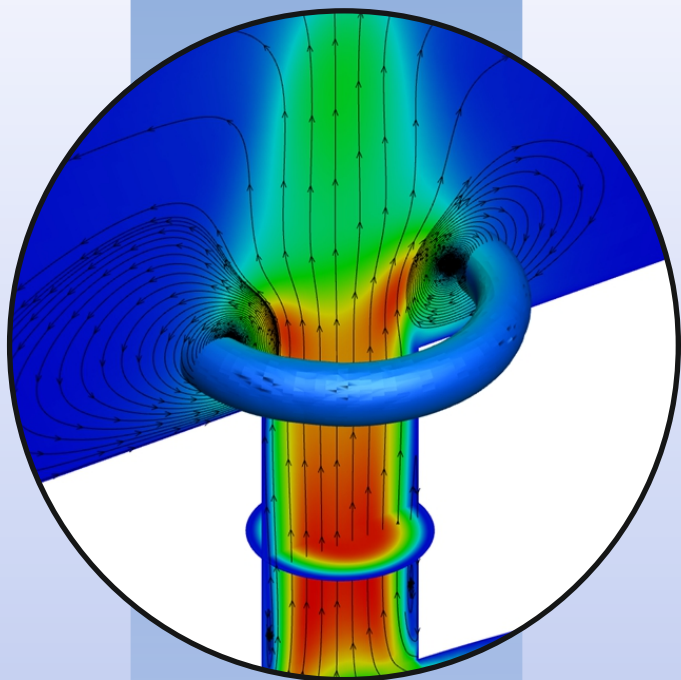




# Wpływ aktywnych generatorów wirów na obszar oderwania przepływu

Marcin Kurowski



Wpływ aktywnych generatorów  
wirów na obszar oderwania  
przepływu



Marcin Kurowski

**Wpływ aktywnych generatorów wirów  
na obszar oderwania przepływu**



GDAŃSK 2024

POLSKA AKADEMIA NAUK  
INSTYTUT MASZYN PRZEPŁYWOWYCH PAN W GDAŃSKU

Recenzenci

**dr hab. inż. Mirosław Majkut**

**dr hab. inż. Paweł Madejski**

Rada Naukowa serii monograficznej

**Marcin Lackowski (przewodniczący), Grzegorz Żywica, Alicja Krella,**

**Dariusz Kardaś, Mirosław Dors, Wiesław Ostachowicz, Piotr Lampart**

Redaktor Naukowy Wydawnictwa IMP PAN

**Piotr Lampart**

Redaktor serii

**Jarosław Frączak**

Redaktor techniczny

**Jarosław Frączak**

Projekt okładki

**Mirosław Sawczak**

ISBN 978-83-66928-16-9

© Copyright by Instytut Maszyn Przepływowych PAN

© Copyright by Polska Akademia Nauk



Wydawnictwo Instytutu Maszyn Przepływowych PAN

ul. J. Fiszer 14, 80-231 Gdańsk

tel. 58 5225141; fax 58 3416144; e-mail: [redakcja@imp.gda.pl](mailto:redakcja@imp.gda.pl)

## Spis treści

|                                                                                                |           |
|------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| <b>Wstęp .....</b>                                                                             | <b>7</b>  |
| <b>Wykaz ważniejszych oznaczeń .....</b>                                                       | <b>11</b> |
| <b>1. Przegląd rozwiązań technicznych w dziedzinie kontrolowania przepływu.....</b>            | <b>15</b> |
| 1.1. Modyfikacja krawędzi natarcia oraz krawędzi spływowej .....                               | 15        |
| 1.2. Modyfikacja kształtu krawędzi spływowej – <i>Gurney flaps</i> .....                       | 17        |
| 1.3. Odsysanie powietrza .....                                                                 | 19        |
| 1.4. Wydmuch powietrza .....                                                                   | 20        |
| 1.5. Generatory plazmowe .....                                                                 | 22        |
| 1.6. Stałe generatory wirów .....                                                              | 24        |
| 1.7. Strumieniowe generatory wirów .....                                                       | 26        |
| 1.8. Generatory syntetycznych dżetów – pulsacyjny wydmuch powietrza ...                        | 27        |
| 1.8.1. Dobór optymalnych parametrów – proporcje geometryczne .....                             | 28        |
| 1.8.2. Dobór optymalnych parametrów – kształt otworu/szczeliny .....                           | 30        |
| 1.8.3. Dobór optymalnych parametrów – rozmiary otworu oraz komory. ...                         | 31        |
| 1.8.4. Wybrane badania eksperymentalne oraz numeryczne – generatory syntetycznych dżetów. .... | 33        |
| 1.9. Podsumowanie.....                                                                         | 37        |
| <b>2. Projekt generatora, stanowisko oraz metody pomiarowe.....</b>                            | <b>41</b> |
| 2.1. Projektowanie generatorów syntetycznych dżetów .....                                      | 41        |
| 2.2. Stanowisko pomiarowe .....                                                                | 47        |
| 2.2.1. Geometria bumpy .....                                                                   | 49        |
| 2.2.2. Konfiguracje pomiarowe.....                                                             | 51        |
| 2.3. Metody oraz sprzęt pomiarowy.....                                                         | 52        |
| 2.3.1. Pomiary termoanemometryczne .....                                                       | 53        |
| 2.3.2. Pomiary PIV.....                                                                        | 56        |
| <b>3. Eksperymentalne badania aktuatorów syntetycznych dżetów .....</b>                        | <b>59</b> |
| 3.1. Prędkość na wylocie z aktuatora – pomiary CTA.....                                        | 59        |
| 3.2. Wizualizacja pola przepływu za pomocą metody PIV .....                                    | 70        |
| <b>4. Analiza numeryczna aktuatorów syntetycznych dżetów .....</b>                             | <b>81</b> |
| 4.1. Podstawowe równania modelu przepływu.....                                                 | 81        |
| 4.2. Model przepływu turbulentnego .....                                                       | 84        |
| 4.3. Kod numeryczny oraz siatka obliczeniowa.....                                              | 86        |
| 4.4. Numeryczna analiza przepływu .....                                                        | 89        |

|                                                                       |            |
|-----------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>5. Podsumowanie i wnioski.....</b>                                 | <b>107</b> |
| 5.1. Wizja dalszych badań.....                                        | 110        |
| 5.2. Możliwości wdrożeniowe w przemyśle lotniczym oraz motoryzacyjnym | 111        |
| <b>Bibliografia .....</b>                                             | <b>113</b> |
| <b>Dodatek. Profil odkształcenia membrany – UDF .....</b>             | <b>123</b> |

# Wstęp

Od czasów braci Wright postęp w aerodynamice znacząco wpłynął na rozwój lotnictwa. Tysiące samolotów codziennie pokonują duże odległości, realizując różnorodne zadania – zarówno cywilne (transportowe, sportowe, usługowe), jak i wojskowe. Wiąże się to ze spalaniem ogromnych ilości paliwa opartego w znacznej mierze na węglowodorach, które z kolei wpływa na emisję zanieczyszczeń (gazów cieplarnianych) do atmosfery takich jak  $\text{NO}_x$  (tlenki azotu),  $\text{SO}_x$  (tlenki siarki), węglowodory, ozon,  $\text{CO}_x$  (tlenki węgla) i inne. W zależności od przebiegu procesu spalania oprócz gazowych produktów mogą również być emitowane cząstki stałe. W celu zmniejszenia zużycia paliwa przez lotnictwo, a co za tym idzie zmniejszenia emisji szkodliwych gazów cieplarnianych, podejmowanych jest wiele prób polepszenia własności aerodynamicznych w celu zmniejszenia oporów przepływu podczas startu (ang. *take off*), lotu (ang. *cruise*) oraz lądowania (ang. *land*). Oporo aerodynamiczne można podzielić na:

- opór związany z rozkładem ciśnienia (opór kształtu);
- opór związany z lepkością płynu;
- opór interferencyjny od połączeń elementów konstrukcyjnych np. kadłub – podwozie, kadłub – skrzydło;
- opór związany z powstawaniem fali uderzeniowej (w przypadku przepływów naddźwiękowych).

Redukcja oporów aerodynamicznych może znacznie wpłynąć na zmniejszenie emisji szkodliwych gazów cieplarnianych. W roku 2018 szacowana emisja  $\text{CO}_2$  do atmosfery przez lotnictwo – zarówno pasażerskie, jak i towarowe, wyniosła około 1,04 miliarda ton, co odpowiada około 2.5% całkowitej emisji  $\text{CO}_2$  do atmosfery w roku 2018 [1]. Aby zapobiec dalszemu wzrostowi emisji szkodliwych gazów w związku z dynamicznym rozwojem transportu lotniczego już w 2000 roku opublikowano raport przy udziale Komisji Europejskiej: „European Aeronautics: a Vision for 2020” [2]. Raport ten analizuje oraz podaje możliwe kierunki rozwoju badań w dziedzinie aeronautyki. Raport równolegle powołał do życia radę doradczą o nazwie ACARE (Advisory Council for Aeronautics Research in Europe). ACARE następnie zdefiniowała strategię oraz mapę drogową rozwoju przemysłu lotniczego. W 2002 roku ACARE przyjęła główne cele na lata 2000-2020, które dotyczyły między innymi: redukcji emisji  $\text{CO}_2$  o 50% na pasażera na kilometr, czy też ograniczenie emisji  $\text{NO}_x$  o 80% [3]. W roku 2011 opublikowane zostały przez ACARE założenia oraz rekomendacje pod nazwą „FlightPath 2050”. W dziedzinie aeronautyki, w celu redukcji szkodliwych gazów, zakłada się między innymi do roku 2050 redukcję emisji  $\text{CO}_2$  o 75% (na pasażera na kilometr) oraz 90% redukcję emisji  $\text{NO}_x$ . Założono również, że poziom hałasu emitowanego przez lecący samolot zostanie zredukowany o 65% [4]. Zalecenia wydane przez ACARE przyczyniły się do powstania wielu projektów

badawczo-rozwojowych zajmujących się między innymi tematyką polepszenia własności aerodynamicznych w dziedzinie aeronautyki poprzez kontrolowanie przepływu, natomiast technologie używane w aeronautyce znajdują również zastosowanie w innych dziedzinach inżynierii takich jak przemysł samochodowy, energetyka wiatrowa czy elektronika.

W celu poprawy aerodynamiki stosuje się różne metody kontroli przepływu, które zmniejszają opory i ograniczają strefy oderwania. Oderwanie warstwy przyściennej, spowodowane m.in. dodatnim gradientem ciśnienia, obniża sprawność urządzeń przepływowych i zwiększa straty energii. Dlatego ważne jest projektowanie kształtów minimalizujących opory oraz unikanie oderwań. Jeśli nie jest to możliwe, wykorzystuje się metody kontroli przepływu. Dzieli się one według miejsca działania (na powierzchni lub poza nią) oraz zapotrzebowania na energię. Metody pasywne (ang. *passive control*) nie wymagają zasilania ani czujników, natomiast metody aktywne (ang. *active control*) wymagają dostarczania energii i dzieli się na predeterminowane (działające niezależnie od warunków przepływu) oraz reaktywne (dostosowujące się do zmian dzięki czujnikom). Metody reaktywne mogą działać z wyprzedzeniem lub w układzie zamkniętym.

Pomimo dużej różnorodności przedstawionych metod do kontrolowania przepływu mogą one zostać sklasyfikowane w dwóch głównych kategoriach. Pierwsza kategoria skupia metody, które nie wpływają bezpośrednio na zmianę parametrów przepływu, ale przyczyniają się do jego kontrolowania poprzez zmianę kształtu ciała, na którym są zamontowane. Do takich metod można zaliczyć:

- modyfikacja krawędzi natarcia (otwory, szczeliny) oraz krawędzi spływowej (ruchoma krawędź spływowa, klapy);
- modyfikacja kształtu krawędzi spływowej – *Gurney flaps*.

Druga kategoria skupia natomiast metody przepływowe, które zmieniają charakter przepływu poprzez zwiększenie lub zmniejszenie pędu płynu w zależności od potrzeby. Do takich metod można zaliczyć:

- odsysanie powietrza;
- wydmuch powietrza;
- generatory plazmowe;
- stałe generatory wirów (ang. *vortex generator*, *VG*);
- strumieniowe generatory wirów (ang. *(air) jet vortex generator*, *(A)JVG*);
- pulsacyjny wydmuch powietrza – generatory syntetycznych dżetów (ang. *synthetic jet*, *SJ*).

Uzyskanie jak najwyższej wydajności w kontrolowaniu przepływu wiąże się z doбором odpowiedniej metody dla konkretnego przypadku. Należy zwrócić uwagę na ewentualne zużycie energii potrzebnej do zasilania urządzeń, na sumaryczną masę całego systemu kontroli przepływu, ewentualne efekty dźwiękowe generowane przez układ. Prawidłowe określenie zakresu pracy dla wybranej me-

---

tody oraz poprawnie dobrane parametry dają duże możliwości w polepszaniu własności aerodynamicznych. Niniejsza praca analizuje wpływ aktywnych generatorów wirów, opartych na syntetycznych dżetach, na redukcję obszaru oderwania. Wykorzystano badania eksperymentalne i symulacje numeryczne, skupiając się na nowym, autorskim rozwiązaniu generatora z okrągłym otworem i pionowymi membranami. Choć istnieje wiele badań nad tego typu generatorami, nadal można je udoskonalać jako narzędzia aktywnej kontroli przepływu.



