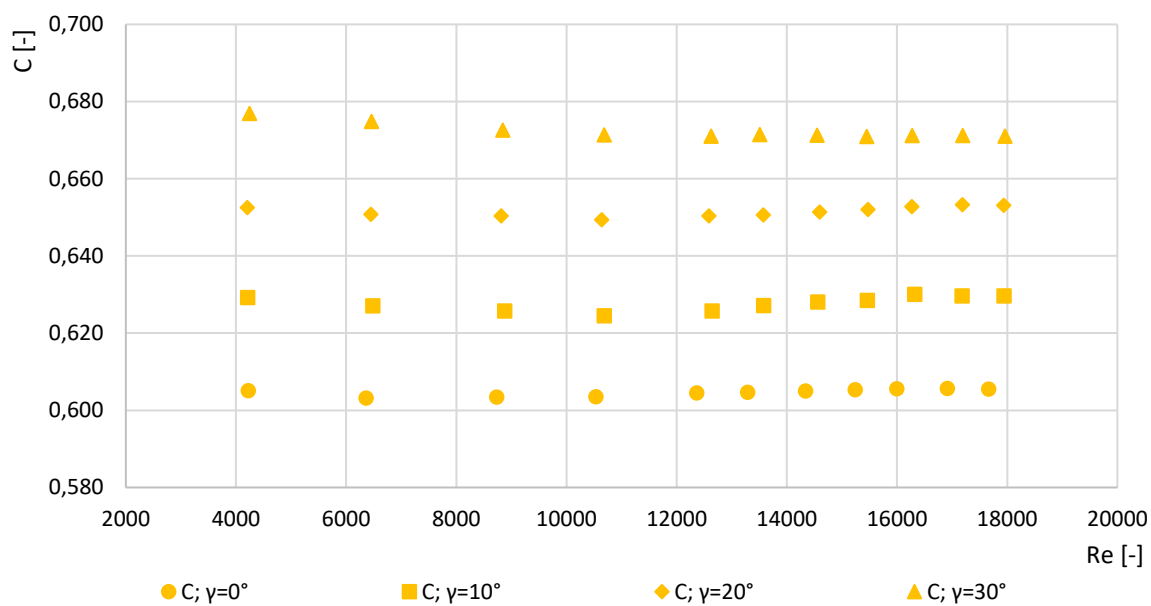
Rys. 6.2. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modułem $m=0,102$



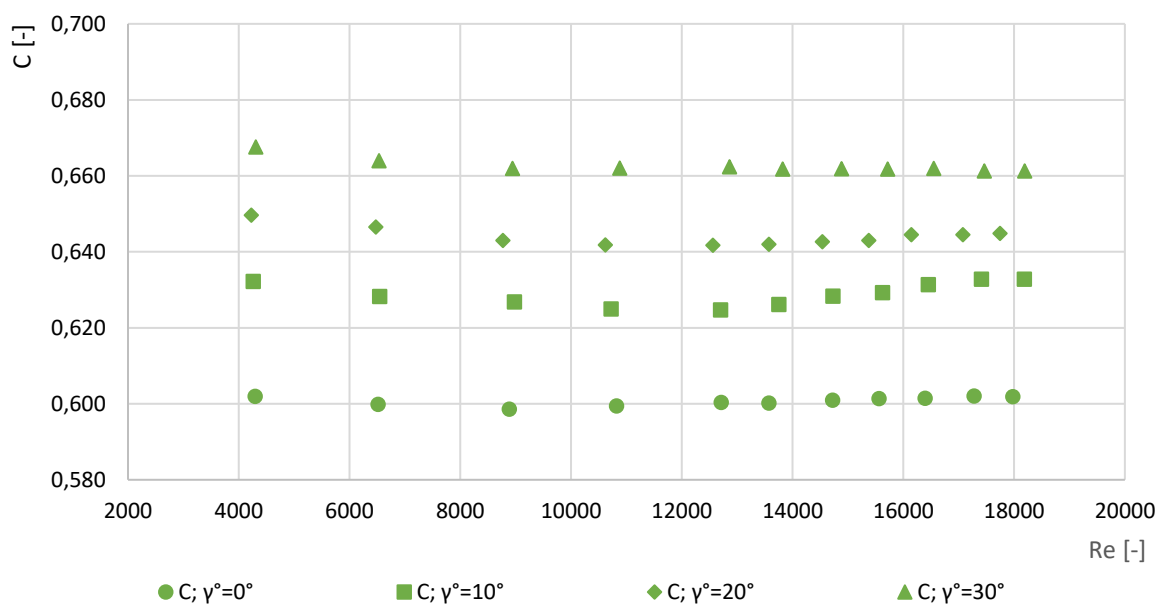
Rys. 6.3. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modułem $m=0,183$



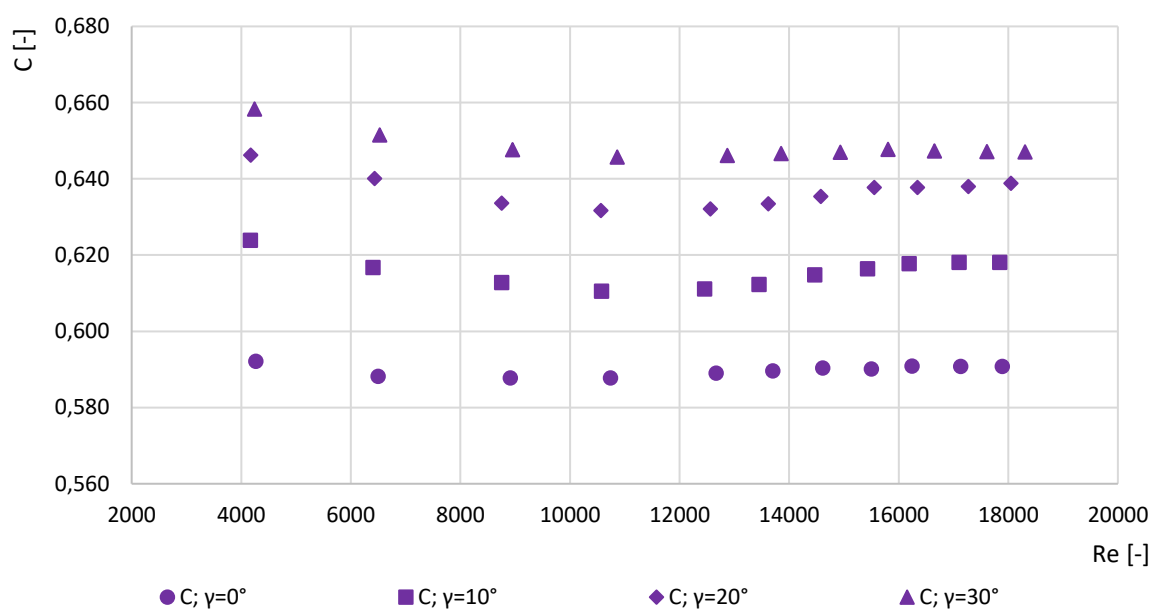
Rys. 6.4. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modułem $m=0,273$



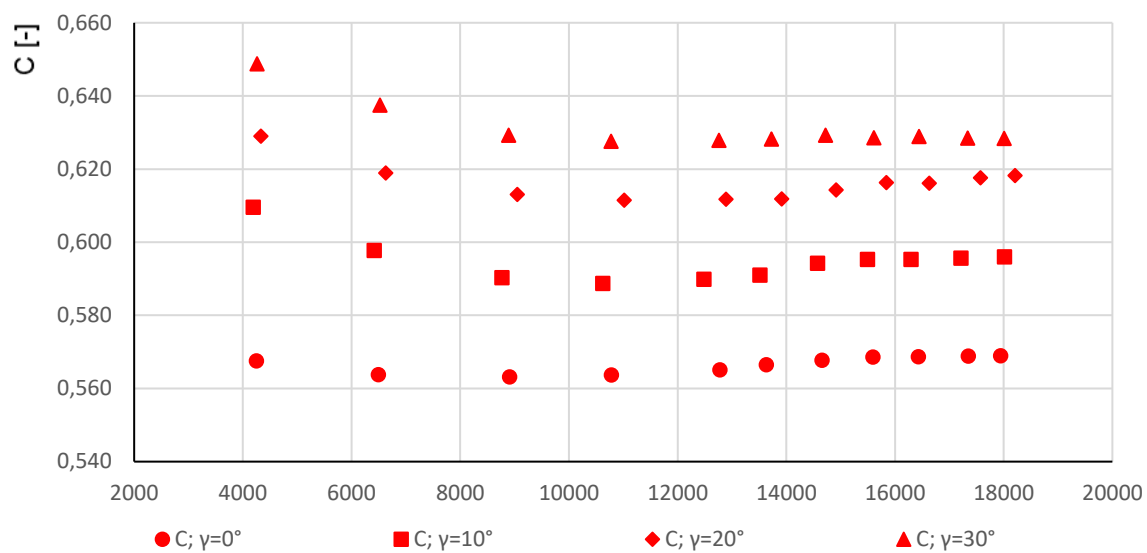
Rys. 6.5. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modułem $m=0,370$.
Zakres stosowania wg PN od $Re_{min} = 25900$



Rys. 6.6. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modulem $m=0,470$. Zakres stosowania wg PN od $Re_{min} = 35500$



Rys. 6.7. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modulem $m=0,571$ - poza zakresem normy PN



Rys. 6.8. Doświadczalny współczynnik przepływu C dla kryzy KS i KSS z modułem $m=0,670$ - poza zakresem normy PN

6.2. Niepewność względna wyznaczenia współczynnika przepływu C

Dla określonego przez równanie (6.4) współczynnika przepływu C obliczono standardową złożoną względną niepewność jego wyznaczenia $u(C)/C$. Uwzględniono w nim wielkości wyznaczone z pomiarów mierzonych pośrednio i zgodnie z prawem propagacji niepewności [56] można ją zapisać równaniem (6.5):

$$\frac{u(C)}{C} = \left[\left(\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial q_v} \cdot u(q_v) \right)^2 + \left(\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial \Delta p} \cdot u(\Delta p) \right)^2 + \left(\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial \rho} \cdot u(\rho) \right)^2 + \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial F_h} \cdot u(F_h) \right)^2 + \left(\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial F_D} \cdot u(F_D) \right)^2 \right]^{0.5} \quad (6.5)$$

Niezbędne współczynniki wrażliwości wyznaczono poprzez różniczkowanie zależności (6.4). Otrzymano następujące wzory pochodnych cząstkowych, które po uwzględnieniu zależności (6.4) dają człony składowe równania (6.5):

- pochodna cząstkowa po q_v (strumień objętości)

Pochodna cząstkowa	Człon równania (6.5)	
$\frac{\partial C}{\partial q_v} = \frac{\sqrt{1-m^2}}{F_h \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}}$	$\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial q_v} = \frac{1}{q_v}$	(6.6)

- pochodna cząstkowa po Δp (ciśnienie spiętrzenia płynu na kryzie pomiarowej)

Pochodna cząstkowa	Człon równania (6.5)	
$\frac{\partial C}{\partial \Delta p} = \frac{q_v \cdot \sqrt{1-m^2}}{F_h \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \frac{(-1)}{2 \cdot \Delta p}$	$\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial \Delta p} = -\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\Delta p}$	(6.7)

- pochodna cząstkowa po ρ (gęstość płynu)

Pochodna cząstkowa	Człon równania (6.5)	
$\frac{\partial C}{\partial \rho} = \frac{q_v \cdot \sqrt{1-m^2}}{F_h \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \rho}$	$\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial \rho} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\rho}$	(6.8)

- pochodna cząstkowa po F_h (przekrój otworu przewężenia kryzy pomiarowej)

Pochodna cząstkowa	Człon równania (6.5)	
$\frac{\partial C}{\partial F_h} = \frac{q_v}{\sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \left(\frac{(-1) \cdot m^2 \cdot \frac{1}{\sqrt{1-m^2}} - \sqrt{1-m^2}}{F_h^2} \right)$ $= \frac{q_v}{\sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \frac{(-1)}{F_h^2 \cdot \sqrt{1-m^2}}$	$\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial F_h} = -\frac{1}{1-m^2} \cdot \frac{1}{F_h}$	(6.9)

- pochodna cząstkowa po F_D (przekrój rurociągu)