## Wykaz ważniejszych oznaczeń

|                     |                                                              |                                |
|---------------------|--------------------------------------------------------------|--------------------------------|
| $a$                 | – amplituda drgań membrany                                   | m                              |
| $a_0$               | – promień otworu                                             | m                              |
| $A$                 | – pole powierzchni przekroju szyjki/łącznika                 | m <sup>2</sup>                 |
| $A_w$               | – pole powierzchni membrany                                  | m <sup>2</sup>                 |
| $A_o$               | – pole powierzchni otworu                                    | m <sup>2</sup>                 |
| AR                  | – współczynnik proporcji (ang. <i>aspect ratio</i> )         |                                |
| $c$                 | – prędkość dźwięku                                           | m/s                            |
| $C$                 | – cięciwa profilu                                            | m                              |
| $c_f$               | – współczynnik wydmuchu                                      |                                |
| $c_L$               | – współczynnik siły nośnej                                   |                                |
| $c_v$               | – ciepło właściwe przy stałej objętości                      | J/kg K                         |
| $c_p$               | – ciepło właściwe przy stałej temperaturze                   | J/kg K                         |
| $d$                 | – średnica otworu wylotowego                                 | m                              |
| $D$                 | – średnica membrany                                          | m                              |
| $\mathbf{D}$        | – tensor prędkości deformacji                                |                                |
| $\mathbf{E}$        | – tensor jednostkowy                                         |                                |
| $f$                 | – częstotliwość                                              | Hz                             |
| $f_H$               | – częstotliwość rezonansowa Helmholtza                       | Hz                             |
| $f_{str} (f_{mem})$ | – częstotliwość rezonansowa struktury                        | Hz                             |
| $\vec{F}_\tau$      | – siła masowa (objętościowa)                                 | N                              |
| $\vec{F}_S$         | – siła powierzchniowa                                        | N                              |
| $h$                 | – głębokość szczeliny/długość otworu                         | m                              |
| $H$                 | – głębokość komory                                           | m                              |
| $I$                 | – natężenie prądu                                            | A                              |
| $k$                 | – częstotliwość zredukowana                                  |                                |
| $k$                 | – energia kinetyczna ruchu pulsacyjnego                      | m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> |
| $k$                 | – stosunek czasu zasysania do czasu wydmuchu,<br>= $T_2/T_1$ |                                |
| $L_0$               | – długość otworu                                             | m                              |
| $L_o$               | – długość wydmuchu                                           | m                              |
| $L_{\bar{U}_w}$     | – długość wydmuchu w odniesieniu do średnicy<br>otworu       |                                |
| $m$                 | – masa                                                       | kg                             |
| $M$                 | – liczba Macha                                               |                                |
| $\mathbf{P}$        | – tensor naprężenia                                          |                                |
| $Pr$                | – liczba Prandtla                                            |                                |
| $r$                 | – promień membrany                                           | m                              |
| $Re$                | – liczba Reynoldsa                                           |                                |

|                         |   |                                                                                 |                |
|-------------------------|---|---------------------------------------------------------------------------------|----------------|
| $Re_{\bar{U}_w}$        | – | liczba Reynoldsa w odniesieniu do średnicy otworu                               |                |
| $St$                    | – | liczba Stokesa                                                                  |                |
| $Sr$                    | – | liczba Strouhala                                                                |                |
| $T$                     | – | okres jednego cyklu aktuatora                                                   | s              |
| $U$                     | – | napięcie zasilające                                                             | V              |
| $U_{pp}$                | – | napięcie międzyszczytowe                                                        | V              |
| $U_{d\dot{z}et}$        | – | prędkość dżetu                                                                  | m/s            |
| $U_{max}$               | – | maksymalna prędkość dżetu                                                       | m/s            |
| $\bar{U}_w$             | – | średnia prędkość wydmuchu                                                       | m/s            |
| $U_\infty$              | – | prędkość przepływu głównego (niezaburzonego)                                    | m/s            |
| $x, y, z$               | – | współrzędne w układzie kartezjańskim                                            | m              |
| $V_0$                   | – | objętość komory                                                                 | m <sup>3</sup> |
| $W$                     | – | szerokość komory                                                                | m              |
| $\Delta t_{d\dot{z}et}$ | – | różnica pomiędzy prędkością maksymalną dżetu a maksymalnym wychyleniem membrany | s              |
| $\Delta T$              | – | różnica temperatur                                                              | K              |
| $\Delta x_w$            | – | średnie liniowe przemieszczenie membrany                                        | m              |

### Litery greckie

|               |   |                                                                 |                                |
|---------------|---|-----------------------------------------------------------------|--------------------------------|
| $\alpha$      | – | kąt natarcia                                                    | °                              |
| $\gamma$      | – | kąt pomiędzy dżetami a przepływem głównym                       | °                              |
| $\delta$      | – | współczynnik sprzężenia struktury oraz komory                   |                                |
| $\varepsilon$ | – | dyssypacja energii kinetycznej                                  | m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup> |
| $\theta$      | – | kąt odchylenia strumienia w stosunku do stycznej do powierzchni | °                              |
| $\lambda$     | – | współczynnik przewodnictwa cieplnego                            | W/m K                          |
| $\vartheta$   | – | lepkość kinematyczna płynu                                      | m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> |
| $\rho$        | – | gęstość                                                         | m <sup>3</sup>                 |
| $\omega$      | – | częstość drgań, $= 2\pi f$                                      | 1/s                            |
| $\omega$      | – | współczynnik dyssypacji turbulencji                             | 1/s                            |

### Skróty

|        |   |                                                          |
|--------|---|----------------------------------------------------------|
| (A)JVG | – | ang. (air) jet vortex generator                          |
| ACARE  | – | ang. Advisory Council for Aeronautics Research in Europe |
| BVI    | – | ang. blade vortex interaction                            |
| CFD    | – | ang. computational fluid dynamics                        |
| CTA    | – | ang. constant temperature anemometry                     |
| DDES   | – | ang. delayed detached eddy simulation                    |
| DES    | – | ang. detached eddy simulation                            |
| DNS    | – | ang. direct numerical simulation                         |
| LEM    | – | ang. lumped element model                                |

---

|       |   |                                                             |
|-------|---|-------------------------------------------------------------|
| LES   | – | ang. large eddy simulation                                  |
| MDM   | – | ang. moving-deforming-mesh                                  |
| MEMS  | – | ang. microelectromechanical system                          |
| NACA  | – | ang. National Advisory Committee for Aeronautics            |
| NASA  | – | ang. National Aeronautics and Space Administration          |
| ONERA | – | fr. Office national d'études et de recherches aérospatiales |
| PIV   | – | ang. particle image velocimetry                             |
| RANS  | – | ang. Reynolds averaged Navier-Stokes                        |
| RSM   | – | ang. Reynolds stress model                                  |
| SBVG  | – | ang. subboundary layer vortex generator                     |
| SDES  | – | ang. stimulated detached eddy simulation                    |
| SJ    | – | ang. synthetic jet                                          |
| SST   | – | ang. shear stress transport                                 |
| UDF   | – | ang. user defined function                                  |
| VG    | – | ang. vortex generator                                       |
| ZNMF  | – | ang. zero-net-mass-flux                                     |



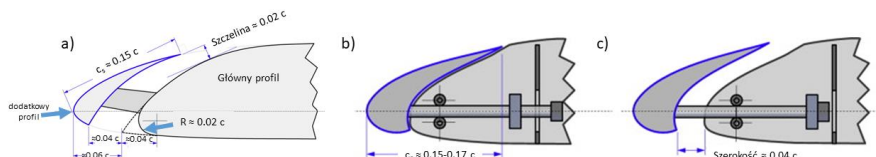
# 1. Przegląd rozwiązań technicznych w dziedzinie kontrolowania przepływu

## 1.1. Modyfikacja krawędzi natarcia oraz krawędzi spływowej

W celu poprawienia struktury przepływu wokół skrzydła przy niskich prędkościach oraz dla wysokich kątów natarcia (podczas startu oraz lądowania samolotu) stosuje się elementy:

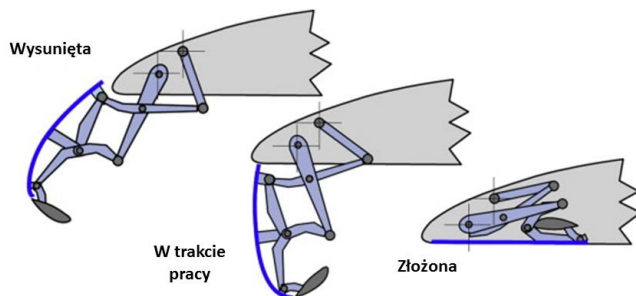
- zwiększające siłę nośną – poprzez przeciwdziałanie oderwaniu się przepływu i/lub
- zwiększenie powierzchni skrzydeł – poprzez wysuwanie klap.

W przypadku krawędzi natarcia stosuje się tzw. „skrzela” (ang. *slot*) w postaci dodatkowych profili stanowiących przednią część skrzydła. Rolą „skrzeli” jest wytworzenie szczeliny pomiędzy nimi a skrzydłem poprzez wysuwanie się do przodu. W powstałej szczelinie generuje się przepływ ze względu na różnicę ciśnień pomiędzy dolną a górną powierzchnią skrzydła, który przesuwa punkt oderwania się przepływu w kierunku krawędzi spływowej. Sloty na krawędzi natarcia mogą być stałe lub ruchome, tak jak przedstawiono na rys. 1.1.

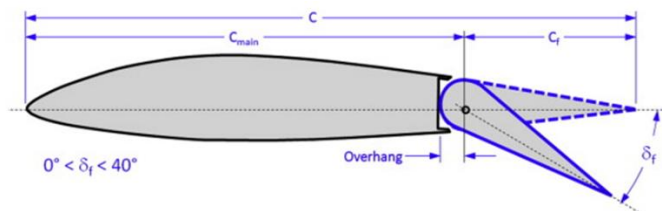


Rys. 1.1. Schemat slotów na krawędzi natarcia: a) stały, b) ruchomy złożony, c) ruchomy wysunięty [5]

Zwiększenie siły nośnej można również uzyskać poprzez zastosowanie wychylnych lub wysuwanych klap umieszczonych wzdłuż krawędzi natarcia oraz spływu. W skutek odpowiedniego ustawienia klap względem strumienia napływającego powietrza istnieje możliwość znacznego zwiększenia siły nośnej (bądź zwiększenia siły oporu, w zależności od potrzeby). Spośród klap umieszczonych na krawędzi natarcia najczęściej spotykane są klapy: przednia oraz Kruegera. Wysunięte klapy na krawędzi natarcia zwiększają krzywiznę szkieletową profilu bez nadmiernego skracania jego cięciwy tym samym zmieniając kąt napływu powietrza na krawędź natarcia co skutkuje zwiększeniem siły nośnej. Schemat klapy Kruegera przedstawia rys. 1.2. Na krawędzi spływowej najczęściej używa się klap: zwykłych (tzw. wysklepiających), Junkersa, szczelinowej, dwuszczelinowej, krokodylowej oraz Fowlera. Przykład klapy zwykłej zamontowanej na krawędzi spływowej przedstawia rys. 1.3.



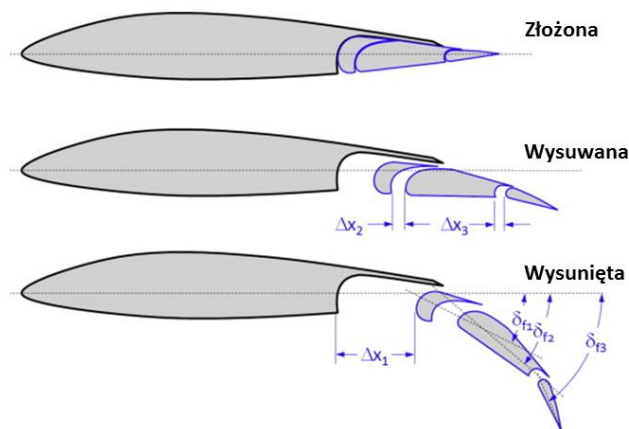
Rys. 1.2. Schemat klapy Kruegera [5]



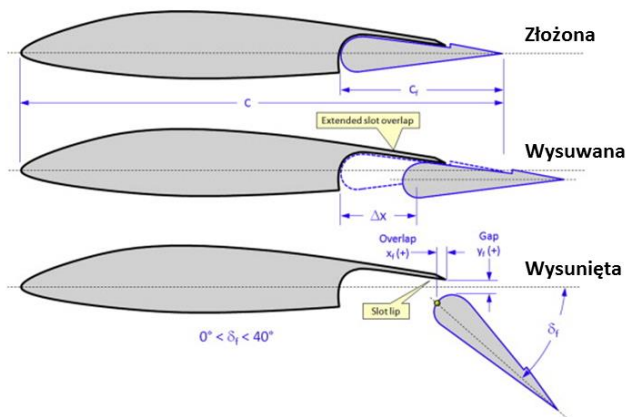
Rys. 1.3. Kłapa zwykła zamontowana na krawędzi spływowej [5]

Wspomniane wyżej rodzaje kłap umieszczonych na krawędzi spływowej różnią się rozwiązaniami technicznymi – sposobem oraz miejscem montażu (w obrysie lub poza obrysem skrzydła), metodą aktywacji, kształtem, liczbą szczelin. Dzięki zastosowaniu szczelin, znajdującej się pomiędzy krawędzią spływu skrzydła oraz jej powierzchnią, oderwanie się strug powietrza zostaje opóźnione co wpływa na zwiększenie siły nośnej. Ze względu na liczbę posiadanych szczelin kłapy można podzielić na jedno-, dwu- oraz trójszczelinowe. Najczęściej stosowane są kłapy dwu- oraz trójszczelinowe, kłapy jednoszczelinowych praktycznie się już nie stosuje. Kłapy trójszczelinowe są najbardziej rozbudowanym typem klapy szczelinowej, wyposażonym w trzy panele wychylne w dół do  $80^\circ$  (rys. 1.4). W znacznym stopniu zwiększają powierzchnię skrzydeł i krzywiznę linii szkieletowej profilu oraz posiadają skomplikowany i rozbudowany mechanizm wypuszczania. Kłapy tego typu są stosowane między innymi w samolotach Boeing 737 i 747. Natomiast kłapy Fowlera (rys. 1.5) posiadają właściwości klapy szczelinowych i są jednym z najbardziej efektywnych urządzeń ze względu na możliwość wysuwania się do tyłu, przez co zwiększa się powierzchnia płata oraz wytwarzają najmniejszy opór w porównaniu z wcześniej przytoczonymi systemami.

Zastosowanie slotów zwiększa krytyczny kąt natarcia, natomiast współczynnik siły nośnej zwiększa się dzięki nim tylko dla dużych, około krytycznych kątów natarcia. Natomiast zastosowanie kłap zwiększa współczynnik siły nośnej w całym zakresie kątów natarcia bez zmieniania wartości krytycznego kąta natarcia. We współczesnych konstrukcjach samolotów pasażerskich sloty i kłapy działają niezależnie od siebie i mogą być używane łącznie w celu kontrolowania przepływu.



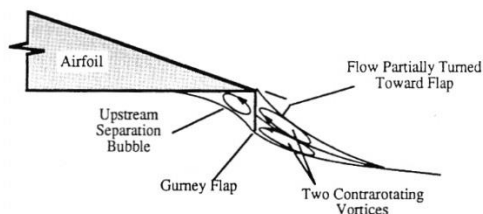
Rys. 1.4. Schemat działania klapy trójszczelinowej [5]



Rys. 1.5. Schemat działania klapy Fowlera [5]

## 1.2. Modyfikacja kształtu krawędzi spływowej – *Gurney flaps*

Wykorzystywanie tzw. *Gurney flaps*, czyli kłap zamontowanych na krawędzi spływowej w celu poprawienia charakterystyk aerodynamicznych jest metodą szeroko znaną w aeronautyce oraz dobrze przebadaną, zarówno eksperymentalnie [6–8], jak i numerycznie [9–12]. Kłapa na krawędzi spływowej została po raz pierwszy wprowadzona przez Dana Gurneya w latach 70. XX wieku w celu poprawy siły docisku generowanej przez odwrócony profil zamontowany na samochodzie wyścigowym a jej wpływ na poprawę charakterystyki aerodynamicznej został po raz pierwszy przebadany w roku 1978 [13]. Urządzenie ma postać krótkiej płaskiej płytki umieszczonej na krawędzi spływowej (pod kątem prostym do powierzchni) na stronie ciśnieniowej profilu (rys. 1.6).



Rys. 1.6. Schemat oddziaływania kłapy Gurneya na przepływ [13]

Wprowadzenie płytki zaburza przepływ jednak efektywna cięciwa profilu zostaje wydłużona, zmienia się warunek Kutty dla opływu profilu – punkt spiętrzenia zostaje przesunięty na krawędź zamontowanej płytki w wyniku czego następuje zmiana kąta natarcia dla profilu oraz wzrost siły nośnej. Przykład zamontowania podwójnej (symetrycznej) kłapy Gurneya na stateczniku pionowym śmigłowca przedstawia rys. 1.7. Wyniki badań nad optymalną wysokością kłapy Gurneya wskazują, że powinna ona wynosić nie więcej niż 3% długości cięciwy profilu, na którym jest zamontowana [15], lub nie przekraczać grubości warstwy przyściennej po stronie ciśnieniowej profilu [6,16]. Jeżeli rozmiar kłapy jest o wiele mniejszy niż grubość warstwy przyściennej, kłapa jest nieefektywna, natomiast zbyt duży rozmiar prowadzi do zwiększania oporów przepływu. W zależności od rozmiaru oraz ułożenia kłapy istnieje możliwość zwiększenia współczynnika siły nośnej nawet o 30% w oparciu o badania eksperymentalne dla liczby Reynoldsa  $Re = 1 \times 10^6$  [16–18].



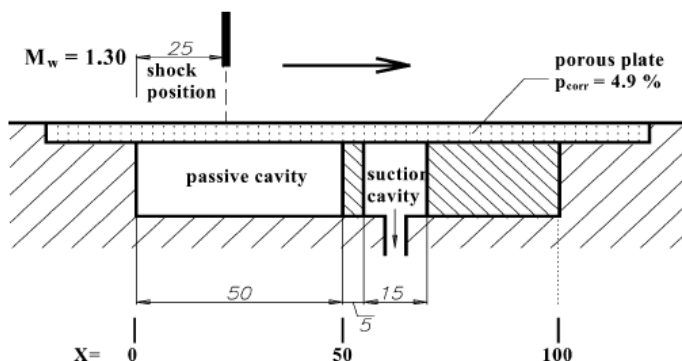
Rys. 1.7. Symetryczna kłapa Gurneya na stateczniku pionowym helikoptera Bell 222U [14]

Również badania numeryczne wykazują, że pomimo swojego małego rozmiaru, kłapa Gurneya jest w stanie zwiększyć maksymalną siłę nośną oraz potwierdzają pozytywny wpływ na przyrost siły nośnej dla dowolnego kąta natarcia [10,19,20]. Pewną modyfikacją klapy zamontowanej na stałe jest kłapa aktywowana w zależności od potrzeb, warunków przepływowych (kłapa aktywna). Obszar stosowalności kłap Gurneya w dziedzinie kontrolowania przepływu obejmuje między innymi: redukcję zjawiska flatteru („trzepotania” skrzydła, ang. *flutter*) występującego na skrzydłach o wysokim współczynniku wydłużenia, kontrolowanie struktur wirowych na krawędzi spływowej, kontrolę obciążeń aerodynamicznych łopat turbin wiatrowych oraz zwiększanie wydajności wirujących płatów nośnych [12,21,24]. Zastosowanie aktywnej klapy w celu zmniejszenia poziomu hałasu, wibracji wirnika śmigłowca oraz poprawy wydajności wirnika również zostało przebadane [25,27]. W swojej pracy [26] autorzy przeprowadzili analizy numeryczne dla wirnika Messerschmitt-Bölkow-Blohm BO-105, dla różnych konfiguracji kłap – pojedyncza kłapa, podwójna oraz układ segmentowy z pięcioma kłapami. Otrzymane wyniki wykazują, że kłapa Gurneya jest w stanie znacznie zmniejszyć hałas generowany przez interakcję wirów z łopatą (ang. *blade-vortex-interaction*, BVI) w zakresie od 3 do 6 dB. Zanotowano również redukcję drgań w zakresie od 70 do 90% w porównaniu do przypadku bez kłap.

### 1.3. Odsysanie powietrza

Metoda odsysania powietrza może być używana w celu redukcji strefy oderwania. Odesanie z przepływu przy ścianie płynu o niskiej prędkości przesuwają strefę oderwania ku krawędzi spływowej, a co za tym idzie, powoduje zwiększenie siły nośnej. W pracy Karima [28] autorzy prezentują eksperymentalne badania nad kontrolowaniem strefy oderwania przy przeciągnięciu dynamicznym z wykorzystaniem odsysania powietrza. Badania przeprowadzone były na modelu NACA 0012 (ang. *National Advisory Committee for Aeronautics*) dla liczb Reynoldsa w zakresie  $Re = 3 \times 10^4$ – $1,18 \times 10^5$  oraz dla kątów natarcia od  $0^\circ$  do  $40^\circ$ . Wykorzystano szczeliny o szerokości 0,5 mm oraz 2 mm umieszczone w 2% oraz 5% długości cięciwy profilu. Pokazano, iż głównym czynnikiem wpływającym na parametry odsysania jest kąt pochylenia. Gdy kąt jest mały – liczba Reynoldsa staje się dominująca, jako że przejście laminarno – turbulentne powoduje zaburzenia w przepływie. Wykazano, że lokalizacja szczeliny do odsysania powietrza nie ma znaczenia dopóki znajduje się ona w obszarze oderwania przepływu. Natomiast w pracy [29] autorzy przeprowadzili badania nad sposobem kontrolowania rozpadu struktur wirowych z wykorzystaniem odsysania powietrza przez szczeliny na stronie ciśnieniowej skrzydła delta. Badania wykazały, że w zależności od umiejscowienia szczelin oraz od wydatku odsysanego powietrza możliwe jest kontrolowanie siły oraz lokalizacji rozpadu wirów krawędziowych. Efektywność metody jest wyższa dla przypadków, w których szczelina znajduje się bliżej krawędzi natarcia. Rozwiązanie to może być używane w celu modyfikacji wirowości oraz gradientu ciśnienia w kierunku przepływu, co z kolei wpływa na rozpad

struktur wirowych. Odsysanie powietrza znalazło również zastosowanie w badaniach nad kontrolowaniem interakcji fali uderzeniowej z warstwą przyścienną w przypadku przepływów transonicznych [30]. Autorzy zastosowali odsysanie powietrza z komory mieszczącej się pod perforowaną ścianką umieszczoną w miejscu tworzenia się fali uderzeniowej w badanej sekcji. Schemat stanowiska pomiarowego przedstawiony jest na rys. 1.8.



Rys. 1.8. Schemat stanowiska pomiarowego (wymiary podane w mm) [30]

Odsysanie odbywało się bezpośrednio z komory umieszczonej za “komorą pasywną”, w której przepływ powietrza generowany był różnicą ciśnień przed i za falą uderzeniową. Przebadano wpływ rozmiarów płyty perforowanej oraz intensywności odsysania powietrza. Wyniki eksperymentu wykazały, że aktywne kontrolowanie przepływu zmienia grubość warstwy przyściennej za falą uderzeniową – warstwa przyścienna zostaje pocieniona.

## 1.4. Wydmuch powietrza

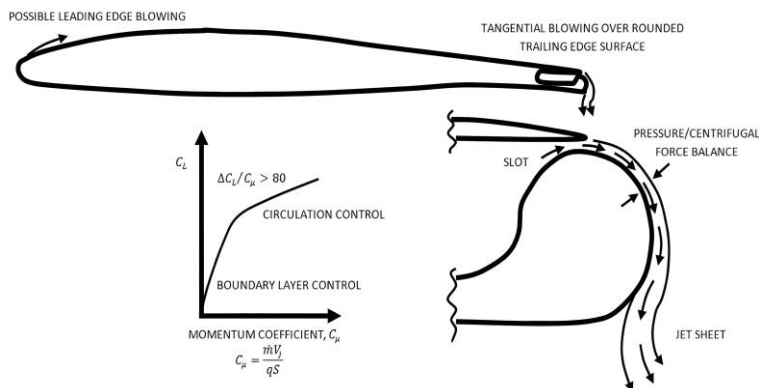
Wydmuch powietrza przeprowadzony stycznie do powierzchni profilu został zaimplementowany zarówno na krawędzi natarcia, jak i na krawędzi spływowej przez Park oraz Choi [31]. Autorzy wykazali, że w przypadku ciągłego, równomiernego wydmuchu ze szczeliny tarcia powierzchniowe w szczelinie znacząco wzrosło. W pobliżu ściany struktury wirowe podążające w kierunku przepływu były unoszone przez wydmuchiwanie powietrza, w rezultacie czego oddziaływanie pomiędzy strukturami wirowymi a ścianą osłabło. Ponadto, unoszone struktury wirowe stawały się mocniejsze w dole przepływu oraz zdeformowane (rozciągnięte oraz przechylone) poniżej szczeliny, co skutkowało wzrostem intensywności turbulencji oraz tarcia powierzchniowego. W pracy [32] analizowano numerycznie koncepcję wydmuchu powietrza po stronie ssącej profilu NACA 0012, który został przetestowany w wojskowym wodnym tunelu w centrum badawczym NASA Ames (ang. *National Aeronautics and Space Administration*) w Stanach Zjednoczonych w latach 80. Profil oscylował (oscylacje wzdłużne) według zależ-

ności  $\alpha = 10^\circ + 10^\circ \sin(2\pi ft)$  dla liczby Reynoldsa 30000 oraz zredukowanej częstotliwości  $k = 0,49$ . Częstotliwość zredukowana ( $k$ ) powiązana była z częstotliwością drgań ( $f$ ) poprzez zależność  $k = \pi fc/U_\infty$ , gdzie  $c$  odpowiada cięciwie profilu, a  $U_\infty$  jest prędkością niezaburzonego przepływu. Szczelina wydmuchu stycznego zlokalizowana była po stronie ssącej profilu w 25% długości cięciwy. Analizę wykonano dla trzech przypadków odpowiadających wartościom współczynnika wydmuchu  $c_f = 0, 0,06$  oraz  $0,45$ . W przypadku przepływu bez wydmuchu powietrza ( $c_f = 0$ ) oderwanie pojawiało się przy  $13^\circ$ . Dla przypadku średniego wydmuchu ( $c_f = 0,06$ ) strefa oderwania została zmniejszona, natomiast dla przypadku współczynnika wydmuchu  $c_f = 0,45$  strefa oderwania pozostała stacjonarna podczas całego cyklu. Do symulacji numerycznych wybrano dwie prędkości – odpowiadające dwukrotności oraz czterokrotności prędkości przepływu strumienia niezaburzonego. Symulacje numeryczne potwierdziły pojawienie się strefy oderwania przy  $13^\circ$ . Dla przypadku wydmuchu z prędkością dwukrotnie wyższą od prędkości strumienia niezaburzonego, strefa oderwania pojawiła się dopiero dla kąta natarcia wynoszącego  $25^\circ$ . Został również zanotowany nieznaczny wzrost siły nośnej. W przypadku z czterokrotnie wyższą prędkością wydmuchu oderwanie nie wystąpiło nawet dla kąta natarcia wynoszącego  $30^\circ$ , nastąpił jeszcze większy wzrost siły nośnej w porównaniu z poprzednim przypadkiem.

Określenie strat energii związanych z systemem wydmuchu powietrza jest trudne do określenia bez uwzględnienia całego systemu, przeprowadzenia analizy dla kompletnego układu jakim może być samolot, śmigłowiec czy turbina wiatrowa. Wyniki eksperymentalne pokazują, że wydmuch styczny z powierzchni ssącej profilu może zredukować strefę oderwania, przesunąć moment pojawienia się oderwania dla wyższych wartości kąta natarcia oraz zapobiec dalszemu wzrostowi strefy oderwania przy zwiększaniu kąta natarcia. Ulokowanie szczeliny do wydmuchu powietrza może być zarówno na krawędzi natarcia, na stronie ssącej profilu lub na krawędzi spływowej. W pracy Djojodihardjo [33] przedstawiony został numerycznie wpływ wydmuchu z krawędzi spływowej na wzrost siły nośnej. Autorzy przeprowadzili symulacje 2D profilu łopaty turbiny wiatrowej oraz przedstawili dobór optymalnych parametrów dla zwiększenia siły nośnej. Wyniki symulacji pokazują, że wzrost siły nośnej można również uzyskać poprzez odpowiedni dobór kształtu krawędzi spływowej profilu. Schemat układu do wydmuchu stycznego z krawędzi spływowej przedstawia rys. 1.9.