Pochodna cząstkowa	Człon równania (6.5)	
$\frac{\partial C}{\partial F_D} = \frac{q_v}{\sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \frac{m^2}{F_h \cdot F_D \cdot \sqrt{1-m^2}} = \frac{q_v}{\sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}}} \cdot \frac{m}{F_D^2 \cdot \sqrt{1-m^2}}$	$\frac{1}{C} \cdot \frac{\partial C}{\partial F_D} = \frac{m^2}{1-m^2} \cdot \frac{1}{F_D}$	(6.10)

Po podstawieniu obliczonych pochodnych składowych (równania 6.6 – 6.10) do zależności (6.5) na względną złożoną niepewność wyznaczenia współczynnika przepływu otrzymano wzór (6.11):

$$\begin{aligned} \frac{u(C)}{C} = & \left[\left(\frac{u(q_v)}{q_v} \right)^2 + \left(-\frac{1}{2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(\Delta p)}{\Delta p} \right)^2 + \left(\frac{1}{2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(\rho)}{\rho} \right)^2 + \left(-\frac{1}{1-m^2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(F_h)}{F_h} \right)^2 \right. \\ & \left. + \left(\frac{m^2}{1-m^2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(F_D)}{F_D} \right)^2 \right]^{0.5} \end{aligned} \quad (6.11)$$

Po przekształceniu i uporządkowaniu otrzymano zależność (6.12) na względną niepewność wyznaczenia współczynnika przepływu jako:

$$\frac{u(C)}{C} = \sqrt{\left(\frac{u(q_v)}{q_v} \right)^2 + \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{u(\Delta p)}{\Delta p} \right)^2 + \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{u(\rho)}{\rho} \right)^2 + \left(\frac{1}{1-m^2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(F_h)}{F_h} \right)^2 + \left(\frac{m^2}{1-m^2} \right)^2 \cdot \left(\frac{u(F_D)}{F_D} \right)^2} \quad (6.12)$$

Występujące w zależności (6.12) standardowe składowe względne niepewności wyznaczono korzystając z zależności:

- względna niepewność standardowa pomiaru strumienia objętości wynosi:

$$\frac{u(q_v)}{q_v} = \frac{\sqrt{S_{q_v}^2 + \left(\frac{\Delta g(q_v)}{\sqrt{3}}\right)^2}}{q_v} \cdot 100\% \quad (6.13)$$

- względna niepewność standardowa pomiaru spiętrzenia na kryzie pomiarowej równa jest:

$$\frac{u(\Delta p)}{\Delta p} = \frac{\sqrt{S_{\Delta p}^2 + \left(\frac{\Delta g(\Delta p)}{\sqrt{3}}\right)^2}}{\Delta p} \cdot 100\% \quad (6.14)$$

- względna niepewność standardowa wyznaczenia gęstości wody – wyznaczono ją korzystając z tabeli gęstości wody w funkcji temperatury z zależności:

$$\frac{u(\rho)}{\rho} = \frac{\frac{\Delta \rho}{\sqrt{3}}}{\rho} \cdot 100\% \quad (6.15)$$

W przeprowadzonych seriach pomiarowych temperatura przepływającej wody uległa zmianie w granicach do 2°C co odpowiada względnej niepewności standardowej jej wyznaczenia $\frac{u(\rho)}{\rho} = 0,05\%$.

- względna niepewność standardowa przekroju poprzecznego rurociągu i przekroju przepływowego otworu kryzy - przyjęto równe:

$$\frac{u(F_D)}{F_D} = \frac{u(F_h)}{F_h} = 0,5\% \quad (6.16)$$

Występujące we wzorach (6.13 i 6.14) eksperymentalne odchylenia standardowe S , przedstawiają sobą niepewności przypadkowe typu A wartości średniej wielkości mierzonej. Przy przeprowadzonych 11 obserwacjach (1 obserwacja = 40 pomiarów co 4 s) powiększono wartości tych odchyleń o współczynnik krytyczny rozkładu Studenta ($k_n = 2,2$) przy założonym poziomie ufności $p = 0,95$.

$$S_{q_v} = k_n \cdot \frac{\sum (\Delta p - \bar{\Delta p})^2}{n(n-1)} = 2,2 \cdot \frac{\sum (\Delta p - \bar{\Delta p})^2}{11 \cdot 10} \cdot 100\% \quad (6.17)$$

$$S_{\Delta p} = k_n \cdot \frac{\sum (q_v - \bar{q}_v)^2}{n(n-1)} = 2,2 \cdot \frac{\sum (q_v - \bar{q}_v)^2}{11 \cdot 10} \cdot 100\% \quad (6.18)$$

Przy wyznaczeniu niepewności typu B przyjęto prostokątny rozkład prawdopodobieństwa. Symbolem Δ oznaczono bezwzględne maksymalne błędy graniczne pomiaru danych wielkości wejściowych wynikających z użytych mierników pomiarowych podczas przeprowadzonych eksperymentów.

Z zależności (6.19) wyznaczono założoną względną niepewność rozszerzoną współczynnika przepływu C jako $U(C)/C$ (przy założonym poziomie ufności $p = 0,95$ i współczynniku rozszerzenia $k_p = 2$), którą można zapisać w postaci zależności:

$$\frac{U(C)}{C} = k_p \cdot \frac{u(C)}{C} \quad (6.19)$$

W oparciu o przeprowadzone badania doświadczalne obliczono współczynnik przepływu C i niepewność rozszerzoną jego wyznaczenia $U(C)/C$ w zależności od zastosowanego modułu dla kryzy segmentowej ($\gamma = 0^\circ$). Na podstawie normy PN-93/M-53950 obliczono także teoretyczną wartość współczynnika przepływu C^* z równania (2.16) i względną niepewność rozszerzoną współczynnika przepływu $U(C^*)/C^*$ według normy [73] z równania (6.20):

$$\frac{U(C^*)}{C^*} = 2 \cdot (1,2 + 3 \cdot m^2) [\%] \quad (6.20)$$

gdzie: C^* -teoretyczny współczynnik przepływu C^*

Wyniki obliczeń przedstawiono w postaci tabeli (tab. 6.8 – tab. 6.14). Kryzy segmentowe z modułem $m = 0,370$ (Tabela 6.11) i $m = 0,470$ (Tabela 6.12) zalecane są do pomiaru strumienia płynu dla których Re_{min} jest większe od zakresu, w jakim przeprowadzono badania doświadczalne. Natomiast w tabeli 6.13 i tabeli 6.14 przedstawiono wyniki dla kryz segmentowych z modułem $m = 0,571$, $m = 0,670$, które nie zostały ujęte w normie PN (do wykonywania pomiarów).

Tabela 6.8

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,102$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16558	0,8756	4179	0,61092	1,72	0,60570	2,46
0,24908	1,9769	6316	0,61157	1,25		
0,33126	3,4886	8451	0,61226	1,14		
0,39133	4,8622	10054	0,61263	1,10		
0,44606	6,3160	11556	0,61266	1,09		
0,47743	7,2372	12456	0,61257	1,08		
0,51349	8,3718	13460	0,61255	1,08		
0,54377	9,3866	14320	0,61259	1,07		
0,56979	10,3089	15058	0,61250	1,07		
0,59916	11,4014	15871	0,61243	1,07		
0,62265	12,3132	16474	0,61242	1,07		

Tabela 6.9

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,183$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16846	0,2720	4400	0,61647	2,53	0,60298	2,60
0,25387	0,6175	6647	0,61664	1,50		
0,34326	1,1335	8998	0,61538	1,23		
0,41001	1,6124	10773	0,61629	1,16		
0,47910	2,2018	12632	0,61623	1,13		
0,51280	2,5232	13552	0,61613	1,12		
0,54880	2,8920	14520	0,61590	1,11		
0,58195	3,2506	15398	0,61603	1,10		
0,61091	3,5692	16164	0,61715	1,10		
0,64333	3,9616	17022	0,61687	1,09		
0,67095	4,3076	17628	0,61700	1,09		

Tabela 6.10

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,273$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16714	0,1157	4259	0,61393	3,68	0,59960	2,85
0,25295	0,2648	6476	0,61399	1,92		
0,34472	0,4924	8909	0,61360	1,41		
0,41454	0,7125	10764	0,61341	1,27		
0,48671	0,9827	12728	0,61321	1,21		
0,52499	1,1431	13793	0,61326	1,18		
0,55917	1,2971	14760	0,61316	1,17		
0,59333	1,4592	15717	0,61342	1,16		
0,62146	1,6005	16501	0,61348	1,15		
0,65480	1,7755	17426	0,61370	1,15		
0,68329	1,9334	18163	0,61368	1,14		

Tabela 6.11

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,370$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16840	0,0615	4224	0,60507	3,62	0,59426	3,22
0,25291	0,1395	6366	0,60321	1,94		
0,34531	0,2598	8734	0,60343	1,46		
0,41447	0,3742	10533	0,60348	1,33		
0,48490	0,5104	12368	0,60454	1,27		
0,51867	0,5836	13292	0,60469	1,25		
0,55687	0,6721	14339	0,60498	1,24		
0,59117	0,7566	15241	0,60532	1,23		
0,62043	0,8326	15995	0,60559	1,22		
0,65529	0,9286	16914	0,60566	1,21		
0,68444	1,0135	17666	0,60551	1,21		

Tabela 6.12

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,470$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16829	0,0346	4293	0,60198	6,16	0,58617	3,73
0,25440	0,0797	6513	0,59982	2,93		
0,34499	0,1472	8885	0,59857	1,93		
0,41513	0,2125	10818	0,59946	1,63		
0,48769	0,2924	12709	0,60031	1,48		
0,51774	0,3297	13571	0,60015	1,44		
0,55953	0,3840	14718	0,60097	1,41		
0,59091	0,4278	15562	0,60137	1,38		
0,62239	0,4744	16391	0,60144	1,37		
0,65595	0,5260	17275	0,60199	1,35		
0,68422	0,5726	17977	0,60184	1,34		

Tabela 6.13

Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,571$

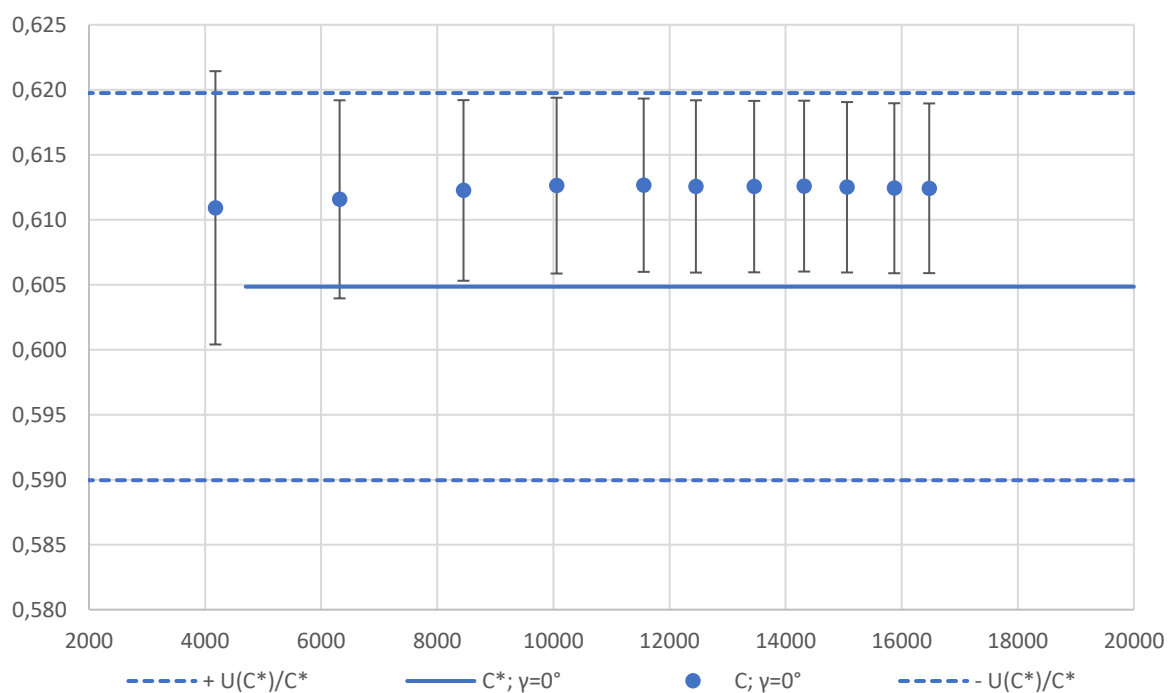
q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16806	0,0209	4267	0,59216	10,05	0,57348	4,36
0,25498	0,0488	6497	0,58820	4,51		
0,34846	0,0913	8910	0,58778	2,70		
0,41884	0,1319	10736	0,58782	2,14		
0,49133	0,1807	12669	0,58908	1,85		
0,52943	0,2094	13699	0,58962	1,75		
0,56337	0,2364	14612	0,59040	1,69		
0,59694	0,2657	15501	0,59017	1,64		
0,62552	0,2910	16243	0,59085	1,61		
0,65881	0,3229	17128	0,59083	1,58		
0,68889	0,3530	17889	0,59085	1,56		