Mitchell [34] użył metody wydmuchu w badaniach eksperymentalnych w ONERA (*fr. Office national d'études et de recherches aérospatiales*) nad kontrolowaniem lokalizacji rozpadu struktur wirowych. Rozpad struktur wirowych zachodzi wskutek nagłego spowolnienia składowych prędkości średniej: osiowej oraz stycznej wraz z jednoczesnym wzrostem rozmiarów rdzenia wiru. Badania zostały przeprowadzone na modelu skrzydła delta dla różnych prędkości przepływu (liczba Reynoldsa  $Re = 9,75 \times 10^5 \div 2,6 \times 10^6$ ) oraz dla zakresu kąta natarcia  $\alpha$  od  $20^\circ$  do  $40^\circ$ . Przedstawione sterowanie w układzie otwartym (predeterminowane), asymetryczne wydmuchiwanie powietrza wzdłuż rdzenia wiru na krawędzi natarcia po lewej jego stronie okazało się skuteczną metodą kontrolowania

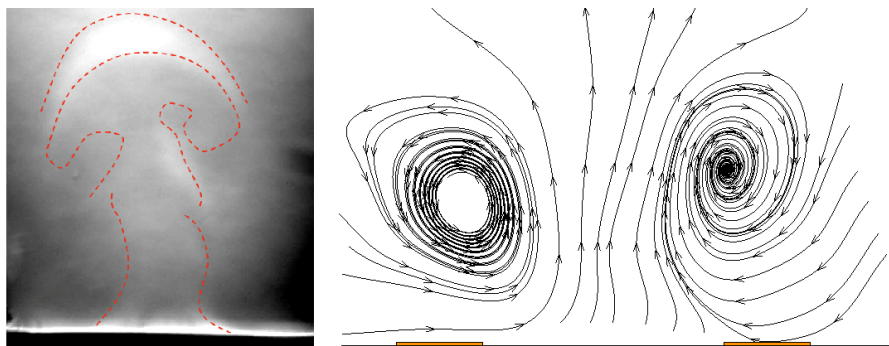
miejsca rozpadu wiru nad skrzydłem delta. Dla narożnych warunków przepływowych przesunięcie lokalizacji rozpadu struktur wirowych w odniesieniu do przypadku bez kontrolowania przepływu wyniosła nawet 20% długości cięciwy.



Rys. 1.9. Schemat układu do wydmuchu stycznego z krawędzi spływowej [33]

## 1.5. Generatory plazmowe

W przeciągu ostatniej dekady coraz większe zainteresowanie wśród naukowców wzbudziły generatory plazmowe. Składają się one z dwóch miedzianych elektrod oddzielonych materiałem dielektrycznym. Elektrody zasilane są wysokim napięciem prądu przemiennego. Gdy napięcie na elektrodach osiągnie określony poziom, powietrze dookoła elektrod jonizuje się i wytwarza się plazma w obszarze o wysokim potencjale pola elektrycznego. Obszary te najczęściej znajdują się na krawędziach elektrod wystawionych na działanie powietrza. Zjonizowane powietrze w obecności gradientu pola elektrycznego wytwarza siłę masową, którą można odpowiednio kierować np. poprzez geometrię czy układ elektrod. Ruch jonów powietrza dodatnich oraz ujemnych w bardzo małej odległości od ścianki powoduje powstawanie przepływu, tzw. wiatr jonowy, który może dostarczać pędu do przepływu głównego modyfikując tym samym własności aerodynamiczne ciała (np. prędkości przepływu w warstwie przyściennej). Widok na struktury wirowe wytwarzane przez generator plazmowy przedstawia rys. 1.10. W swoich pracach Kato [36], Dadfar [37] oraz Moralev [38] skupili się nad wykorzystaniem technologii plazmy do poprawy warunków przepływowych na profilach lotniczych. Generatory plazmowe zostały przebadane oraz wykorzystane do sterowania przepływem w ramach projektu PLASMAero [39] w latach 2009–2012. Wspomniany projekt brał pod uwagę wykorzystanie aktywatorów plazmowych do kontrolowania oderwania na krawędzi natarcia, w środku rozpiętości profilu, na krawędzi spływowej, redukcji wirów krawędziowych oraz do redukcji hałasu generowanego przez skrzydła wyposażone w urządzenia podnoszące ich sprawność, a jednocześnie emitujące hałas (kłapy). Technologia plazmowa może być zaklasyfikowana do aktywnych metod kontroli.



Rys. 1.10. Wizualizacja Schlieren z zaznaczonym obszarem wirów (lewa) oraz linie prądu w przypadku bez przepływu głównego (prawa) [35]

Do zalet tych rozwiązań można zaliczyć ich prostotę, możliwość pracy z dużymi częstotliwościami pozwalającą na kontrolowanie parametrów praktycznie w czasie rzeczywistym oraz niskie zużycie energii. W pracy [40] Post podaje kolejne zalety, przemawiające za technologią plazmową:

- Metoda w pełni elektryczna, pozbawiona części mechanicznych, przez co odpowiednia do pracy pod dużym obciążeniem.
- Aktywatory mogą zostać wklejone w powierzchnie np. skrzydła, a także nie potrzebują dodatkowych komór, szczelin itd.
- Mogą pracować w bardzo szerokim zakresie częstotliwości, co umożliwia zastosowanie sterowania w układzie zamkniętym (ang. *feedback control*).

Pomimo wielu zalet technologia plazmowa ma również swoje ograniczenia:

- Wymagają zasilania wysokim napięciem (zwykle kilkanaście do kilkudziesięciu kilowoltów), co przy ciągłym działaniu powoduje znaczne zużycie energii, które ogranicza ich efektywność w zastosowaniach o dużej skali (np. w lotnictwie);
- Wysokie napięcia i częste wyładowania mogą prowadzić do uszkodzeń dielektryków i elektrod. Integracja generatorów plazmowych z powierzchniami aerodynamicznymi (np. skrzydłami samolotów) wymaga specjalistycznej konstrukcji i układów zasilających. Podczas pracy urządzeń wytwarzana jest duża ilość ciepła, która może skracać żywotność urządzenia. Należałoby stosować dodatkowe układy chłodzenia aby temu przeciwdziałać, co z kolei zwiększałoby stopień złożoności, koszty instalacji oraz masę całego układu.

Technologia plazmowa sprawdza się w małych modelach i tunelach aerodynamicznych, natomiast wdrożenie na dużą skalę (np. w samolotach pasażerskich) wciąż jest wyzwaniem.

## 1.6. Stałe generatory wirów

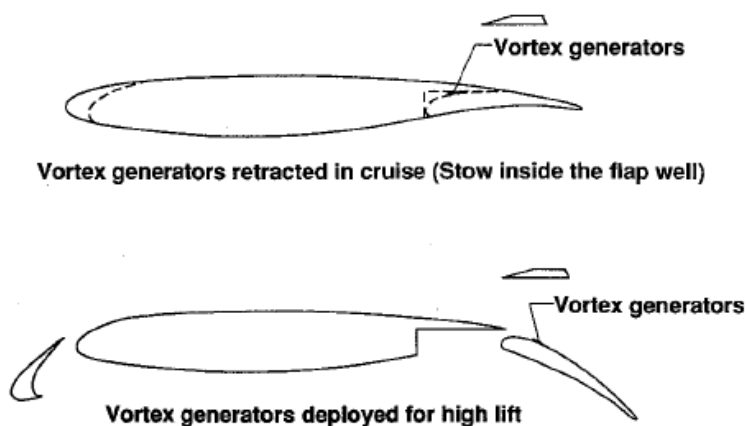
Generatory wirów (ang. *vortex generator*, VG) po raz pierwszy zostały użyte w roku 1947 [41]. Ich zasada działania polegała na wzmocnieniu mieszania pomiędzy strumieniem zewnętrznym a warstwą przyścienną wykorzystując generowane wiry wzdłużne. Następuje wymiana pędu pomiędzy cząstkami płynu w zewnętrznej strefie przepływu (o dużym pędzie) z cząstkami płynu w lepkiej warstwie przyściennej (o niskim pędzie). W wyniku oddziaływania pomiędzy warstwami dochodzi do ciągłego przekazywania pędu, tym samym przeciwdziałając naturalnemu zanikowi pędu w warstwie przyściennej oraz przyrostowi jej grubości spowodowanej lepkością oraz niekorzystnym gradientem ciśnienia. Generatory wirów mogą zmniejszyć lub wyeliminować oderwanie przepływu dla przypadków o umiarkowanym niekorzystnym gradientie ciśnienia. Nawet jeśli oderwanie ma miejsce w przypadkach dużego niekorzystnego gradientu ciśnień, działanie mieszające spływających wirów jest w stanie ograniczyć obszar przepływu powrotnego w warstwie ścinanej i pozwala zapewnić pewien odzysk ciśnienia wzdłuż przepływu powrotnego. Przykłady różnych geometrii generatorów wirów (kształt skrzydła delta, kształt prostokątny, delta symetryczne, prostokątne symetryczne) są przedstawione na rys. 1.11.



Rys. 1.11. Przykłady geometrii generatorów wirów. Od lewej: kształt skrzydła delta, kształt prostokątny, delta symetryczne, prostokątne symetryczne [42]

Koncepcja mikrogeneratorów wirów została wprowadzona po raz pierwszy przez Keuthe w roku 1972 [43]. Autor w swojej pracy wykorzystał mikrogeneratory wirów płytkowe o wysokości odpowiadającej 27% oraz 42% grubości warstwy przyściennej, zamontowanych na profilu w celu zredukowania hałasu generowanego przez krawędź spływową poprzez stłumienie powstającej ścieżki wirowej Karmana, jak i zminimalizowanie deficytu prędkości w śladzie spływowym. Od lat 80. XX wieku opisywane generatory wirów pojawiają się pod różnymi nazwami, takimi jak: generatory wirów warstwy granicznej (ang. *subboundary layer vortex generator*, SBVG [44]), zanurzone generatory wirów (ang. *submerged vortex generator* [45]), niskoprofilowe generatory wirów (ang. *low-profile vortex generator* [46]) oraz mikro generatory wirów (ang. *micro vortex generator* [47]). Główną różnicą pomiędzy wspomnianymi typami generatorów wirów, SBVG oraz VG jest ich wysokość. W zasadzie deficyt prędkości w turbulentnej warstwie przyściennej jest dominujący w pobliżu ścianki w obrębie ok. 20% grubości warstwy przyściennej. W tym obszarze niekorzystny gradient ciśnienia zewnętrznego

sprawia, że prędkość przepływu spada co sprzyja separacji przepływu. Pomimo faktu, że oba generatory (SBVG oraz VG) działają w oparciu o podobny mechanizm, czyli generowanie wirów współprądowych, występują pomiędzy nimi pewne różnice. Mikrogeneratory wirów wytwarzają większy gradient prędkości w pobliżu ściany. Generatory wirów (VG) zapewniają kontrolowanie warstwy przyściennej poprzez wprowadzanie dodatkowego, możliwego do zaakceptowania oporu. Użycie mikrogeneratorów wirów powoduje powstawanie struktur wirowych podążających w dół przepływu wzdłuż ściany, powodując mieszanie dolnych warstw w warstwie przyściennej. Powoduje to powstawanie pewnego oporu w porównaniu z przypadkiem gładkiej ściany, jednak jest to opór mniejszy niż ten generowany przez generatory wirów (VG). Lin [47,48] wykorzystał mikrogeneratory wirów w badaniach eksperymentalnych płata składającego się z ruchomych części (kłap) w konfiguracji odpowiadającej momentowi lądowania (kłapy wysunięte). Autor pokazał, że generatory wirów o rozmiarach odpowiadających 0,18% długości cięciwy są w stanie efektywnie zredukować oderwanie warstwy przyściennej powstające na kłapie, co prowadzi do zmniejszenia oporów przepływu oraz wzrostu siły nośnej dla danych kątów natarcia. Należy wspomnieć, że mikrogeneratory wirów użyte w eksperymencie w warunkach przelotowych samolotu są schowane (kłapa jest złożona) i nie generują dodatkowych oporów przepływu, co schematycznie przedstawione zostało na rys. 1.12.

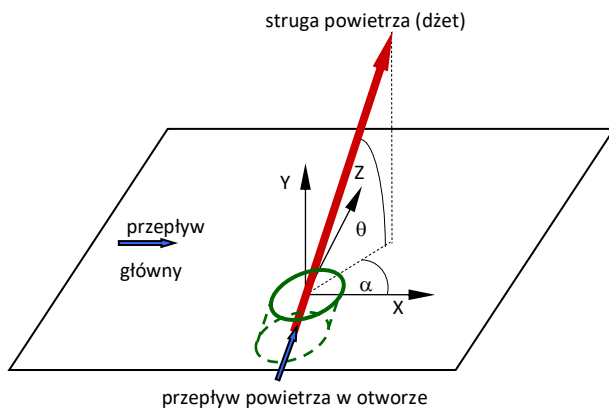


Rys. 1.12. Konfiguracja dla warunków przelotowych (góra) oraz dla wysuniętych kłap z generatorami (dół) [47]

Mikrogeneratory wirów użyte w eksperymencie miały kształt trapezoidalnych blaszek i zostały umieszczone w 25% długości cięciwy kłapy. Warunki przepływowe odpowiadały liczbie Macha  $M = 0,2$  oraz liczbie Reynoldsa  $Re = 5 \times 10^6$ . Powstające przeciwbieżne struktury wirów spowodowały wzrost siły nośnej o 10%, zmniejszenie oporów przepływu o 40% oraz o około 80% zwiększyły stosunek współczynników siły nośnej do oporu.