Tabela 6.14

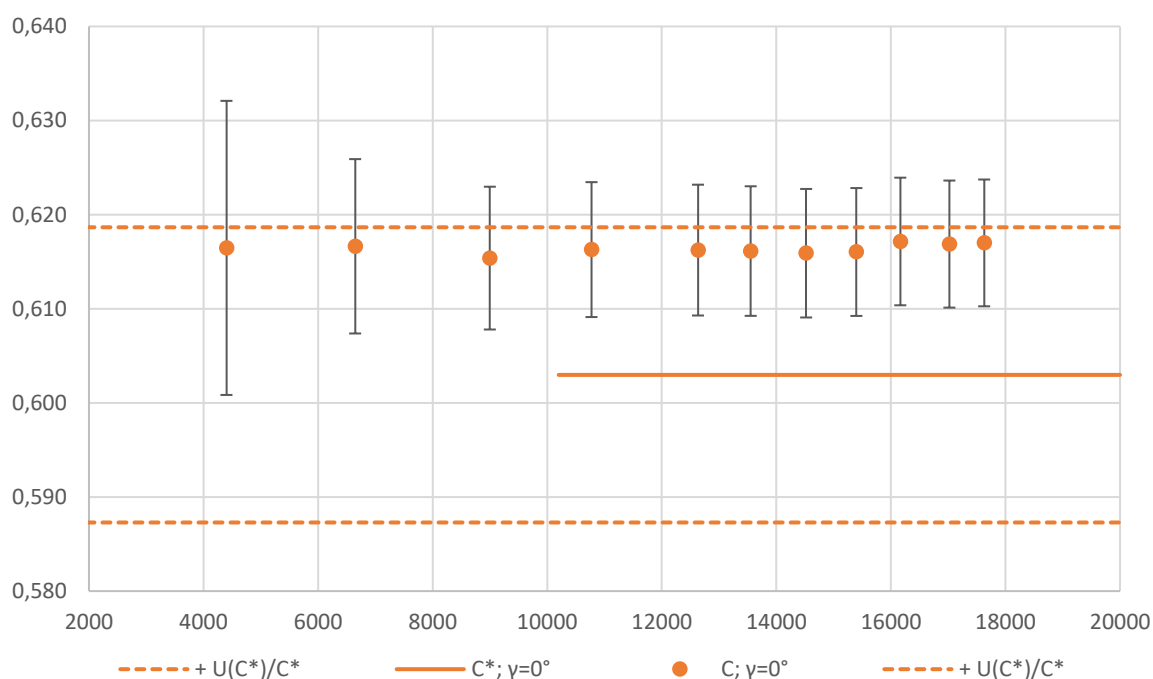
Niepewność rozszerzona wyznaczonego współczynnika przepływu C i C^* (obliczona według normy PN) dla KS o module $m = 0,670$

q_v	Δp	Re	C	$U(C)/C$	C^*	$U(C^*)/C^*$
[dm ³ /s]	[kPa]	[-]	[-]	%	[-]	%
0,16780	0,0135	4250	0,56752	15,53	0,55251	5,09
0,25551	0,0316	6495	0,56378	6,78		
0,34841	0,0590	8909	0,56311	3,90		
0,41981	0,0854	10786	0,56369	2,95		
0,49454	0,1180	12781	0,56506	2,42		
0,52576	0,1327	13636	0,56646	2,28		
0,56380	0,1519	14657	0,56773	2,15		
0,59771	0,1702	15594	0,56853	2,06		
0,62899	0,1884	16429	0,56865	1,99		
0,66502	0,2105	17350	0,56879	1,93		
0,68952	0,2262	17947	0,56893	1,89		

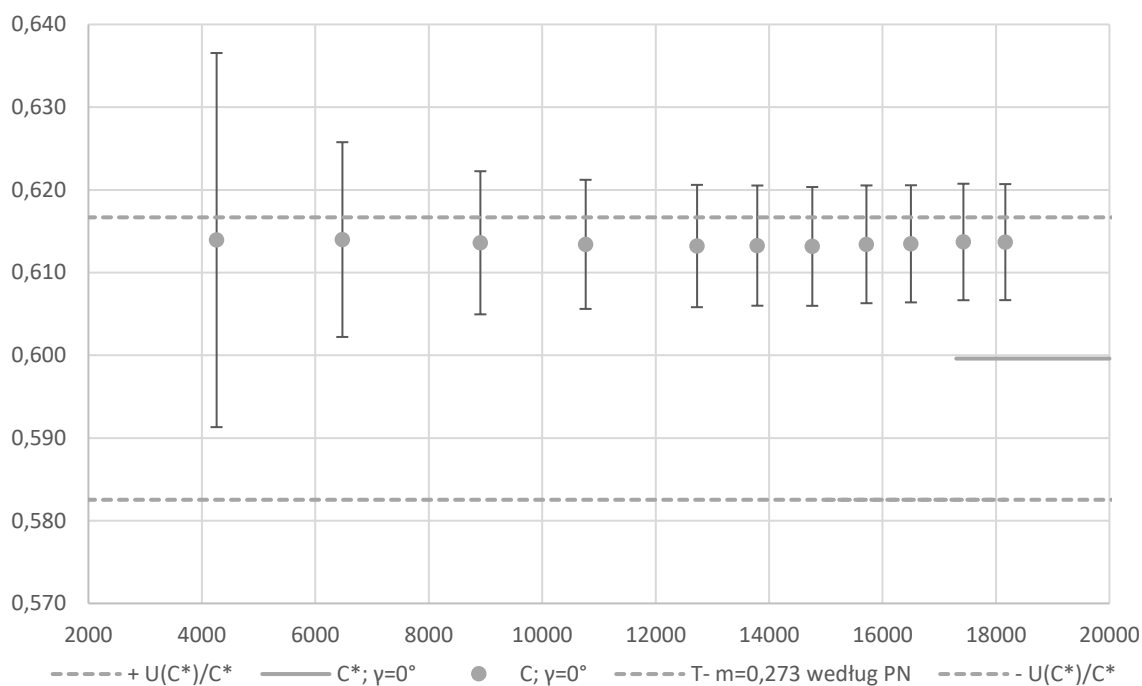
Wartości z tabel (tab. 6.8 – tab. 6.14) przedstawiono w postaci wykresów (rys. 6.9 – rys. 6.15). Linia ciągłą przedstawiono naniesione wartości współczynnika przepływu C^* z uwzględnieniem minimalnej wartości granicznej liczby Re , od której należy stosować kryzę KS wg. PN [73]. Na wykresach naniesiono dodatkowo pole niepewności rozszerzonej wyznaczenia współczynnika C^* (według PN), które ograniczono liniami przerywanymi poziomymi. Zaznaczone słupki błędów określają procentową wartość obliczonej niepewności rozszerzonej z danych zebranych doświadczalnie, a wyznaczonych za pomocą równań (6.12 – 6.18).



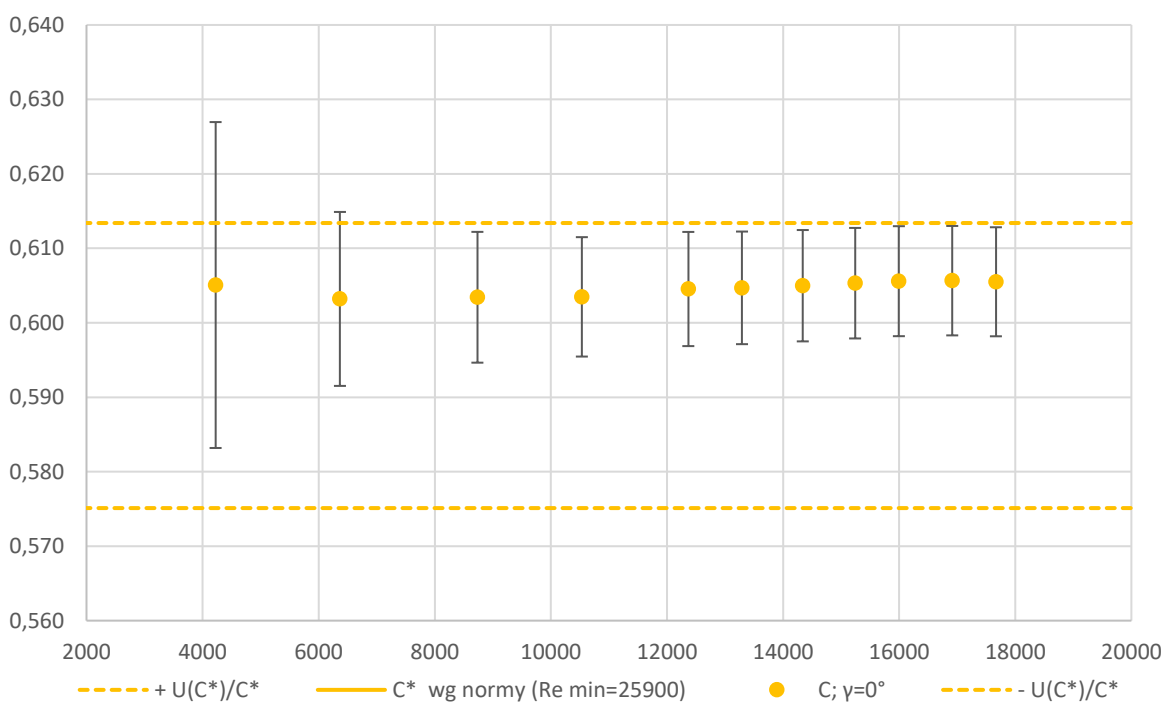
Rys. 6.9. Współczynnik przepływu C i C^* dla kryzy KS z modułem $m = 0,102$



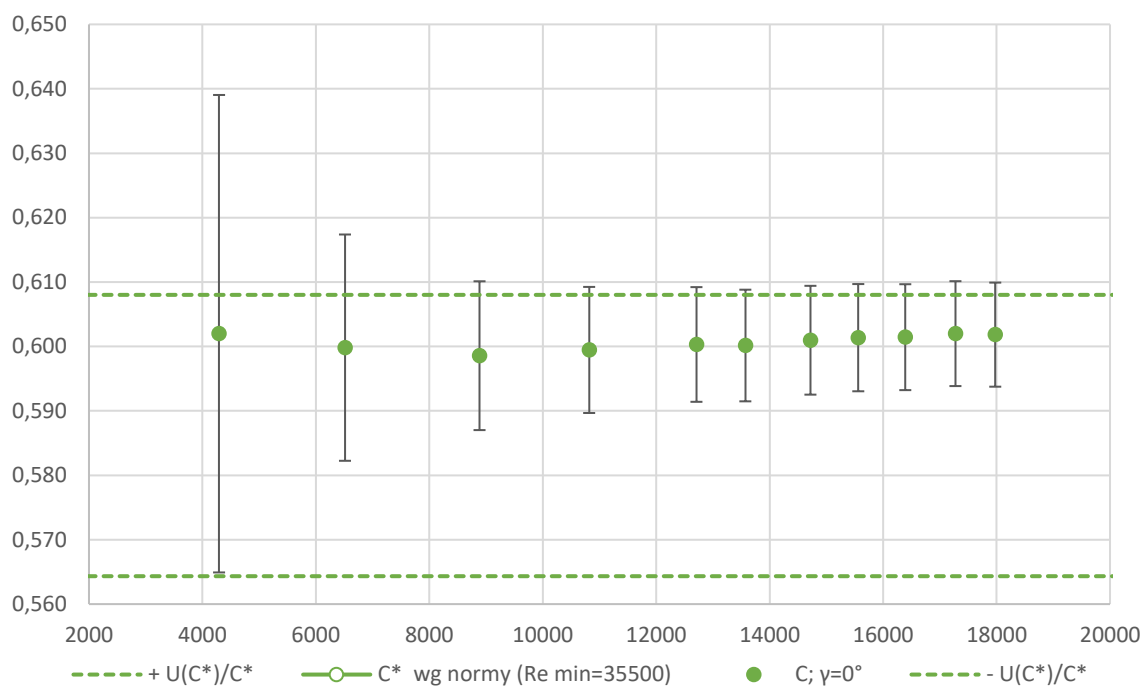
Rys. 6.10. Współczynnik przepływu C i C^* dla kryzy KS z modułem $m = 0,183$