## 1.7. Strumieniowe generatory wirów

Alternatywnym rozwiązaniem w stosunku do stałych generatorów wirów są generatory strumieniowe (ang. *air jet vortex generator*, (A)JVVG). Dostarczenie powietrza, poprzez umieszczone w ścianie pod określonymi kątami w stosunku do przepływu głównego otwory, generuje wiry wzdłużne. Generatory wirów typu AJVG przeważnie składają się szeregu małych otworków w powierzchni, które mogą być zasilane są przez źródło sprężonego powietrza, przy czym wiry podłużne powstają w wyniku interakcji strumienia wydobywającego się z każdego z otworków z przepływem nad ścianą. Otwory nachylone są pod kątem  $\alpha$  w stosunku do kierunku przepływu strumienia głównego oraz pod kątem  $\theta$  w stosunku do stycznej do powierzchni ściany. Schemat generatora AJVG przedstawiony jest na rys.1 13.



Rys. 1.13. Schemat generatora strumieniowego – *air jet vortex generator* [49]

Powietrze może być doprowadzane z zewnętrznego systemu lub pobierane bezpośrednio z przepływu ze strony ciśnieniowej profilu. O drugim przypadku można mówić jako o metodzie pasywnej, ponieważ do jej funkcjonowania nie jest potrzebne żadne zewnętrzne źródło energii. Otwory w ścianie mogą być ustawione pod tymi samymi kątami, w takim przypadku wszystkie powstające struktury wirów są współobrotowe, natomiast w przypadku gdy pary otworów są ustawione symetrycznie (takie same kąty lecz skierowane w przeciwnych kierunkach), powstające sąsiednie wiry wirują w przeciwnych kierunkach. Choć pierwsze publikacje odnoszące się do wykorzystywania strumieniowych generatorów wirów do kontrolowania przepływu pojawiły się w połowie XX wieku, początkowo zainteresowanie tą metodą było niewielkie ze względu na mniejszą wydajność w porównaniu z innymi metodami. W latach 90. XX wieku zainteresowanie omawianą metodą powróciło. Opublikowano wiele badań eksperymentalnych oraz numerycznych odnoszących się do doboru optymalnych parametrów strumieniowych generatorów wirów: kątów nachylenia, kierunków pochylenia (wydmuchu) [49–51], kształtu oraz średnicy otworów [52], wpływu generowanego

profilu prędkości strugi na generowany wir [52]. Prince [54,55] badał eksperymentalnie oraz numerycznie efektywność pasywnego oraz aktywnego wydmuchu powietrza na profilach NACA 23012 oraz NACA 632-217. Wyniki porównania obu metod wykazały, że aktywny wydmuch jest bardziej efektywny w porównaniu z pasywnym tylko dla wyższych kątów natarcia. Należy pamiętać, że w przypadku pasywnego wydmuchu bardzo ważną rolę spełnia różnica ciśnień, pomiędzy wlotem a wylotem z generatora, która odpowiada za generowanie przepływu przez otwór. Kolejną cechą charakterystyczną pasywnych strumieniowych generatorów wirów jest fakt, że pozostają nieaktywne dla małych prędkości przepływu, a swoją rolę zaczynają spełniać przy wyższych prędkościach ze względu na powstającą różnicę ciśnień po obu stronach profilu. Badania wykazują, że konwencjonalne, stałe generatory wirów mogą z powodzeniem zostać zastąpione strumieniowymi do kontrolowania warstwy przyściennej wykorzystując łatwość kontroli połączoną z minimalnym wzrostem oporu [54]. Z drugiej strony, złożoność instalacji zasilającej w powietrze AJVG w porównaniu z prostotą rozwiązań stałych generatorów ogranicza ich zakres użycia przy czym określenie optymalnych parametrów pracy wymaga dokładnych badań, ponieważ efektywność AJVG zależy od doboru wielu parametrów, między innymi: kątów pochylenia  $\alpha$  oraz  $\theta$ , masowego natężenia przepływu, zależności średnicy otworu od grubości warstwy przyściennej, liczby Reynoldsa, prędkości wypływu strugi.

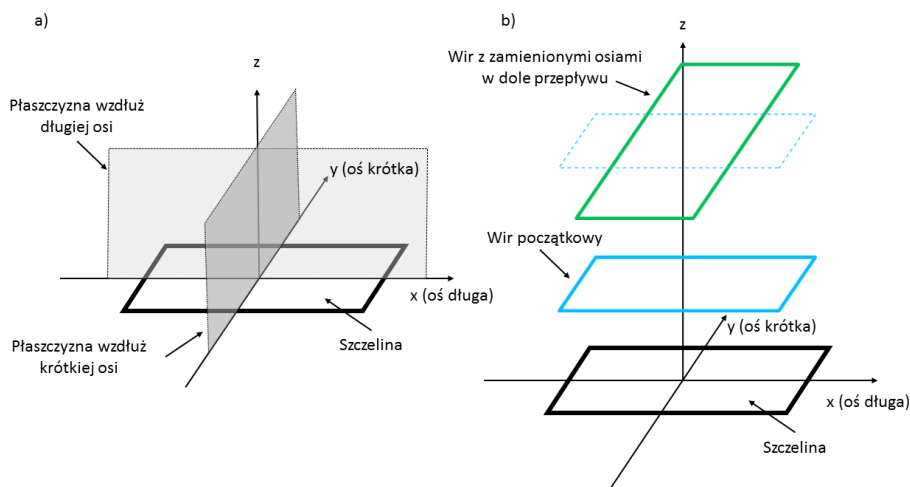
## 1.8. Generatory syntetycznych dżetów – pulsacyjny wydmuch powietrza

Możliwość zmiany parametrów przepływu na dużą skalę przy jednoczesnym niskim nakładzie energii dostarczanej do systemu kontrolowania przepływu jest bardzo obiecująca, dlatego należy poświęcić więcej uwagi metodzie, która to umożliwia – generatorom syntetycznych dżetów (ang. *synthetic jet actuator*). W mechanice płynów syntetyczny dżet jest przepływem powstającym poprzez naprzemienne odsysanie oraz wydmuch płynu przez otwór lub szczelinę znajdujące się w ścianie komory. Najczęściej w tym celu wykorzystuje się aktuatory elektromagnetyczne, piezoelektryczne lub mechaniczne MEMS (ang. *microelectromechanical system*), które generują okresowe oscylacje membrany stanowiącej jedną ze ścian komory, w której się znajduje. Ruch harmoniczny może być generowany jako odpowiedź układu na zadane napięcie, jak ma to miejsce w przypadku aktuatorów piezoelektrycznych. Dostarczenie energii pod postacią prądu przemiennego powoduje odkształcenie membrany z materiałem piezoelektrycznym, co powoduje zmianę objętości komory. Odkształceniu membrany w kierunku na zewnątrz komory odpowiada faza zasysania powietrza z zewnątrz przez otwór lub szczelinę na skutek spadku ciśnienia w komorze. Natomiast odkształceniu membrany do środka komory odpowiada faza wydmuchu powietrza na zewnątrz w wyniku wzrostu ciśnienia w komorze. Ze względu na charakter zjawiska, fazę zasysania oraz fazę wydmuchu przez ten sam otwór bądź szczelinę, śred-

nie masowe natężenie przepływu powinno wynosić teoretycznie zero, stąd też zamienna nazwa generatorów syntetycznych dżetów (ang. *zero-net-mass-flux generator*, ZNMF) – „generator zerowego strumienia masy netto”.

### 1.8.1. Dobór optymalnych parametrów – proporcje geometryczne

W przypadku użycia generatorów z otworem w kształcie szczeliny, bardzo dużą rolę odgrywa poprawne dobranie proporcji geometrycznych – szerokości oraz długości szczeliny. W początkowej fazie wydmuchu generowany w szczelinie pierścień wirowy przekrojem odwzorowuje przybliżony kształt otworu. W miarę oddalania się wiru od szczeliny, przekrój kurczy się w kierunku długiej osi jednocześnie rozszerzając w kierunku osi krótkiej (schematycznie przedstawione na rys. 1.14). Zjawisko to nazywane jest „zamianą osi” ze względu na fakt, iż lokalizacje krótkich i długich osi zmieniają się w pewnej odległości w dół przepływu od szczeliny. Zamianą osi uznaje się za główny mechanizm odpowiedzialny za wzmacnianie mieszania w przypadku wydmuchu ciągłego ze szczeliny [62] oraz syntetycznych dżetów z wykorzystaniem szczelin [65–67]. Wyniki badań pokazują natomiast, iż zmiana proporcji szczeliny może wpływać na zjawisko zamiany osi, tym samym wpływając na prędkość generowanego strumienia.



Rys. 1.14. Konfiguracja szczeliny a) z płaszczyznami odniesienia oraz b) schemat zamiany osi w generowanym wirze

W badaniach eksperymentalnych przedstawionych w pracy [63] autorzy porównują generatory ze szczelinami o współczynnikach proporcji, czyli stosunku długości osi długiej do krótkiej, (ang. *aspect ratio*, AR)  $AR = 1, 5, 10$  oraz  $16$ , podczas gdy geometria komory oraz pole powierzchni szczeliny pozostawały stałe. Wyniki badań pokazują, iż wzrost współczynnika proporcji sprawia, że zjawisko zmiany osi jest bardziej zauważalne oraz zanotowano zwiększenie prędkości wylotowej generowanego strumienia dla stałej amplitudy drgań membrany. Autorzy stwierdzają, iż zachowanie stałego pola powierzchni szczeliny wraz ze

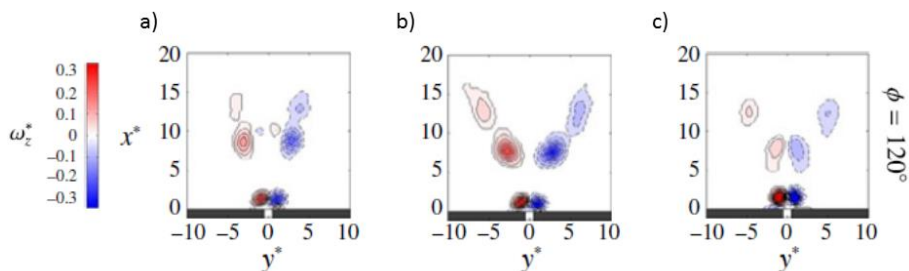
wzrostem współczynnika proporcji sprawia, że warstwa przyścienna wzdłuż krawędzi szczeliny zajmuje coraz większą część kanału, co powoduje wzrost prędkości generowanego strumienia. Strukturom wirowym generowanym w szczelinach o wyższych współczynnikach proporcji towarzyszy intensywniejszy proces przegrupowania wirów do stabilnej struktury osiowosymetrycznej, w następstwie którego szybkość zaniku prędkości dżetu wzrasta.

Badania generatora syntetycznych dżetów o współczynnikach proporcji wynoszących  $AR = 7,14; 14,29; 21,43; 28,57; 42,86$  oraz  $78,57$  przedstawili w swojej pracy Kim oraz Garry [64]. W każdym badanym przypadku zmienna była tylko długość szczeliny, szerokość wynosiła za każdym razem  $0,28$  mm. Częstotliwości wymuszające drgania membrany odpowiadały częstotliwościom rezonansowym komory dla każdego przypadku w celu zwiększenia prędkości wylotowej dżetu. Autorzy zauważają, iż w przebadanym zakresie  $AR$ , wzrost współczynnika proporcji z  $AR = 7,14$  do  $AR = 14,29$  powoduje początkowo nieznaczny spadek prędkości dżetu (odpowiednio z ok.  $6,4$  m/s do  $6$  m/s), natomiast dla  $AR = 21,43$  zmierzona prędkość osiąga maksymalną wartość (ok.  $6,8$  m/s). Dalsze zwiększanie  $AR$  powoduje stopniowy spadek prędkości aż do ok.  $2$  m/s dla  $AR = 78,57$ . Powyższe badania pokazują, że zmieniając parametry szczeliny możliwe jest wyznaczenie optymalnej geometrii, przy której prędkość dżetu osiągnie maksymalną wartość.

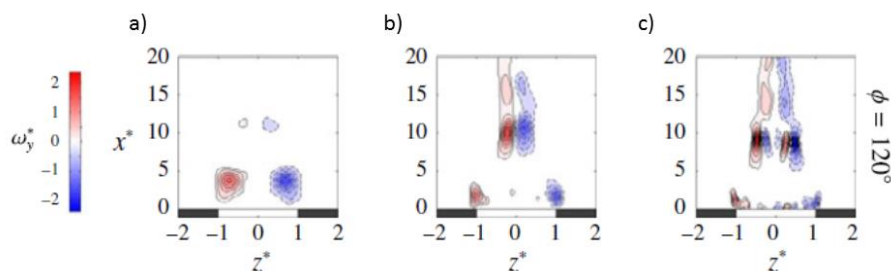
W pracy Van Burena [65] przeprowadzono badania eksperymentalne nad generatorem SJ w celu zbadania wpływu parametrów geometrycznych szczeliny na powstające struktury wirowe. Autorzy wykorzystali szczeliny:

- o stosunku długości do szerokości odpowiednio  $AR = 6, 12$  i  $18$ ; oraz
- o głębokości szczeliny odpowiednio  $h = 2, 4$ , i  $6$  mm.

Wyniki pomiarów pól prędkości metodą anemometrii obrazowej PIV (ang. *particle image velocimetry*) ukazują powstające struktury wirowe w płaszczyznach w poprzek (rys. 1.15) oraz wzdłuż (rys. 1.16) szczeliny o głębokości  $6$  mm. Wielkości oznaczone gwiazdką ( $x^*$ ,  $y^*$ ,  $z^*$ ) oznaczają bezwymiarową długość znormalizowaną względem szerokości szczeliny  $h_0$ :  $x^* = x/h_0$ ,  $y^* = y/h_0$ ,  $z^* = z/h_0$ . Wielkości  $\omega_y^*$  oraz  $\omega_z^*$  oznaczają bezwymiarową wirowość znormalizowaną w stosunku do prędkości średniej  $U_0$  w szczelinie o szerokości  $h_0$ :  $\omega_y^* = \omega_y h_0 / U_0$ ,  $\omega_z^* = \omega_z h_0 / U_0$ .