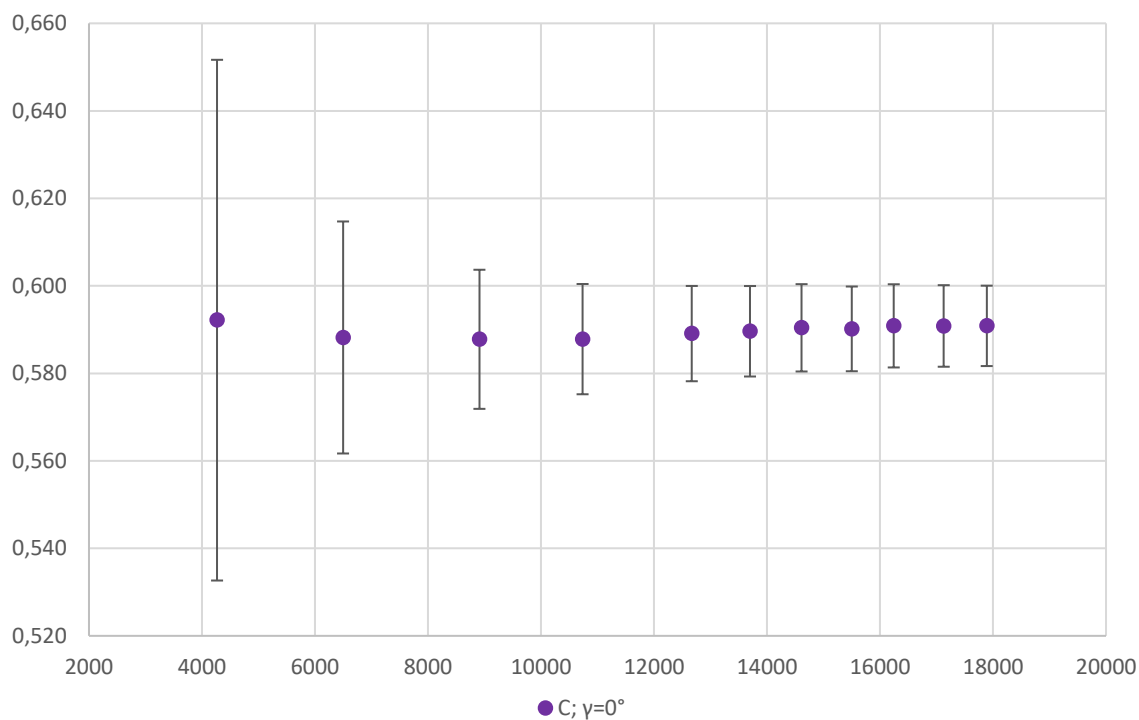
Rys. 6.11. Współczynnik przepływu C i C^* dla kryzy KS z modulem $m = 0,273$



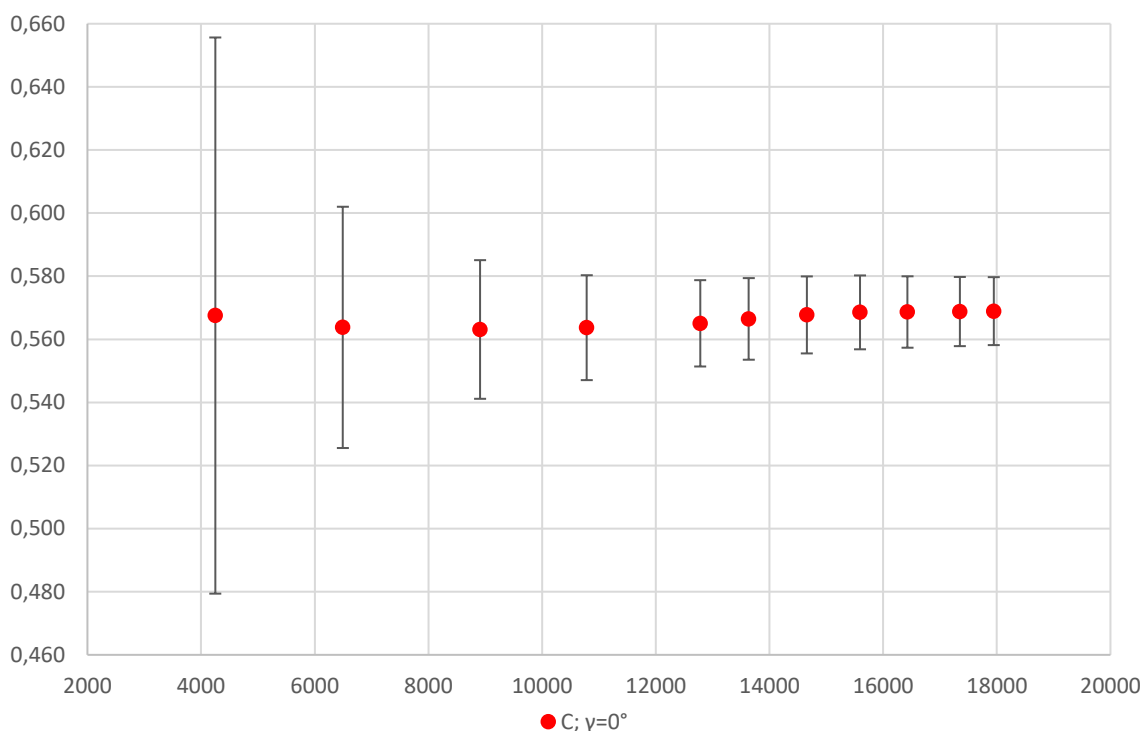
Rys. 6.12. Współczynnik przepływu C i C^* dla kryzy KS z modulem $m = 0,370$. Zakres stosowania wg PN od $Re_{min} = 25900$



Rys. 6.13. Współczynnik przepływu C i C^* dla kryzy KS z modulem $m = 0,470$. Zakres stosowania wg PN od $Re_{min} = 35500$



Rys. 6.14. Współczynnik przepływu C dla kryzy KS z modulem $m = 0,571$ - poza zakresem normy PN



Rys. 6.15. Współczynnik przepływu C dla kryzy KS z modułem $m = 0,670$ - poza zakresem normy PN

6.3. Równanie empiryczne współczynnika przepływu C dla kryzy segmentowej skośnej

Zjawiska fizyczne, towarzyszące rzeczywistemu przepływowi płynów przez kryzę segmentową, które nie można opisać za pomocą równań, zostały sparametryzowane *współczynnikiem przepływu C^** . Określenie wartości tego parametru uzyskano za pomocą wzoru empirycznego (2.16) na podstawie przeprowadzonych badań metodami eksperymentalnymi w procesie standaryzacji zwężek pomiarowych [73]. Został on uzależniony tylko od wartości przewężenia przepływu – modułu kryzy. Badana kryza segmentowa skośna w odróżnieniu od typowej kryzy segmentowej charakteryzuje się dwoma parametrami geometrycznymi: modułem m oraz kątem nachylenia płaszczyzny napływowej γ , które wpływają na zjawiska fizycznie występujące w procesie przepływu strumienia płynu przez zwężkę pomiarową.

W oparciu o przeprowadzone badania doświadczalne wyznaczono na podstawie równania (6.4) współczynnik przepływu C dla przebadanych kryz segmentowych i kryz segmentowych skośnych. Otrzymane wartości współczynnika przepływu C

dla poszczególnych modułów i kątów nachylenia przedstawiono w tabelach (tab 6.8 – tab. 6.14).

Przy wyznaczeniu wzoru empirycznego do obliczania współczynnika przepływu C dla kryz segmentowej skośnej wykorzystano równanie (2.16) z normy PN (współczynnik przepływu C^*). Do tego równania dołożono dodatkowy człon (wielomian 2-go stopnia) uwzględniający wpływ nachylenia płaszczyzny napływowej o kąt γ na zmianę wartości współczynnika przepływu C .

W celu określenia podobieństwa wyznaczonego doświadczalnie współczynnika przepływu C dla badanych KS oraz KSS względem teoretycznej wartości współczynnika przepływu C^* dla kryzy segmentowej (z normy) przy tym samym module wyznaczono stosunek C/C^* . Doświadczalne wartości współczynnika przepływu C z całego przebadanego zakresu przepływającego strumienia określonego liczbą Reynoldsa z zakresu $Re = 4000 - 18000$ obarczone są błędami wynikającymi z niepewność pomiarowej typu A i B (rozdział o niepewności wyznaczenia współczynnika przepływu C kryzy segmentowej). Do wyznaczenia wartości podobieństwa C/C^* wykorzystano wartości średnie współczynnika przepływu ($C_{\text{śr}}$) z doświadczalnie wyznaczonych wartości współczynników przepływu C dla kryz pomiarowych przy danym module i kącie nachylenia w badanym zakresie pomiarowym. W oparciu o przeprowadzone badania wykonano zestawienie pozwalające na wyznaczenie parametru będącego krotnością wartości współczynnika przepływu C^* (2.16) uwzględniając zmiany kąta nachylenia γ (tab. 6.15).

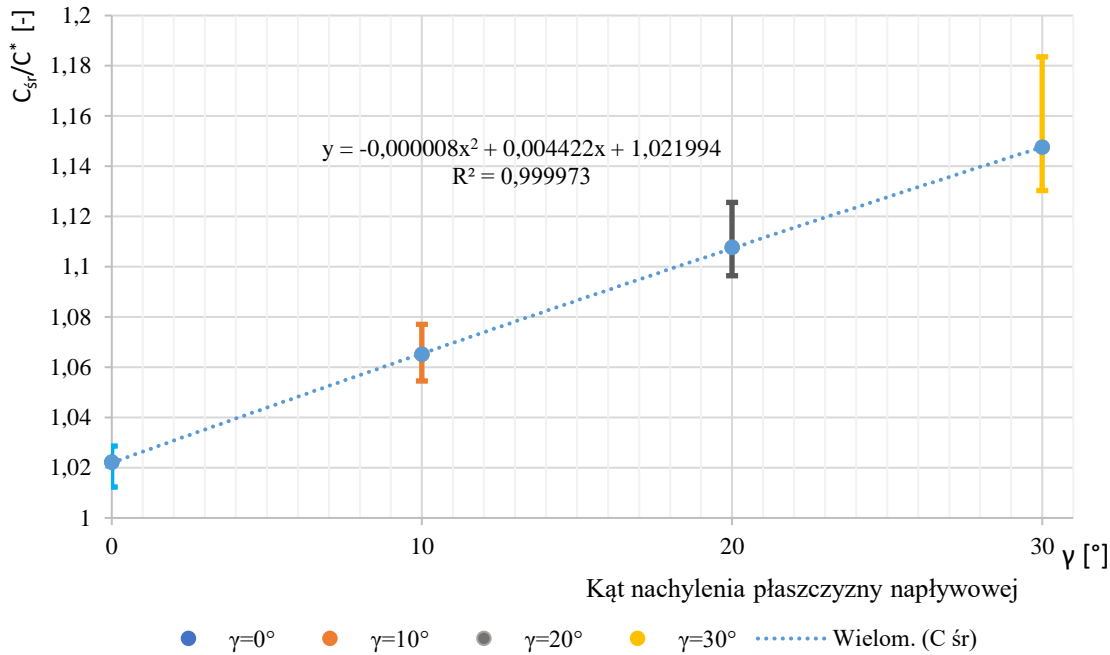
Tabela 6.15

Wartość stosunku $C_{\text{śr}}/C^*$ dla badanych doświadczalnie kryzy pomiarowych

moduł	kąt nachylenia γ			
$m [-]$	$\gamma = 0^\circ$	$\gamma = 10^\circ$	$\gamma = 20^\circ$	$\gamma = 30^\circ$
0,102	1,01229	1,05558	1,12561	1,18357
0,183	1,02221	1,05452	1,10617	1,16755
0,273	1,02326	1,06549	1,10019	1,14661
0,370	1,01757	1,05642	1,09642	1,13119
0,470	1,02490	1,07291	1,09875	1,13032
0,571	1,02863	1,07383	1,11065	1,13086
0,670	1,02586	1,07706	1,11576	1,14277
	$C_{\text{śr}} = 1,02210$	$C_{\text{śr}} = 1,06512$	$C_{\text{śr}} = 1,10765$	$C_{\text{śr}} = 1,14755$

W oparciu o wyniki (tab. 6.15) wykonano wykres rysunek 6.16. Dla punktów wyznaczonych ze stosunku wartości średniej współczynnika przepływu $C_{\text{śr}}$ do wartości teoretycznej C^* (obliczonej wg PN bez pochylenia płaszczyzny kryzy) wygenerowano

funkcję dopasowania w postaci wielomianu drugiego stopnia przechodzącego przez punkty. Dla każdej wartości średniej arytmetycznej $C_{\dot{s}r}/C^*$ przy danym kącie nachylenia płaszczyzny napływowej γ , w postaci słupków przedstawiono wartości odchyłek maksymalnego i minimalnego stosunku $C_{\dot{s}r}/C^*$ wynikających z badań doświadczalnych.