Rys. 1.15. Uśredniona wirowość w kierunku wzdłuż szczeliny dla a)  $AR = 6$ , b)  $AR = 12$ , c)  $AR = 18$  (faza wydmuchu  $\phi = 120^\circ$ ) [65]



Rys. 1.16. Uśredniona wirowość w kierunku w poprzek szczeliny dla a)  $AR = 6$ , b)  $AR = 12$ , c)  $AR = 18$  (faza wydmuchu  $\phi = 120^\circ$ ) [65]

Kontury wirowości zarówno na rys. 1.15, jak i na rys. 1.16 zostały przedstawione dla fazy wydmuchu, dla której kąt fazowy (odkształcenia membrany)  $\phi$  wynosi  $120^\circ$ .

Dla każdego przypadku widoczne są struktury wirowe generowane na krawędzi szczeliny. Para wirów oddala się od szczeliny a następnie ulega dyssypacji. W płaszczyźnie w poprzek szczeliny rdzenie wirów odchylają się od osi szczeliny, natomiast w płaszczyźnie wzdłuż szczeliny, rdzenie wirów zbliżają się ku osi szczeliny. Autorzy zauważyli, że najwyższą prędkość, zarówno w płaszczyźnie wzdłuż, jak i w poprzek szczeliny, uzyskali dla aktuatora o  $AR = 12$ . Zanotowali, że w przypadku szczeliny o  $AR = 12$  powstające wiry są na tyle daleko od siebie, że nie powodują spowolnienia przepływu, zarazem nie są oddalone na tyle aby wytworzyły się struktury wtórne, mogące zmniejszyć prędkość strumienia. Autorzy stwierdzają również, że wraz ze wzrostem współczynnika proporcji szczeliny wielkość wirów generowanych na krawędzi (w płaszczyźnie wzdłuż szczeliny) maleje, a ich siła rośnie. Natomiast w płaszczyźnie w poprzek szczeliny zmiana współczynnika wydłużenia zasadniczo nie ma wpływu na struktury wirowe.

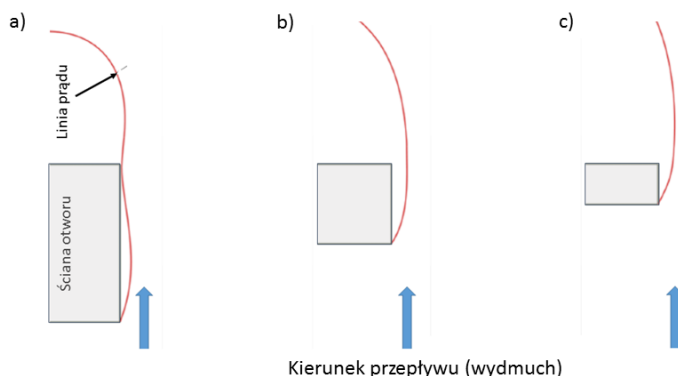
### 1.8.2. Dobór optymalnych parametrów – kształt otworu/szczeliny

Garcillan [66] przebadiał eksperymentalnie wpływ geometrii otworu na powstające struktury wirowe. Autorzy przeprowadzili badania metodą PIV dla trzech geometrii otworu: okrągłego, kwadratowego oraz prostokątnego. Dodatkowo generator z prostokątną szczeliną przebadano dla trzech współczynników proporcji  $AR = 5, 10$  oraz  $16$ . Wyniki badań pokazały, iż wraz ze wzrostem współczynnika proporcji maksymalna prędkość dżetu spada. W odległości dwóch średnic od otworu prędkość dżetu wynosiła odpowiednio 65%, 54% oraz 33% prędkości maksymalnej dla szczelin o  $AR = 5, 10$  oraz  $16$ . W przypadku otworu okrągłego prędkość spadała do poziomu 67% wartości maksymalnej. Przeprowadzone badania wykazują, że otwór prostokątny wykazuje większą szybkość zaniku prędkości osiowej niż otwór kołowy co jest konsekwencją przełączania osi struktur wirowych powstających w prostokątnym otworze. Również w badaniach Liran Orena [67] przeprowadzono analizę doboru optymalnego kształtu otworu generatora

syntetycznych dżetów użytego w celu intensyfikacji wymiany ciepła. Wykorzystano szczeliny: okrągłą o średnicy 3,8 mm, prostokątną o  $AR = 3,7$  (krótszy bok 1,7 mm), kwadratową o boku 3,3 mm oraz trójkątną o wysokości 4,7 mm. W każdym z badanych przypadków geometria komory oraz głębokość były stałe a pole powierzchni szczeliny było w przybliżeniu równe  $11 \text{ mm}^2$ . Generator składał się z membrany o średnicy 50 mm. Dla każdej geometrii szczeliny częstotliwość wymuszająca odpowiadała częstotliwości rezonansowej komory. Wyniki badań wskazują, iż prędkości generowanego dżetu w szczelinie okrągłej są wyższe od tych osiąganych w pozostałych geometriach. Stwierdzono ponadto, że w generatorze SJ z okrągłym otworem spadek prędkości w osi dżetu jest niższy niż w pozostałych przypadkach, co potwierdza wcześniejsze prace nad zjawiskiem zamiany osi [65,66].

### 1.8.3. Dobór optymalnych parametrów – rozmiary otworu oraz komory

Jednym z parametrów generatora SJ wpływających na powstawanie struktur wirowych jest głębokość otworu, przez który jest zasysane oraz wydmuchiwane powietrze. Jabbał w pracy [68] przedstawia badania eksperymentalne wpływu głębokości otworu na przepływ w generatorze. Badania przeprowadzono dla głębokości otworu  $h = 1,25; 2,5; 5$  oraz  $10 \text{ mm}$  co wynosiło odpowiednio  $0,25d; 0,5d; 1d$  oraz  $2d$  (gdzie  $d$  oznacza średnicę otworu). Wyniki badań wykazały, że wzrost stosunku głębokości otworu do jego średnicy ( $h/d$ ) z  $0,25$  do  $0,5$  powoduje wzrost maksymalnej prędkości dżetu, natomiast dalsze zwiększanie stosunku  $h/d$  do  $1$  oraz  $2$  skutkuje spadkiem prędkości dżetu. Autorzy wykazali, iż prędkość dżetu na wylocie z otworu zostaje ograniczona przez oderwanie przepływu generowane na krawędzi dolnej otworu. Przepływ w przypadku  $h/d > 1$  po oderwaniu się od ścianki przylega do niej ponownie przed opuszczeniem kanału. W tym przypadku maksymalna prędkość przepływu przypada na obszar wewnątrz kanału, gdzie powstaje tzw. *vena contracta* – maksymalne przewężenie strugi. Przepływ w tym obszarze ma najmniejsze pole przekroju natomiast prędkość przyjmuje wartości maksymalne (rys. 1.17a).



Rys. 1.17. Graniczna linia prądu w otworze dla a)  $h/d = 1$ , b)  $h/d = 0,5$  oraz c)  $h/d = 0,25$  [68]

W przypadku  $h/d = 0,5$  przepływ nie ma możliwości ponownego przylgnięcia do ścianki otworu i obszar przepływu o maksymalnej prędkości występuje poza otworem. Dla przypadku o stosunku  $h/d = 0,25$ , gdzie głębokość otworu jest o wiele mniejsza niż jego średnica, efekt przewężenia strugi nie wpływa znacząco na maksymalną prędkość dżetu. Schematyczne przedstawienie granicznej linii prądu w kanale o stosunku  $h/d$  wynoszącym odpowiednio 1; 0,5 oraz 0,25 podczas fazy wydmuchu przedstawia rys. 1.17.

W pracy Jain [69] autorzy przedstawiają wyniki symulacji numerycznych wpływu geometrii otworu generatora SJ na pole przepływu. Wykorzystano otwory o głębokości 0,5 mm, 1,5 mm, 2,5 mm oraz 3 mm, co odpowiadało odpowiednio 0,17; 0,5; 0,83 oraz  $1d$ , gdzie  $d$  jest średnicą otworu. Wyniki symulacji pokazały, iż zwiększenie  $h/d$  z 0,17 do 0,5 powoduje wzrost maksymalnej prędkości dżetu podczas fazy wydmuchu, natomiast dalsze zwiększanie stosunku  $h/d$  powodowało spadek prędkości dżetu aż do osiągnięcia wartości minimalnej dla  $h/d = 1$ . Otrzymane wyniki symulacji potwierdzają wcześniejsze wyniki badań eksperymentalnych przedstawionych w pracy Jabbala [68], które sugerują istnienie optymalnej głębokości otworu dla danej konfiguracji generatora, w której prędkość dżetu osiąga wartości maksymalne.

W pracy Mallinsona [70] przedstawiono badania numeryczne oraz eksperymentalne wpływu wysokości komory na prędkość generowaną w aktuatorze. Autorzy wykorzystali generator o średnicy 36,8 mm, a głębokość otworu wynosiła 1,65 mm. Badania przeprowadzono dla czterech średnic otworu ( $D = 0,5$  mm, 0,75 mm, 1,0 mm oraz 2 mm) oraz dla dwóch wysokości komory  $H_1 = 1,35$  mm oraz  $H_2 = 2,85$  mm. Porównywano maksymalną średnią prędkość w osi dżetu na wysokości 1 mm nad otworem w funkcji stosunku średnicy otworu do wysokości komory. Wyniki pomiarów wykazały, iż maksymalne średnie prędkości dżetu były niższe dla przypadków komory o wysokości  $H_2$  w porównaniu z komorą o wysokości  $H_1$ . Autorzy wyjaśniają, iż w przypadku zwiększenia wysokości komory, a co za tym idzie, zwiększeniem objętości generatora, stosunek amplitudy odkształcenia membrany do objętości komory maleje, co wpływa na obniżenie prędkości wylotowej ze szczeliny.

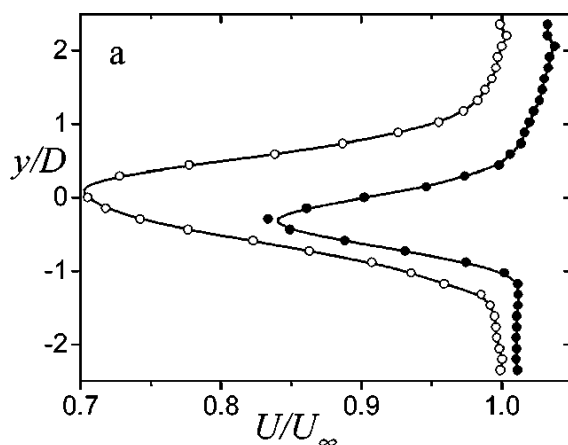
Również w pracy Mane [71] przedstawiono wyniki badań, zarówno numerycznych, jak i eksperymentalnych, wpływu parametrów geometrycznych komory na prędkość dżetu. Autorzy wykorzystali dwie kompozytowe membrany piezoelektryczne typu Bimorph oraz Thunder, różniące się budową (ilością warstw). Generator miał dwie wysokości:  $H_1 = 5,5$  mm oraz  $H_2 = 9,95$  mm. Wyniki badań wskazują, iż bez względu na rodzaj użytej membrany, zmiana wysokości komory z większej  $H_2$  do mniejszej  $H_1$  powoduje wzrost prędkości generowanej na wylocie z komory. Wyższe prędkości wylotowe z generatora o mniejszej objętości mogą być skutkiem braku miejsc wewnątrz komory, w których mogłyby się rozwijać struktury wirowe lub pojawiać się gradienty ciśnienia zmniejszające wpływ z otworu. W przypadku użycia większych komór może dochodzić do sytuacji, w której część powietrza w komorze nie bierze udziału w fazie wydmuchu oraz zasysania.

Symulacje numeryczne przedstawione w pracy Rizzetta [72], skupiające się na wpływie wysokości komory na prędkość dżetu, potwierdzają przytoczone powyżej badania. Przeprowadzono symulacje dla dwóch wysokości komory  $H_1 = 2$  mm oraz  $H_2 = 10$  mm, przy stałej wartości amplitudy drgań membrany oraz szczelinie o szerokości 0,5 mm i długości 15 mm. Częstotliwość wymuszająca była stała i wynosiła 1000 Hz. Wyniki badań numerycznych wykazały, iż przy tej samej amplitudzie drgań wyższe prędkości dżetu osiągane są w przypadku komory o wysokości  $H_1$ . Dodatkowo autorzy stwierdzili, iż w przypadku niższej komory struktury wirowe generowane na wylocie z aktuatora posiadają większą wirowość.

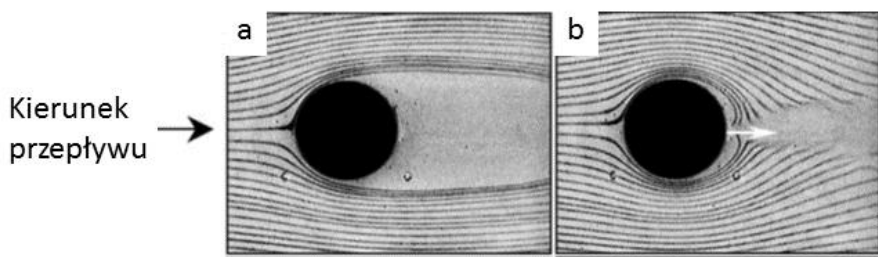
#### 1.8.4. Wybrane badania eksperymentalne oraz numeryczne – generatory syntetycznych dżetów

Początki badań nad metodą generowania syntetycznych dżetów sięgają lat 50. XX wieku. W swojej pracy Ingard oraz Labate [73] wykorzystali fale stojące w akustycznie napędzanej okrągłej rurze do wytworzenia oscylującego pola prędkości w pobliżu płyty domykającej rurę. W wyniku badań zaobserwowali powstawanie ciągu struktur (pierścieni) wirowych generowanych z otworu mieszczącego się w płycie na skutek zasysania oraz wydmuchu powietrza. Natomiast w pracy Mednikova [74] autorzy wywoływali oscylacje o niskiej częstotliwości (10÷100 Hz) w stożkowej rurze napędzanej mechanizmem tłokowym. Na końcu rezonującej rurki odnotowali powstawanie strumienia o średnim masowym natężeniu przepływu bliskim zeru, natomiast o prędkości maksymalnej dochodzącej do 17 m/s. W późniejszych latach generatory SJ zostały z powodzeniem wykorzystane jako efektywne narzędzie do kontrolowania przepływu w wielu badaniach eksperymentalnych [70,75–81] oraz numerycznych [57,72,82–86]. Omawiane aktuatory znalazły zastosowanie m.in. w kontrolowaniu odchylenia strumienia powietrza (ang. *jet vectoring*) [87–89], modyfikacji charakterystyk aerodynamicznych profili lotniczych oraz aktywnej kontroli strefy oderwania [90–99], małych bezzałogowych statków powietrznych [100,101], a nawet do zwiększania wydajności układów chłodzenia układów elektronicznych [102,103].