Rys. 6.16. Wykres zależności $C_{\dot{s}r}/C^* = f(\gamma)$ dla przebadanych doświadczalnie kryz pomiarowych

Na podstawie tych rozważań wyznaczono empirycznie średnią wartość współczynnika przepływu $C_{\dot{s}r}$ jako iloczyn współczynnika proporcjonalności (wielomian) zależnego od kąta pochylenia płaszczyzny kryzy γ i teoretycznego współczynnika przepływu C^* który przedstawiono zależnością (6.21).

$$C_{\dot{s}r} = (-0,000008 \cdot \gamma^2 + 0,004422 \cdot \gamma + 1,021994) \cdot C^* \quad (6.21)$$

gdzie:

C^* - teoretyczny współczynnik przepływu wyznaczony z PN-93/M-53950 [—];

$$C^* = \sqrt{1 - m^2} \cdot (0,6057 + 0,2214 \cdot m^2 + 0,1944 \cdot m^4)$$

γ – kąt nachylenia płaszczyzny napływowej [°]

Przedstawiona zależność obowiązuje dla przepływającego strumienia płynu opowiadającego liczbie Reynoldsa z zakresu $4000 \leq Re \leq 18000$ i modułów z zakresów przedstawionych w tabeli 4.2). Moduły o wartości 0,571 i 0,670 są przewężeniami z poza zakresu rekomendowanego przez normę PN-93/M-53950.

7. WPŁYW NACHYLENIA PŁASZCZYZNY NAPŁYWOWEJ KRYZY SEGMENTOWEJ SKOŚNEJ NA JEJ PROCES SAMOOCZYSZCZANIA

Analizę procesu samooczyszczania kryzy segmentowej skośnej wykonano dla zdefiniowanych parametrów cząsteczki ciała stałego (cząsteczka zanieczyszczenia) i przepływającej cieczy. Na ciało stałe znajdujące się w płynie działają siły wyporu, ciężkości i oporu na podstawie których (w rozważaniu statycznym – równanie 3.9) wyznaczono prędkość lokalną płynu v_c pozwalającą na porwanie swobodnie unoszących się cząsteczek ciał stałych (rozdział 3.1). Przy użyciu oprogramowania do symulacji CFD określono obszary przed kryzą pomiarową w których wartości prędkości płynu nie osiągnęły prędkości granicznej v_c dla różnych kątów nachylenia płaszczyzny napływowej kryzy segmentowej skośnej przy stałym module.

7.1. Wyznaczanie granicznej wartości lokalnej prędkości przepływającego płynu

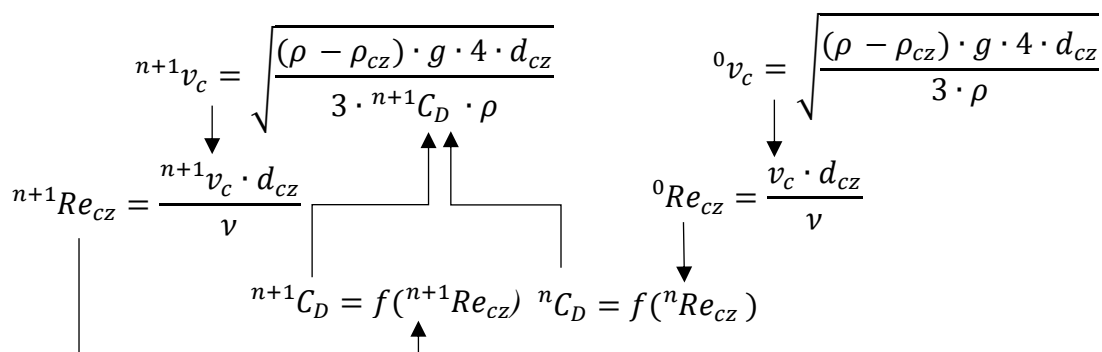
Do przeprowadzonej symulacji przyjęto cząsteczki ciała stałego charakteryzujące się gęstością z przedziału $\rho_{cz} = 700 - 980 \text{ kg/m}^3$ oraz średnicy $d_{cz} = 0,5 \div 2 \text{ mm}$. Umieszczono je w strumieniu przepływającego płynu (woda) o gęstości $\rho = 998,2 \text{ kg/m}^3$ przy lepkości dynamicznej $\mu = 10,3 \cdot 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Korzystając z równania (2.20) obliczono wartości liczby Archimedes, a wyniki przedstawiono w tabeli 7.1.

Tabela 7.1.

Wartości liczby Archimiedesa Ar dla testowanych cząsteczki o średnicy d_{cz} i gęstości ρ_{cz}

ρ_{cz} [kg/m ³]	Średnica cząsteczki d_{cz} [mm]						
	2,00	1,75	1,50	1,25	1,00	0,75	0,50
700	101,94	68,29	43,01	24,89	12,74	5,38	1,59
720	95,11	63,71	40,12	23,22	11,89	5,02	1,49
740	88,27	59,13	37,24	21,55	11,03	4,65	1,38
760	81,43	54,55	34,35	19,88	10,18	4,29	1,27
780	74,59	49,97	31,47	18,21	9,32	3,93	1,17
800	67,76	45,39	28,58	16,54	8,47	3,57	1,06
820	60,92	40,81	25,70	14,87	7,61	3,21	0,95
840	54,08	36,23	22,82	13,20	6,76	2,85	0,85
860	47,25	31,65	19,93	11,53	5,91	2,49	0,74
880	40,41	27,07	17,05	9,87	5,05	2,13	0,63
900	33,57	22,49	14,16	8,20	4,20	1,77	0,52
920	26,73	17,91	11,28	6,53	3,34	1,41	0,42
940	19,90	13,33	8,39	4,86	2,49	1,05	0,31
960	13,06	8,75	5,51	3,19	1,63	0,69	0,20
980	6,22	4,17	2,62	1,52	0,78	0,33	0,10

Do wyznaczenia lokalnej prędkości cieczy v_c dla kryzy segmentowej (rys. 3.2) z równania (3.9) należy obliczyć wartość współczynnika oporu C_D , który jest funkcją liczby Re_{cz} . W tym celu wykonano serię iteracji obliczeniowych pozwalających na wyznaczenie coraz to dokładniejszych przybliżeń wartości współczynnika oporu. Podczas pierwszych obliczeń przyjęto za współczynnik oporu $C_D = 1$ uzyskując wartość wejściową 0v_c . Następnie wykonano serię 10 iteracji obliczeniowych przybliżając coraz dokładniej wartość współczynnika oporu C_D . Algorytm obliczeń przedstawiono na diagramie na rysunku 7.1.



Rys. 7.1 Diagram procesu przybliżania wartości prędkości przemieszczania się cząsteczki (v_c)

Dla cząsteczki o liczbie Archimedesesa $Ar = 43,007$ ($d_{cz} = 1,5mm$; $\rho_{cz} = 700 \text{ kg/m}^3$) wartość graniczną prędkości v_c uzyskano w kolejnych iteracjach wykonując obliczenia, a uzyskane wyniki przedstawiono w tabeli 7.2.

Tabela 7.2.

Prędkość unoszenia (v_c) dla każdej kolejnej iteracji dla cząsteczki o liczbie Archimedesesa $Ar = 43,007$

Iteracja n	0	1	2	3	4	5
$v_c \text{ [m/s]}$	0,07656	0,07801	0,07843	0,07854	0,07858	0,07859
Iteracja n	6	7	8	9	10	
$v_c \text{ [m/s]}$	0,07859	0,07859	0,07859	0,07859	0,07859	

Obliczono względną wartości przyrostu wartości prędkości v_c otrzymanych w kolejnych iteracjach względem wartości prędkości wejściowej ($v_{c_{n=0}}$) wyrażoną w procentach przy użyciu zależności (7.1):

$$S_{n=x/n=0} = \frac{v_{c_{n=x}} - v_{c_{n=0}}}{v_{c_{n=0}}} \cdot 100 [\%] \quad (7.1)$$

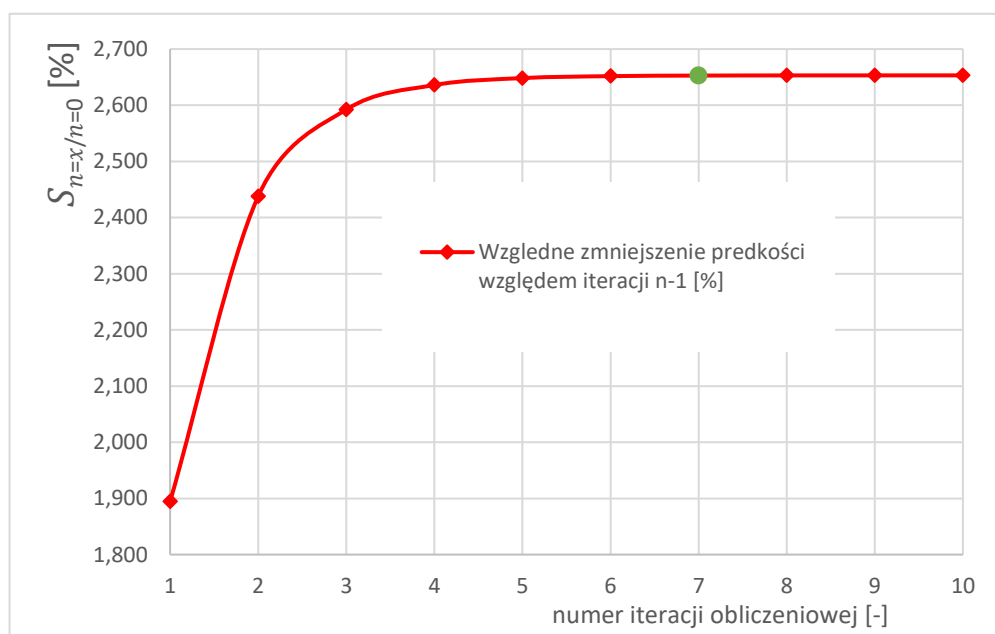
gdzie:

$v_{c_{n=0}}$ – prędkość lokalna cieczy v_c dla iteracji 0 ($n = 0$; wartość wejściowa)

$v_{c_{n=x}}$ – prędkość lokalna cieczy v_c dla iteracji x ($n = x$)

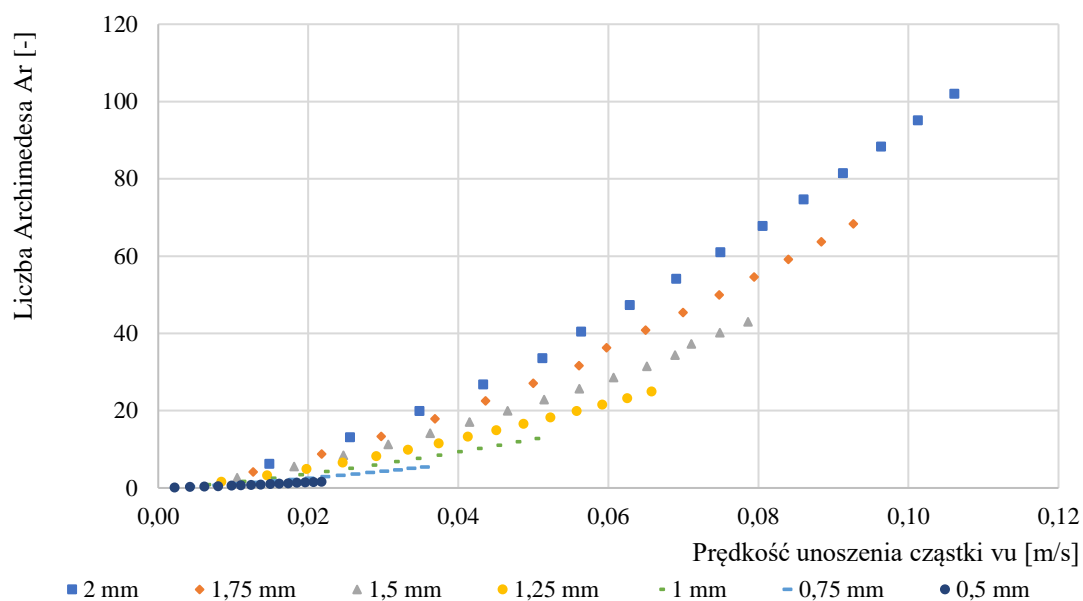
Otrzymane wyniki przedstawiono na wykresie (rys. 7.2). Na osi poziomej zaznaczono numer pętli obliczeniowej (iteracji). Dla testowanej cząsteczki ($Ar = 43,007$) różnica zmian wartość $S_{n=7/n=0}$ (dla siódmej iteracji $n = 7$) wynosi mniej niż 0,02% od wartości $S_{n=4/n=0}$ i 0,003% dla $S_{n=10/n=0}$. Zatem do dalszych analiz procesu „samooczyszczenia” kryzy

pomiarowej, do obliczenia poprawnej wartości prędkości swobodnego unoszenia się cząsteczki założono wykonywanie siedmiu powtórzeń obliczeniowych ($n = 7$). Kolejne iteracja wnoszą nieznaczny przyrost $S_{n=x/n=0}$ i nie wpływając w istotny sposób na rozmiar obszaru „magazynowania” zdefiniowanego prędkością płynu z zakresu $0 < v < v_c$.



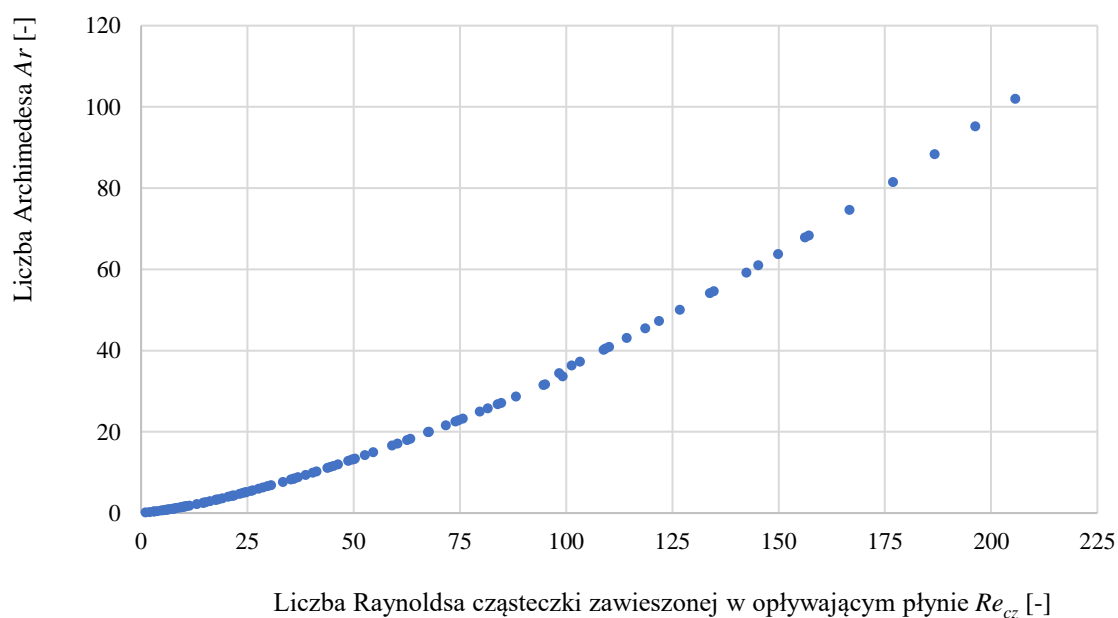
Rys. 7.2. Przebieg uzyskanych wartości $S_{n=x/n=0}$ dla cząsteczki $Ar = 43,007$

Dla wszystkich cząsteczek opisanych liczbą Archimedesesa (tab. 7.1) wykonano obliczenia granicznej prędkości v_c . Wyniki przedstawiono w postaci wykresu (rys. 7.3). Punkty pogrupowano dodatkowo ze względu na średnicę cząsteczki d_{cz} ukazując wpływ gęstości cząsteczki (ρ_{cz}) na uzyskane wartości liczby Archimedesesa.



Rys. 7.3. Rozkład wartości liczby Archimedes od lokalnej prędkości cieczy opływającej cząsteczkę kulistą

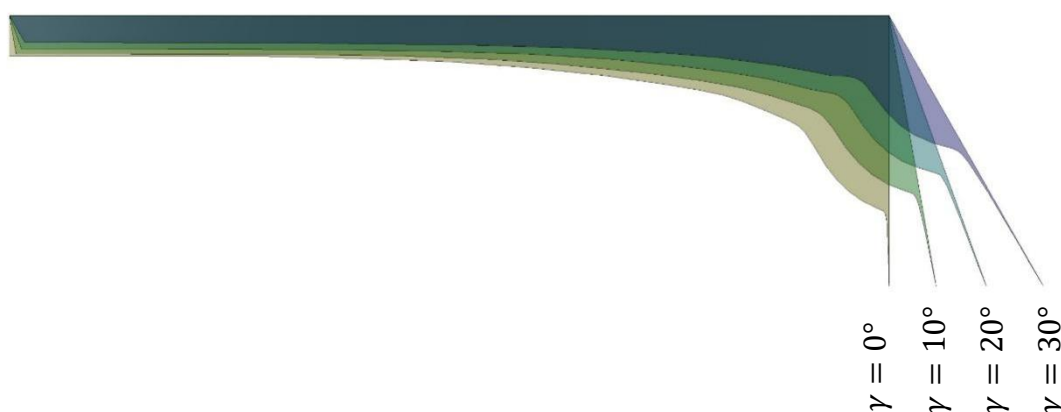
Wyliczoną prędkość graniczną porywania cząsteczki sprzęgnięto z jej rozmiarem (gęstością i średnicą cząsteczki) tworząc funkcję dwóch liczb kryterialnych jako $Ar = f(Re_{cz})$. Zaprezentowany zbiór punktów tworzących krzywą graniczną porywania cząsteczek unoszących się w płynie, którą zaprezentowano w postaci wykresu (rys. 7.4).



Rys. 7.4. Graniczna linia porywania cząsteczek jako funkcja $Ar = f(Re_{cz})$

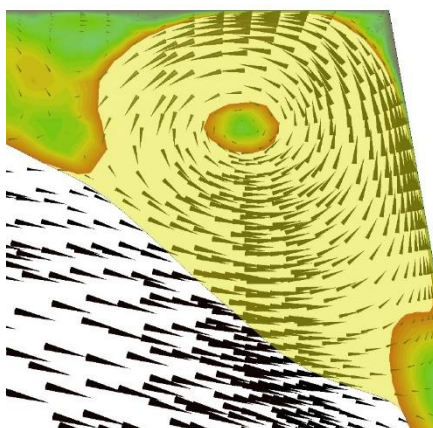
7.2. Współczynnik porównawczy dla procesu „samooczyszczania”

Współczynnik porównawczy ψ dla kryzy segmentowej skośnej o module $m = 0,183$ wyznaczono dla przykładowej cząsteczki określonej liczbą $Ar = 43,007$. Z przeprowadzonych symulacji numerycznych CFD sporządzono mapy prędkości lokalnej (rys. 3.4) przepływającej cieczy w obszarze magazynowania. Wartości prędkości ograniczono do przedziału $0 \leq v \leq v_c$, gdzie wartość v_c obliczono dla kryzy segmentowej na podstawie równania (3.9), a dla kryzy segmentowej skośnej z równania (3.11). Uzyskane obrazy zapisano do pliku graficznego w rozdzielczości 4K i proporcji 4:3 (4096x3112 pikseli). Następnie przy użyciu oprogramowania SolidWorks 2014 (moduł CAD) przeskalowano je do rozmiarów rzeczywistych i zmierzono wykreśloną powierzchnię. Na rys. 7.5 przedstawiono obszary „magazynowania” cząsteczek przy liczbie $Ar = 43,007$ dla przepływającego strumienia płynu o liczbie $Re = 3773$ przez kryzę segmentową i kryzy segmentowe skośną o tych samych wartościach przewężenia ($m = 0,183$).



Rys. 7.5. Obszar „magazynowania” cząsteczek przy liczbie $Ar = 43,007$ dla strumienia przepływającego płynu o liczbie $Re = 3773$ dla kryz pomiarowych o module $m=0,183$

Bezpośrednio przed płaszczyzną napływową kryzy w górnej części rurociągu (rys. 7.6) występują zawirowania wtórne wywołane przepływającą cieczą przez przewężenie - otwór przelotowy kryzy. W obszarach tych występuje wyższa prędkość od obliczonej wartości prędkości porywania v_c , a wektory prędkości w tych obszarach tworzą wyraźny ruch wirowy zatrzymując porwane cząsteczki, powiększając tym samym obszary magazynowania.



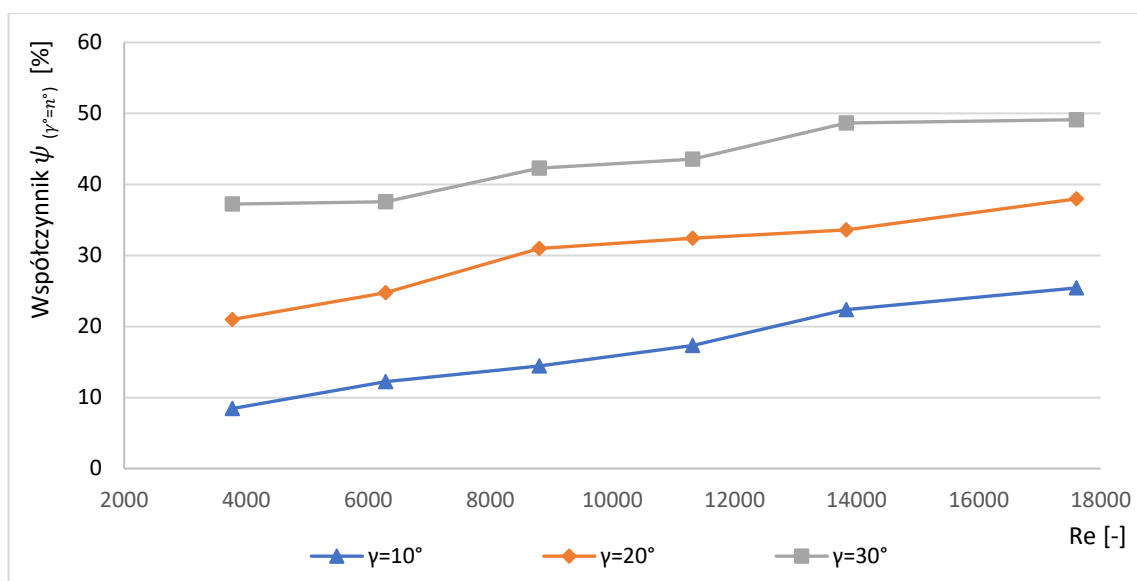
Rys. 7.6. Zagęszczenie wektorów prędkości w obszarze zawirowania przed kryzą segmentową skośną

Wartość $\psi_{\gamma=n^\circ}$ (3.12) uznano za wskaźnik porównawczy wielkości strefy magazynowania cząsteczek dla kryzy segmentowej względem kryzy segmentowej skośnej z nachyloną płaszczyzną napływową kryzy o kąt γ . W tabeli 7.3 zestawiono pola $A_{\gamma=n^\circ}$ i wartości współczynnika „samooczyszczania” dla kryzy $\psi_{\gamma=n^\circ}$.

Tabela 7.3. Obszar magazynowania $A_{\gamma=n^\circ}$ oraz wartość współczynnika „samooczyszczania” $\psi_{\gamma=n^\circ}$ dla kryz segmentowych skośnych z modułem $m = 0,183$

	Kryza segmentowa	Kryza segmentowa skośna					
	$\gamma=0^\circ$	$\gamma=10^\circ$		$\gamma=20^\circ$		$\gamma=30^\circ$	
Re	$A_{\gamma=0^\circ}$	$A_{\gamma=10^\circ}$	$\psi_{\gamma=10^\circ}$	$A_{\gamma=20^\circ}$	$\psi_{\gamma=20^\circ}$	$A_{\gamma=30^\circ}$	$\psi_{\gamma=30^\circ}$
[-]	$[mm^2]$	$[mm^2]$	[%]	$[mm^2]$	[%]	$[mm^2]$	[%]
3774	1127	1032	8,5	891	21,0	707	37,2
6288	545	478	12,3	410	24,8	340	37,6
8802	416	356	14,4	287	31,0	240	42,3
11319	348	288	17,4	235	32,4	197	43,6
13832	318	247	22,4	211	33,6	164	48,6
17607	291	217	25,4	180	38,0	148	49,1

Na wykresie (rys. 7.7) przedstawiono przebieg wartości współczynnika $\psi_{\gamma=n^\circ}$ dla pól obszarów „magazynowania” w funkcji liczby Reynoldsa (natężenia przepływającego płynu) przy wybranych kątach pochylenia płaszczyzny napływowej.