Generator SJ został użyty jako urządzenie do kontrolowania oderwania warstwy przyściennej na powierzchni cylindrycznej przez Amitaya [104]. Badania eksperymentalne przeprowadzono dla liczb Reynoldsa do 131000, stanowisko badawcze umożliwiała obrót cylindra z aktuatorami przez co istniała możliwość zmiany kąta ( $\gamma$ ) pomiędzy generowanymi dżetami a przepływem głównym w zakresie  $\gamma = 0^\circ$ – $180^\circ$ . Wyniki badań wykazały, że opór przepływu może zostać zmniejszony nawet o 30% wykorzystując generatory SJ poprzez zmodyfikowanie struktury przepływu dookoła walca, co wpłynęło na zmniejszenie śladu spływowego za walcem. Znormalizowany rozkład prędkości w śladzie spływowym dla przypadku bez kontroli oraz z zastosowaniem syntetycznych dżetów w celu kontroli przepływu przedstawia rys. 1.18. Wizualizacja opływu modelu dla przypadku bez aktuatorów oraz z zastosowaniem syntetycznych dżetów dla kąta pomiędzy przepływem głównym a generowanymi dżetami  $\gamma = 180^\circ$  przedstawia rys. 1.19. Zauważalna jest bardzo mocna modyfikacja linii prądu, strefa oderwania została znacznie zredukowana zmniejszając tym samym opory przepływu.

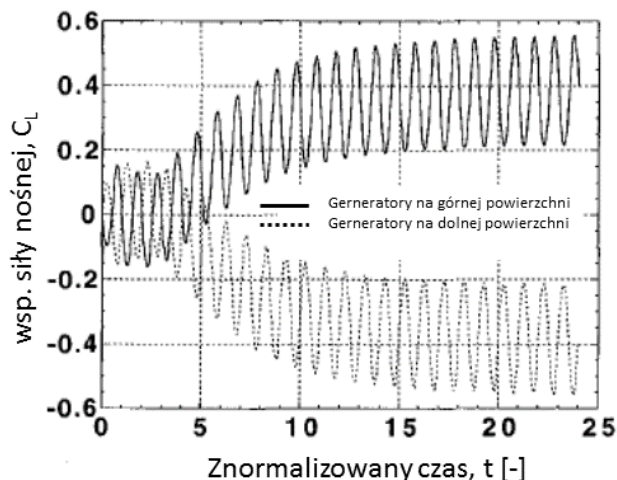


Rys. 1.18. Ślad splotowy, przypadek bez kontroli ( $\circ$ ), z kontrolą przepływu ( $\bullet$ ) [105]



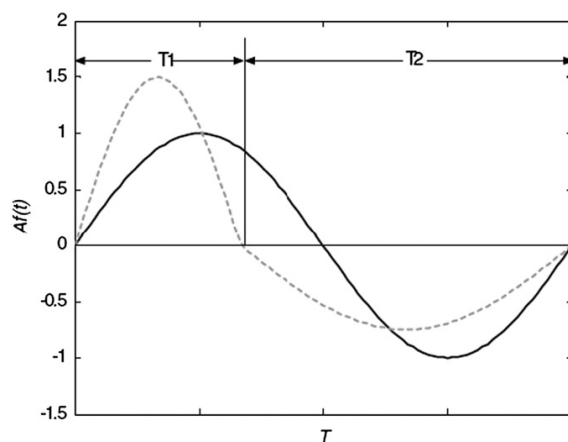
Rys. 1.19. Wizualizacja opływu walca a) bez aktuatorów, b) z użyciem SJ ( $\gamma = 180^\circ$ ) [105]

W pracy Hassana [106,107] przeprowadzono numeryczną analizę wpływu generatorów SJ na wzrost generowanej siły nośnej na profilu NACA 0012 dla prędkości powietrza niezaburzonego odpowiadającej liczbie Macha  $M = 0,6$  oraz liczbie Reynoldsa  $Re = 3 \times 10^6$ . Prędkości uzyskiwane w generatorze odpowiadały liczbie Macha  $M = 0,05; 0,1$  oraz  $0,2$ . W pracy przedstawiona została ciekawa koncepcja poprawy charakterystyki aerodynamicznej płata poprzez zastosowanie generatorów nie tylko na stronie ssącej lecz również na stronie ciśnieniowej profilu. Symulacje zostały przeprowadzone dla kąta natarcia  $\alpha = 0^\circ$ . Generatory umieszczone były na profilu pomiędzy  $x/c = 0,13$  oraz  $x/c = 0,23$ . W badanej konfiguracji zwiększenie współczynnika siły nośnej uzyskano dla przypadku umieszczenia aktuatorów po stronie ciśnieniowej. Porównanie wpływu obu przypadków na wartość współczynnika siły nośnej przedstawia rys. 1.20. Autorzy wykazali, że stanny dobór amplitudy drgań oraz częstotliwości oscylacji zwiększa siłę nośną. Wykazano również, że wraz ze wzrostem prędkości generowanego strumienia SJ, opór zmniejsza się a siła nośna wzrasta.



Rys. 1.20. Współczynnik siły nośnej w funkcji znormalizowanego czasu [106]

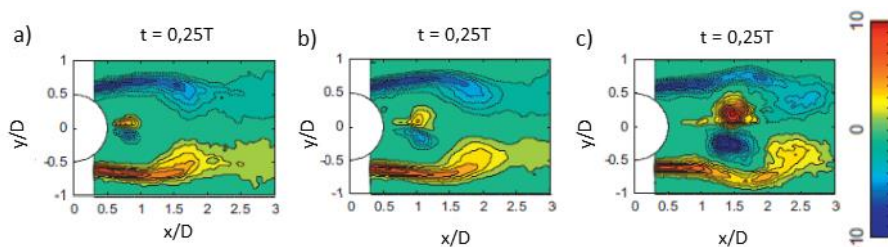
Również Feng oraz Wang [108] wykorzystali w symulacjach numerycznych generator SJ do kontrolowania oderwania przy opływie walca. Autorzy zaproponowali wymuszenie drgań materiału piezoelektrycznego poprzez zmodyfikowany sygnał sinusoidalny. Modyfikacja wymuszenia polegała na odpowiednio wydłużeniu lub skróceniu czasu wydmuchu przy zachowaniu tego samego okresu dla całego cyklu (rys. 1.21). Wprowadzono parametr  $k = T_2/T_1$  – czyli stosunek czasu zasysania do czasu wydmuchu.



Rys. 1.21. Interpretacja graficzna parametru  $k$  [108]

Generator SJ umieszczono w pobliżu punktu stagnacji po stronie tylnej walca patrząc od strony przepływu. Kontury uśrednionej wirowości wzdłużnej podczas fazy wydmuchu dla różnych wartości parametru  $k$  oraz  $Re = 950$  przedstawione

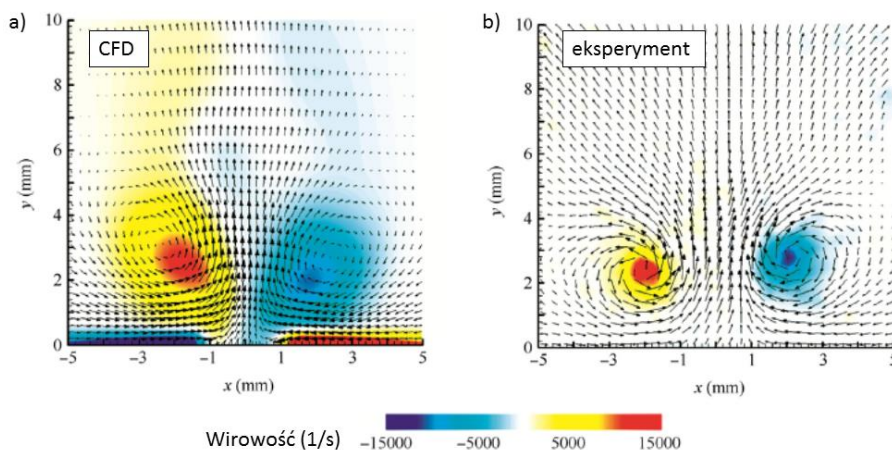
są na rys. 1.22. Wzrost wartości parametru  $k$  powyżej 1 powoduje zwiększenie intensywności powstających struktur wirowych (rys. 1.22c), natomiast wartości parametru  $k$  niższe niż 1 generują struktury wirowe o mniejszej intensywności (rys. 1.22a) w porównaniu z przypadkiem podstawowym, o takim samym czasie wydmuchu, jak i zasysania, czyli  $k = 1$  (rys. 1.22b).



Rys. 1.22. Kontury uśrednionej wirowości wzdłużnej (faza wydmuchu  $Re = 950$ ) dla a)  $k = 0,25$ , b)  $k = 1,0$  oraz c)  $k = 4,0$  [108]

Uzyskane wyniki symulacji z zastosowaniem zmodyfikowanego czasu wydmuchu pokazują, iż metoda ta może znaleźć zastosowanie w kontrolowaniu oderwania warstwy przyściennej dla różnych warunków przepływowych. W przypadku, gdy istnieje potrzeba kontrolowania silnego oderwania można zastosować krótszy czas wydmuchu generując struktury wirowe o większej intensywności.

Symulacje numeryczne oraz badania eksperymentalne generatora SJ z membraną pionową zostały zaprezentowane w pracy Xionga [109]. Autorzy proponują wykorzystanie aktuatora w celu poprawy procesu mieszania paliwa z powietrzem. Bazując na maksymalnej wirowości oraz prędkości uzyskiwanej podczas wydmuchu powietrza z komory przedstawiony został dobór optymalnych wymiarów geometrycznych szczeliny (szerokość, głębokość) oraz komory generatora (szerokość), który z powodzeniem może zostać zaadaptowany do redukcji strefy oderwania. Średnica generatora była stała i wynosiła 50 mm. W oparciu o oprogramowanie Matlab autorzy wykonali analizę wpływu zmiany geometrii szczeliny oraz szerokości komory na maksymalną wirowość przepływu podczas wydmuchu. Parametry geometryczne szczeliny zmieniały się w zakresie: szerokość od 0,5 do 3 mm, głębokość od 2 do 5 mm, natomiast szerokość komory zmieniała się w zakresie od 3 do 9 mm. Wyniki wstępnej analizy wykazały, że maksymalną wirowość oraz prędkość wydmuchu uzyska się dla szczeliny o głębokości 4 mm, szerokości 3 mm oraz komory o szerokości 3 mm. Uzyskane wyniki zostały następnie użyte w symulacjach numerycznych CFD (ang. *computational fluid dynamics*) uwzględniających całą geometrię, łącznie z komorą generatora, w której znajduje się membrana. Odształcenie membrany symulowane zostało poprzez profil prędkości drgającej membrany zaaplikowany na ścianie z membraną. Generator z optymalnymi wymiarami został również przebadany eksperymentalnie. Porównanie wyników symulacji numerycznej CFD oraz pomiarów pola prędkości metodą PIV przedstawia rys. 1.23.



Rys. 1.23. Wyniki CFD (a) oraz badań eksperymentalnych (b) dla optymalnej geometrii aktuatora [109]

Autorzy uzyskali bardzo dobrą zgodność wyników symulacji w porównaniu z eksperymentem, błąd rzędu 2,8%. Przeprowadzone analizy wykazały, że uzyskanie maksymalnej wirowości oraz prędkości generowanego dżetu zależy w największym stopniu od szerokości szczeliny, następnie od szerokości komory a najmniejszy wpływ ma głębokość szczeliny. Przedstawiona przez autorów metoda znacznie przyspiesza proces projektowania oraz doboru optymalnych parametrów dla generatorów syntetycznych dżetów.

## 1.9. Podsumowanie

W celu poprawy własności aerodynamicznych wykorzystywanych jest wiele metod kontrolowania przepływu poprzez zmniejszanie oporów przepływu oraz redukcję strefy oderwania. Postęp technologiczny w dziedzinie aeronautyki przekłada się na adaptacje rozwiązań stosowanych m.in. w lotnictwie na inne dziedziny nauki oraz przemysłu. Przedstawione rozwiązania pozwalają na wysnucie następujących wniosków:

- Pojawienie się w przepływie strefy oderwania wpływa znacząco na pogorszenie się własności aerodynamicznych opływającego ciała, stąd wciąż rozwijane są istniejące metody kontrolowania przepływu oraz trwają badania nad nowymi metodami.
- Na dobór optymalnej metody kontrolowania przepływu w zależności od przypadku wpływa wiele czynników np. dostępność miejsca na zainstalowanie generatorów czy możliwość dostarczenia energii do ich zasilania.
- Modyfikacja krawędzi natarcia oraz krawędzi spływowej na skrzydłach samolotów pozwala na zwiększenie siły nośnej oraz na powiększenie powierzchni skrzydeł. System sprawdza się tylko w określonych warunkach – podczas startu oraz lądowania samolotu oraz wymaga skomplikowanego układu sterowania.