Rys. 7.7. Wartości wskaźnika „samooczyszczania” $\psi_{\gamma=n^\circ}$ przebadanych kryz segmentowych skośnych

Po przeprowadzonej analizie optymalnym kątem nachylenia płaszczyzny napływowej dla kryzy z modułem $m = 0,183$ jest kąt $\gamma = 30^\circ$, dla której średnia wartość współczynnika „samooczyszczania” wynosi $\psi_{\gamma=30^\circ} = 43\%$ w przebadanym zakresie liczby Reynoldsa.

8. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

W przedłożonej rozprawie doktorskiej przebadano cztery typoszeregi odmian kryzy segmentowej różniące się kątem nachylenia płaszczyzny spływu ($\gamma = 0^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\gamma = 20^\circ$ i $\gamma = 30^\circ$) umiejscowione w strumieniu przepływającego płynu w pomiarowym rurociągu DN50. Nachylenie płaszczyzny spływu liczono od prostopadłego położenia płaszczyzny kryzy do osi rurociągu ($\gamma = 0^\circ$ - kryza segmentowa), którą następnie nachylano z kierunkiem przepływu. Dla każdego typoszeregu wykonano badania przepływowe dla siedmiu przewężeń scharakteryzowanych modulem kryzy od $m = 0,102$ do $m = 0,670$. Dwa ostatnie przebadane moduły ($m = 0,570$ i $m = 0,670$) nigdy nie były znormalizowane. Badania doświadczalne i symulacje numeryczne CFD przeprowadzono w rozwijającym się przepływie turbulentnym dla liczb Reynoldsa mniejszych od 20000.

Na podstawie przeprowadzonych badań, analiz i interpretacji wyników zweryfikowano założoną w pracy hipoteza i wykazano, że:

1. Nachylenie płaszczyzny spływu kryzy segmentowej podczas przepływu mieszaniny/zawiesiny, w której zanieczyszczeniami są ciała stałe o gęstości mniejszej od gęstości cieczy skutkuje zredukowaniem obszaru gromadzenia się ich przed kryzą pomiarową.
2. W oparciu o symulacje numeryczne i badania doświadczalne wartości spiętrzenia ciśnienia pomiarowego jak i trwała strata ciśnienia na badanych kryzach maleją wraz wzrostem nachylenia płaszczyzny spływu.
3. Wyznaczone w oparciu o badania doświadczalne wartości *współczynnika przepływu* C wzrastają maksymalnie o ok. 20% w porównaniu do znormalizowanej kryzy segmentowej w przebadanym zakresie pomiarowym ($4000 \leq Re \leq 18000$) w zależności od przewężenia i kąta nachylenia płaszczyzny spływu.
4. W oparciu o dane z symulacji numerycznej CFD wyznaczono obszary korzystne do umiejscowienia punktów impulsowych do pomiaru różnicy ciśnień.
5. Z przeprowadzonych badań doświadczalnych wynika, że możliwe jest stosowanie znormalizowanej kryzy segmentowej już od liczb $Re_{min} > 4000$ – wartość współczynnika przepływu C znajduje się w polu tolerancji niepewności rozszerzonej jego wyznaczenia, a obliczonej wg normy.

6. W oparciu o dane doświadczalne wynika, iż kryzy segmentowe skośne o modułach $m < 0,470$ posiadają rozkład współczynnika przepływu C o charakterze liniowym w przebadanym zakresie pomiarowym ($4000 \leq Re \leq 18000$)

9. LITERATURA

1. Abou El-Azm Aly, A. et al.: Experimental study of the pressure drop after fractal-shaped orifices in turbulent pipe flows. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 34, 1, 104–111 (2010). <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2009.09.008>.
2. Andersson, O.: *Experiment! : planning, implementing, and interpreting*. Wiley (2012).
3. Andruszkiewicz, A. et al.: Analysis of the possibility of using an aperture in the pipeline as an orifice for continuous measurement of gas mass streams. *Przegląd Elektrotechniczny*. 95, 11, 41–43 (2019). <https://doi.org/10.15199/48.2019.11.10>.
4. Andrzejewski, T. et al.: *Podstawy inżynierii chemicznej i procesowej zagadnienia wybrane do ćwiczeń rachunkowych, projektowych i laboratoryjnych z zadaniami*. Katedra Aparatury i Maszynoznawstwa Chemicznego, Politechniki Gdańskiej (2012).
5. ANSYS: ANSYS Help Guide, https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/main_page.html?v=201, last accessed 2021/01/16.
6. ANSYS Inc: ANSYS Fluent Mosaic Technology Automatically Combines Disparate Meshes with Polyhedral Elements for Fast, Accurate Flow Resolution. 1–8 (2018).
7. Barki, M., Math, M.C.: CFD Analysis and Comparison of Fluid Flow Through A Single Hole And Multi Hole Orifice Plate. *International Journal of Research in Advent Technology*. 2, 8, 6–15 (2014).
8. Baxter, J.W., Bumby, J.R.: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers , Part I : Journal of Systems and Control Engineering*. (1995).
9. Błazik-Borowa, E.: *Problemy związane ze stosowaniem modelu turbulencji k-e do wyznaczania parametrów opływu budynków*. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin (2008).
10. Boyes, W.: *Instrumentation Reference Book*. Elsevier (2010). <https://doi.org/10.1016/C2009-0-25186-5>.

11. Brahma, G. et al.: Application of Mosaic Mesh on Store Separation Modelling and its Validation with Experimental Data.
12. Buhidma, A., Pal, R.: Flow measurement of two-phase oil-in-water emulsions using wedge meters and segmental orifice meters. *The Chemical Engineering Journal and the Biochemical Engineering Journal*. 63, 1, 59–64 (1996).
[https://doi.org/10.1016/0923-0467\(95\)03076-X](https://doi.org/10.1016/0923-0467(95)03076-X).
13. Cadence: Compute Grid Spacing for a Given Y+, <http://www.pointwise.com/yplus/>, last accessed 2022/01/16.
14. Çengel, Y.A., Cimbala, J.M.: *Fluid mechanics : fundamentals and applications*. McGraw-Hill Education, New York (2018).
15. Charles, M.E. et al.: The horizontal pipeline flow of equal density oil-water mixtures. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. 39, 1, 27–36 (1961).
<https://doi.org/10.1002/cjce.5450390106>.
16. Confidential, A.: *Turbulence Modeling Introduction to ANSYS Fluent*. (2014).
17. Czapla, B., Rząsa, M.: Analiza wpływu gęstości siatki numerycznej na wyniki symulacji ścieżki wirowej von karmana. *Informatics Control Measurement in Economy and Environment Protection*. 7, 2, 66–69 (2017).
<https://doi.org/10.5604/01.3001.0010.4842>.
18. Davidson, L.: *Fluid mechanics, turbulent flow and turbulence modeling*. Division of Fluid Dynamics, Goteborg (2020).
19. Debnath, A.K., Basu, S.: *Power Plant Instrumentation and Control Handbook*. Elsevier, London (2019). <https://doi.org/10.1016/C2018-0-01231-1>.
20. Dobrowolski, B. et al.: Ocena wpływu stanów nieustalonych strumienia na właściwości metrologiczne przepływomierzy zwężkowych. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa, Wrocław (1988).
21. Down, R.D., Lehr, J.H.: *Environmental Instrumentation and Analysis Handbook*. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken New Jersey (2005).
<https://doi.org/10.1002/0471473332.fmatter>.
22. Drobnia, S., Kowalewski, T.A.: *Mechanika Płynów – Dlaczego Tak Trudno*

Przewidzieć Ruch Płynu ? Presented at the (2010).

23. Dziubiński, M.: Hydrodynamika przepływu mieszanin dwufazowych ciec-z-gaz. Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej, Łódź (2005).
24. Erdal, A., Andersson, H.: Numerical aspects of flow computation through orifices. *Flow Measurement and Instrumentation*. 8, 1, 27–37 (1997).
[https://doi.org/10.1016/S0955-5986\(97\)00017-4](https://doi.org/10.1016/S0955-5986(97)00017-4).
25. Golijanek-Jędrzejczyk, A. et al.: The assessment of metrological properties of segmental orifice based on simulations and experiments. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 181, 109601 (2021).
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2021.109601>.
26. Golijanek-Jędrzejczyk, A. et al.: Uncertainty of mass flow measurement using centric and eccentric orifice for Reynolds number in the range $10,000 \leq Re \leq 20,000$. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 160, 107851 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.107851>.
27. Golijanek-Jędrzejczyk, A. et al.: Uncertainty of the liquid mass flow measurement using the orifice plate. *Flow Measurement and Instrumentation*. 62, 84–92 (2018).
<https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2018.05.012>.
28. Gondek, A., Filiciak, T.: Numeryczne modelowanie mikrozwęzłowego czujnika przepływu. *Pomiary Automatyka Robotyka*. R. 11, nr, 11–15 (2007).
29. Gonz, J.L.: Flow Simulation over a Glider. (2019).
30. Gueraiche, D., Popov, S.: Winglet Geometry Impact on DLR-F4 Aerodynamics and an Analysis of a Hyperbolic Winglet Concept. *Aerospace*. 4, 4, 60 (2017).
<https://doi.org/10.3390/aerospace4040060>.
31. Heronimczak, M. et al.: Measurements of the flow of a liquid–solid mixture/suspension through a segmented orifice. *Scientific Reports* 2024 14:1. 14, 1, 1–18 (2024). <https://doi.org/10.1038/s41598-023-50737-6>.
32. Hu, H.H.: Computational Fluid Dynamics. *Fluid Mechanics*. 421–472 (2012).
<https://doi.org/10.1016/B978-0-12-382100-3.10010-1>.
33. Huang, S. et al.: Study on discharge coefficient of perforated orifices as a new kind

of flowmeter. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 46, 74–83 (2013).

<https://doi.org/10.1016/J.EXPTHERMFLUSCI.2012.11.022>.

34. Jeżowiecka-Kabsch, K., Szewczyk, H.: *Mechanika płynów*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław (2001).
35. Jurkowski, S., Janisz, K.: Analiza wpływu parametrów siatki obliczeniowej na wynik symulacji przepływomierza. *Autobusy: technika, eksploatacja, systemy transportowe*. 20, 129–134 (2019).
36. Kabza, Z.: *Pomiar strumieni płynów (przewodnik)*. Politechnika Opolska, studia i monografie, Opole (1996).
37. Kabza, Z. et al.: *Regulacja mikroklimatu pomieszczenia*. (2005).
38. Karcz, J., Kacperski, L.: An effect of grid quality on the results of numerical simulations of the fluid flow field in an agitated vessel. 14th European Conference on Mixing Warszawa. September, 10–13 (2012).
39. Karkoulas, D.G. et al.: Computational Fluid Dynamics Study of Wing in Air Flow and Air–Solid Flow Using Three Different Meshing Techniques and Comparison with Experimental Results in Wind Tunnel. *Computation*. 10, 3, 34 (2022).
<https://doi.org/10.3390/computation10030034>.
40. Kasprzak, D., Mrowiec, A.: Analysis of the Possibilities of Measurement with Eccentric Orifice of Flow Medium for Small Reynolds Numbers. *Pomiary Automatyka Robotyka*. 20, 2, 25–28 (2016). https://doi.org/10.14313/PAR_220/25.
41. Keilty, M.J., Gemin, J.J.: *Flowmeters in Water Supply*. American Water Works Association, Denver (2018).
42. Kelbaliyev, G., Ceylan, K.: Development of new empirical equations for estimation of drag coefficient, shape deformation, and rising velocity of gas bubbles or liquid drops. *Chemical Engineering Communications*. 194, 12, 1623–1637 (2007).
<https://doi.org/10.1080/00986440701446128>.
43. Kong, X., Wang, D.: Fluid Dynamics Research for Nozzle Flow with the Computational Fluid Dynamics. *Journal of Physics: Conference Series*. 2012, 1, 012008 (2021). <https://doi.org/10.1088/1742-6596/2012/1/012008>.

44. Krishna, Z. et al.: Ansys mosaic poly-hexcore mesh for high-lift aircraft configuration. 21st Annual CFD Symposium. September, 1–11 (2019).
45. Książczyński, K.W. et al.: Tablice do obliczeń hydraulicznych. Politechnika Krakowska, Kraków (2002).
46. Kumar, P., Ming Bing, M.W.: A CFD study of low pressure wet gas metering using slotted orifice meters. *Flow Measurement and Instrumentation*. 22, 1, 33–42 (2011). <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2010.12.002>.
47. Kuratow, T.: Pomiary przepływów cieczy par i gazów. Wadawinictwo “Śląsk,” Katowice (1967).
48. Lanasa, P. Upp, L.: *Fluid Flow Measurement A Practical Guide to Accurate Flow Measurement* Third edition. (1899).
49. Launder, B.E., Spalding, D.B.: *Lectures in mathematical models of turbulence*. Academic Press, New York (2013). <https://doi.org/10.3/JQUERY-UIJS>.
50. LEAP CFD: Estimating the First Cell Height for correct Y+ | Computational Fluid Dynamics (CFD) Blog – LEAP Australia & New Zealand, <https://www.computationalfluidynamics.com.au/tips-tricks-cfd-estimate-first-cell-height/>, last accessed 2022/01/16.
51. Lee, S.Y.: Polyhedral Mesh Generation and A Treatise on Concave Geometrical Edges. *Procedia Engineering*. 124, 174–186 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.10.131>.
52. Levin, B.M., Lopatin, A.N.: Measurement of the discharge of suspended matter-bearing flows in hydromechanization systems using segmental orifice plates. *Measurement Techniques* 1993 36:6. 36, 6, 36–39 (1993). <https://doi.org/10.1007/BF00980014>.
53. Li, J. et al.: A gas-kinetic scheme coupled with SST model for turbulent flows. *Computers & Mathematics with Applications*. 78, 4, 1227–1242 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.camwa.2016.09.012>.
54. Liptak, B.G.: *Process Measurement and Analysis*.
55. Lu, Z. et al.: Mesh and turbulence model sensitivity analyses of computational fluid

dynamic simulations of a 37M CANDU fuel bundle. Nuclear Engineering and Technology. (2022). <https://doi.org/10.1016/j.net.2022.06.004>.

56. Mahendra Babu, K.J. et al.: Numerical Study on Performance Characteristics of Multihole Orifice Plate. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 376, 012032 (2018). <https://doi.org/10.1088/1757-899X/376/1/012032>.
57. Matsui, J. et al.: Numerical study on the flow in balancing hole. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 240, 022002 (2019). <https://doi.org/10.1088/1755-1315/240/2/022002>.
58. McMillan, G.K., Considine, D.M.: Process/Industrial Instrument and Control Handbook. In: Symposium A Quarterly Journal In Modern Foreign Literatures. pp. 1–1200 A Division of The McGRAW-HILL Companies, New York Toronto (1999).
59. Mehmood, M.A. et al.: CFD study of pressure loss characteristics of multi-holed orifice plates using central composite design. Flow Measurement and Instrumentation. 70, 101654 (2019). <https://doi.org/10.1016/J.FLOWMEASINST.2019.101654>.
60. Menter, F.R.: Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. AIAA Journal. 32, 8, 1598–1605 (1994). <https://doi.org/10.2514/3.12149>.
61. Mingham, C. et al.: Computational Fluid Dynamics (CFD) Models. In: Numerical Modelling of Wave Energy Converters. pp. 105–122 Elsevier (2016). <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803210-7.00006-2>.
62. Moshfeghi, M. et al.: Effects of near-wall grid spacing on SST-K- ω model using NREL Phase VI horizontal axis wind turbine. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. 107–108, 94–105 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2012.03.032>.
63. Mrowiec, A. et al.: Skośna kryza segmentowa do pomiaru przepływającego strumienia płynu. Metrologia naukowa, normatywna i przemysłowa : wybrane zagadnienia. 295–308 (2020).
64. Mrowiec, A., Heronimczak, M.: The research on the flow of incompressible fluid through selected segmented flange. Przegląd Elektrotechniczny. 95, 11, 63–65

- (2019). <https://doi.org/10.15199/48.2019.11.16>.
65. Mrowiec, A., Kasprzak, D.: Pomiar kryz ą segmentow ą strumienia medium dla ma ł ych liczb reynoldsa. Zeszyty Naukowe Wydziału Elektrotechniki i Automatyki Politechniki Gdańskiej Nr 49. 49, 5–7 (2016).
 66. Muñoz-Díaz, E. et al.: A numerical study of an orifice flowmeter. *Flow Measurement and Instrumentation*. 26, 85–92 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2012.03.012>.
 67. N, R.B. et al.: Numerical analysis of the performance characteristics of conical entrance orifice meter. *International Journal of Engineering Sciences & Research Technology*. (2015).
 68. Nasiruddin, S., Singh, S.N.: Performance evaluation of an innovative design modification of an orifice meter. *Flow Measurement and Instrumentation*. 80, 101944 (2021). <https://doi.org/10.1016/J.FLOWMEASINST.2021.101944>.
 69. Nguyen, C.T. et al.: Viscosity data for Al₂O₃–water nanofluid—hysteresis: is heat transfer enhancement using nanofluids reliable? *International Journal of Thermal Sciences*. 47, 2, 103–111 (2008). <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2007.01.033>.
 70. Orzechowski Z., Prywer J., Z.R.: *Mechanika płynów w inżynierii środowiska*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa (1997).
 71. Özahi, E.: An analysis on the pressure loss through perforated plates at moderate Reynolds numbers in turbulent flow regime. *Flow Measurement and Instrumentation*. 43, 6–13 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2015.03.002>.
 72. Pawłucki, M., Kryś, M.: *CFD dla inżynierów. Praktyczne ćwiczenia na przykładzie systemu ANSYS Fluent*. 288 (2020).
 73. PN-93/M-53950: Pomiar strumienia masy i strumienia objętości płynów za pomocą zwęzek pomiarowych. Wydawnictwo Normalizacyjne ALFA - WERO Sp. z o.o., Warszawa (1994).
 74. PN-EN ISO 5167-1:2005: *Pomiary strumienia płynu za pomocą zwęzek pomiarowych wbudowanych w całkowicie wypełnione rurociągi o przekroju kołowym -- Część 1: Zasady i wymagania ogólne*. Polski Komitet Normalizacyjny,

Warszawa (2005).

75. Puzyrewski, R., Sawicki, J.: Podstawy mechaniki płynów i hydrauliki. Politechnika Warszawska. (2015).
76. Rahman, M. et al.: Effects of Beta Ratio and Reynolds Number on Coefficient of Discharge of Orifice Meter. *Journal of Agriculture & Rural Development*. 7, June, 151–156 (1970). <https://doi.org/10.3329/jard.v7i1.4436>.
77. Reader-Harris, M.: Orifice Plates and Venturi Tubes. Springer International Publishing, Cham (2015). <https://doi.org/10.1007/978-3-319-16880-7>.
78. Reader-Harris, M.J.: Computation of flow through orifice plates. *nmlt*. 6, 1907–1917 (1989).
79. Rhoads, J.: How do you define a good grid? 1–9 (2015).
80. Romer, E.: Miernictwo przemysłowe. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa (1978).
81. Rząsa, M.R., Politechnika Opolska. Oficyna Wydawnicza.: Zastosowanie pojemnościowych metod pomiarowych w badaniu przepływów dwufazowych. Cz. 1, Przepływy dwufazowe. Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej (2021).
82. Sachdeva, A.: CFD investigation of cooling of a heated cylinder placed on a flat surface. *Materials Today: Proceedings*. 64, 1543–1548 (2022). <https://doi.org/10.1016/J.MATPR.2022.06.364>.
83. Shah, M.S. et al.: Analysis of flow through an orifice meter: CFD simulation. *Chemical Engineering Science*. 71, 300–309 (2012). <https://doi.org/10.1016/j.ces.2011.11.022>.
84. Shih, T.-H. et al.: A new k - ϵ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers & Fluids*. 24, 3, 227–238 (1995). [https://doi.org/10.1016/0045-7930\(94\)00032-T](https://doi.org/10.1016/0045-7930(94)00032-T).
85. Singh, V.K., John Tharakan, T.: Numerical simulations for multi-hole orifice flow meter. *Flow Measurement and Instrumentation*. 45, 375–383 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2015.08.004>.
86. Smith, C.L.: Basic Process Measurements. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, NJ,

- USA (2009). <https://doi.org/10.1002/9780470925409>.
87. Straka, M. et al.: Hybrid simulation of a segmental orifice plate. *Flow Measurement and Instrumentation*. 60, 124–133 (2018).
<https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2018.02.006>.
 88. Straka, M. et al.: Segmental orifice plates and the emulation of the 90°-bend Segmentblenden und die Nachbildung des 90°- Krümmers. *Technisches Messen*. (2020). <https://doi.org/10.1515/TEME-2019-0120>.
 89. Sugawara, E., Nikaido, H.: Properties of AdeABC and AdeIJK efflux systems of *Acinetobacter baumannii* compared with those of the AcrAB-TolC system of *Escherichia coli*. In: *Antimicrobial Agents and Chemotherapy*. pp. 7250–7257 (2014). <https://doi.org/10.1128/AAC.03728-14>.
 90. Tomaszewska-Wach Barbara et al.: Wpływ kształtu kryzy na pomiar różnicy ciśnienia przy przepływie strumienia mieszaniny gaz - ciecz. *Zeszyty Naukowe Wydziału Elektrotechniki i Automatyki Politechniki Gdańskiej* Nr 66. 66, 23–25 (2019). <https://doi.org/10.32016/1.66.18>.
 91. Tomaszewski, A. et al.: Experimental and Numerical Analysis of Multi-Hole Orifice Flow Meter: Investigation of the Relationship between Pressure Drop and Mass Flow Rate. *Sensors (Basel, Switzerland)*. 20, 24, 7281 (2020).
<https://doi.org/10.3390/s20247281>.
 92. Troskolański, A.T.: *Hydromechanika techniczna: Hydraulika*. Państwowe Wydawnictwo Techniczne, Warszawa (1954).
 93. Turkowski, M.: *Metrologia przepływów*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa (2018).
 94. Turkowski, M.: *Przemysłowe sensory i przetworniki pomiarowe*. Oficyna Wydawnicza PW, Warszawa (2002).
 95. Vardhan, H.: Smoother Transitions with Mosaic Meshing. *Excellence in Engineering Simulation Advantage*. 2, 40–42 (2019).
 96. Vemulapalli, S., Venkata, S.K.: Parametric analysis of orifice plates on measurement of flow: A review. *Ain Shams Engineering Journal*. 13, 3, 101639 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.asej.2021.11.008>.

97. Walden, H.: Mechanika płynów. Wydawnictwo Politechniki Warszawskiej, Warszawa (1991).
98. Wang, H. et al.: Numerical investigation of the large over-reading of Venturi flow rate in ARE of nuclear power plant. *Nuclear Engineering and Technology*. 53, 1, 69–78 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.net.2020.06.018>.
99. Webster, J.G., Eren, H.: *Measurement, Instrumentation , and Sensors Handbook*. Taylor & Francis Group, LLC, Boca Raton (2014).
100. Wen, Q. et al.: Numerical simulation and experimental validation of flow characteristics for a butterfly check valve in small modular reactor. *Nuclear Engineering and Design*. 391, 111732 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111732>.
101. Zator, S.: *Laserowe przepływomierze dopplerowskie: badania własne*. Wydawnictwo Politechniki Opolskiej, Opole (2007).
102. Zore, K. et al.: ANSYS CFD validation for civil transport aircraft in high-lift configuration part-1. In: *10th International Conference on Computational Fluid Dynamics, ICCFD 2018 - Proceedings*. (2018).
103. Zore, K. et al.: Fast and Accurate Prediction of Vehicle Aerodynamics Using ANSYS Mosaic Mesh. In: *SAE Technical Papers*. SAE International (2019). <https://doi.org/10.4271/2020-01-5011>.
104. *Fluent Theory Guide Fluent2020R1*, https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/main_page.html, last accessed 2022/04/30.
105. Zjawisko piezoelektryczne, <http://www.gdp.pwr.edu.pl/pliki/iid/zp/Efektpiezoelektryczny.pdf>, last accessed 2022/01/11.