- W urządzeniach, gdzie występują stałe warunki przepływowe i pole przepływu nie zmienia się znacznie w czasie, użycie pasywnych rozwiązań w postaci stałych generatorów wirów w celu kontrolowania przepływu powinno być dobrym rozwiązaniem. W przypadku np. łopat turbin wiatrowych, kadłuba samolotu lub śmigłowca, skrzydeł samolotów – w przypadku stałej prędkości przepływu, generatory stałe są w stanie znacznie polepszyć warunki przepływowe.
- Zaletą generatorów stałych (blaszkowych, klapy Gurneya) jest prostota ich budowy. Generatory przymocowuje się do powierzchni i są gotowe do pracy, nie wymagają dostarczenia żadnej energii. Z drugiej strony, posiadają również pewne wady:
  - generują dodatkowy opór, a obecność generatora wpływa na lokalną dużą zmianę opływającego profilu;
  - brak możliwości sterowania w razie potrzeby (włączania oraz wyłączania) – urządzenie pasywne;
  - w przypadku awarii i oderwania od powierzchni mogą doprowadzić do uszkodzenia urządzeń.
- W celu zwiększenia siły nośnej wykorzystując metodę odsysania powietrza istnieje możliwość wyeliminowania strefy oderwania, odessania z przepływu przy ścianie płynu o niskiej prędkości oraz przesunięcia strefy oderwania ku krawędzi spływowej. Układ taki wymaga użycia systemu odprowadzającego odsysane powietrze – zastosowania pomp oraz kanałów odprowadzających odsysany czynnik.
- Użycie strumieniowych generatorów wirów pozwala na skuteczne kontrolowanie przepływu. W zależności od potrzeb można je włączać i wyłączać, a zasilane mogą być z obszaru wyższego ciśnienia, który w przypadku skrzydeł znajduje się na krawędzi natarcia.
- Wydmuch styczny z powierzchni ssącej profilu może zredukować strefę oderwania, a ulokowanie szczeliny do wydmuchu powietrza może być zarówno na krawędzi natarcia, na stronie ssącej profilu lub na krawędzi spływowej. Powietrze dostarczane do szczelin może być z dodatkowego układu sprężarki oraz kanałów dolotowych lub bezpośrednio z obszaru wyższego ciśnienia, tak jak w przypadku strumieniowych generatorów wirów.
- Za wykorzystaniem technologii plazmowej do celów kontrolowania przepływu przemawia prostota metody oraz możliwość pracy z dużymi częstotliwościami pozwalającą na kontrolowanie parametrów praktycznie w czasie rzeczywistym. Metoda ta nadaje się do użycia w przypadku pracy pod dużym obciążeniem, gdyż jest to metoda całkowicie elektryczna tj. pozbawiona części mechanicznych.
- Niski nakład energii dostarczanej do systemu oraz możliwość zmiany parametrów przepływu na dużą skalę sprawia, iż generatory syntetycznych dżetów są bardzo szeroko stosowaną metodą kontrolowania przepływu. Różnorodność możliwych do zastosowania rozwiązań w przypadku generatorów syntetycznych dżetów sprawia, iż metoda ta znajduje zastosowanie

w wielu dziedzinach – od kontrolowania oderwania warstwy przyściennej po poprawę warunków chłodzenia układów elektronicznych.

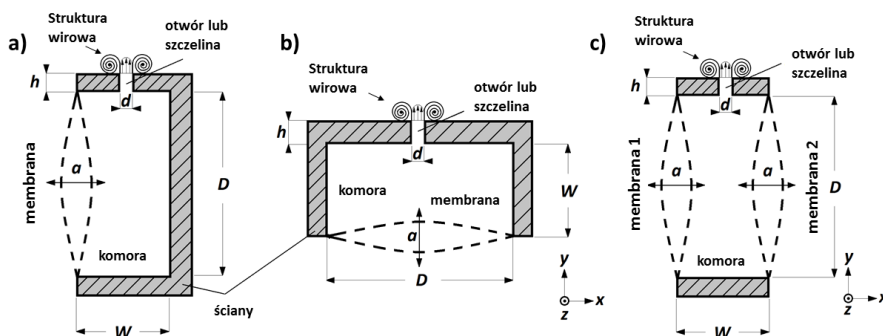
- Kolejną zaletą syntetycznych dżetów jest fakt, iż mogą one być używane w warunkach gdy występuje potrzeba kontrolowania przepływu jak ma to miejsce np. na skrzydłach samolotów podczas startu czy lądowania, na łopatach turbin wiatrowych lub na wirnikach śmigłowców. W momencie, gdy oderwanie przepływu nie występuje generatory mogą być wyłączane.
- Konstrukcja generatorów SJ sprawia, iż w momencie gdy nie są używane nie wprowadzają do przepływu dodatkowych zaburzeń jak ma to miejsce w przypadku np. klapy Gurneya lub stałych generatorów wirów (blaszkowych, prętowych).
- Kolejną zaletą generatorów syntetycznych dżetów jest możliwość kontrolowania prędkości powstających struktur wirowych w zależności od aktualnych potrzeb poprzez zmianę napięcia zasilającego lub częstotliwości wymuszającej drgania membrany.
- Użycie różnych geometrii generatorów SJ, czyli różnych średnic otworów, szerokości szczelin, głębokości komory, np. na łopacie turbiny wiatrowej, zwiększa zakres ich stosowności ze względu na możliwość uzyskiwania różnych prędkości przepływu przy tych samych rozmiarach membran. W zależności od panujących warunków kontrolowanie przepływu może odbywać się z wykorzystaniem określonej grupy generatorów.



## 2. Projekt generatora, stanowisko oraz metody pomiarowe

### 2.1. Projektowanie generatorów syntetycznych dżetów

Podczas projektowania generatorów syntetycznych dżetów należy zwrócić uwagę na szereg czynników mających wpływ na poprawne działanie urządzenia. Liczby kryterialne, dobór optymalnych parametrów geometrycznych, jak i mechanicznych aktuatorów został przedstawiony poniżej. Zasada powstawania struktur wirowych w generatorze syntetycznych dżetów oraz możliwe konfiguracje usytuowania membrany przedstawia rys. 2.1.



Rys. 2.1. Generator syntetycznych dżetów: a) membrana prostopadła do powierzchni, b) membrana równoległa do powierzchni, c) dwie membrany prostopadłe do powierzchni

Membrana w aktuatorze może być ustawiona w stosunku do powierzchni, w której znajduje się otwór lub szczelina, prostopadłe lub równoległe (rys. 2.1). W pierwszym przypadku istnieje możliwość zastosowania większej liczby membran (rys. 2.1c). Otwór, przez który powietrze jest zasysane oraz wydmuchiwane może przyjmować różne kształty, jednak najczęściej spotykane w literaturze są okrągły otwór oraz prostokątna szczelina.

W przypadku generatorów syntetycznych dżetów można wyznaczyć liczby opisujące kryterium powstawania silnych struktur wirowych w oparciu o parametry przepływowe oraz geometryczne aktuatora. W tym przypadku najczęściej używa się pojęcia „długość wydmuchu” (ang. *stroke length*,  $L_o$ ) oraz liczba Reynoldsa ( $Re$ ), które mogą być definiowane bazując na różnych parametrach. Generalnie długość wydmuchu definiowana jest jako długość wyrzuconej strugi płynu przez otwór w fazie wydmuchu i opisuje ją zależność

$$L_o = \bar{U}_w T, \quad (2.1)$$

gdzie:  $T$  – okres jednego cyklu aktuatora,  $\bar{U}_w$  – średnia prędkość wydmuchu.

Średnia prędkość wydmuchu wyznaczana jest z zależności

$$\bar{U}_w = \frac{1}{T} \int_0^{T/2} u_o(t) dt, \quad (2.2)$$

gdzie:  $u_o$  – uśredniona prędkość chwilowa wyznaczona na wylocie z aktuatora. Długość wydmuchu i liczba Reynoldsa wyznaczone w odniesieniu do średnicy otworu przyjmują odpowiednio następującą postać:

$$L\bar{U}_w = \frac{L_o}{d} = \frac{\bar{U}_w T}{d} = \frac{\bar{U}_w}{df}, \quad (2.3)$$

$$Re\bar{U}_w = \frac{\bar{U}_w d}{\vartheta}, \quad (2.4)$$

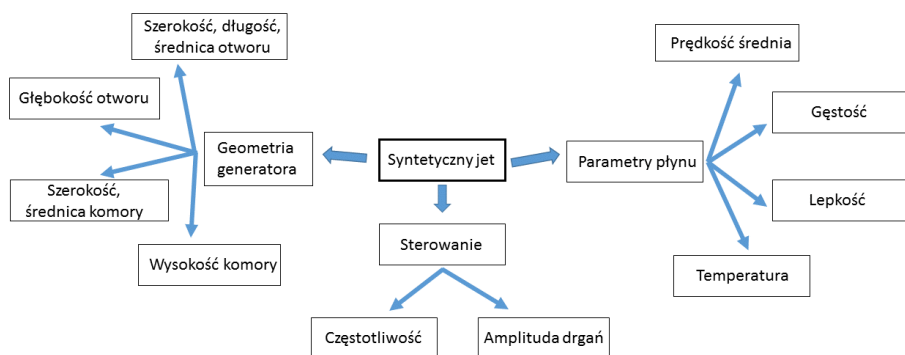
gdzie:  $d$  – średnica otworu,  $f$  – częstotliwość drgań membrany,  $\nu$  – lepkość kinematyczna płynu.

Utturkar [56] oraz Holman [57] zaproponowali używanie liczb podobieństwa, Stokesa ( $St$ ) oraz Strouhala ( $Sr$ ), jako parametrów do określania kryterium powstawania syntetycznych dżetów, wyznaczanych odpowiednio z zależności

$$St = \sqrt{\frac{2\pi f d^2}{\vartheta}}, \quad (2.5)$$

$$Sr = \frac{2\pi f d}{\bar{U}_w}. \quad (2.6)$$

Optymalizacja układu w celu uzyskania jak największej efektywności generatora jest czasochłonnym i skomplikowanym procesem. Na generowanie syntetycznych dżetów wpływa wiele czynników takich jak: geometria generatora, parametry płynu czy sterowanie. Parametry wpływające na powstawanie struktur wirowych w syntetycznych dżetach przedstawia rys. 2.2.

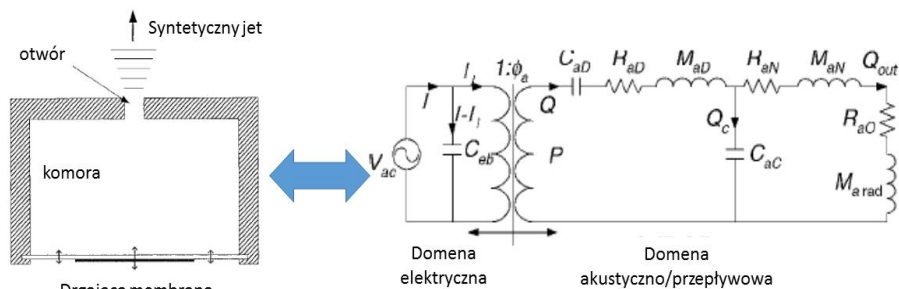


Rys. 2.2. Parametry wpływające na generowanie syntetycznych dżetów

Zbadanie wpływu poszczególnych elementów przedstawionych na rys. 2.2, korzystając z numerycznej mechaniki płynów, wymaga przeprowadzania lic-

nych symulacji, do których należy wygenerować za każdym razem siatkę obliczeniową. Takie podejście jest bardzo czasochłonne oraz kosztowne obliczeniowo zarówno w przypadku symulacji 2D, jak i 3D.

W pracy [58] autorzy zaproponowali analityczną metodę analizy wpływu elementów składowych generatora, parametrów płynu oraz sterowania poprzez zastosowanie analogii do układów elektrycznych (ang. *lumped element model*, LEM) (rys. 2.3). Metoda ta była rozwijana przez autorów także w latach następnych [59,60].

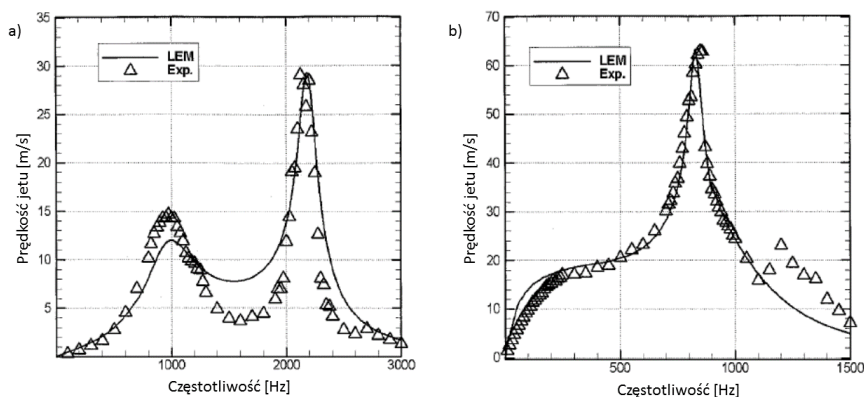


Rys. 2.3. Generator syntetycznych dżetów oraz jego odwzorowanie układem elektrycznym [58]

Autorzy proponują wykorzystanie równań opisujących układ elektryczny przedstawiony na rys. 2.3, w którym generator zostaje zamodelowany jako układ kondensatorów, cewek oraz rezystorów, gdzie:  $C_{eb}$  – pojemność elektryczna membrany piezoelektrycznej, zasilanej napięciem zmiennym  $V_{ac}$ ,  $C_{ad}$  – efektywna podatność akustyczna piezoceramicznej membrany,  $M_{ad}$  – masa piezoceramicznej membrany,  $R_{ad}$  – tłumienie strukturalne w domenie akustycznej,  $C_{ac}$  – podatność akustyczna komory,  $R_{an}$  – opór akustyczny płynu w otworze,  $M_{an}$  – masa płynu w otworze,  $R_{aO}$  – nieliniowa rezystancja związana z przepływem w otworze,  $M_{rad}$  – promieniowanie akustyczne masy powietrza w otworze,  $Q$  – strumień objętości ( $Q_c$  – w komorze,  $Q_{out}$  – w otworze). Membrana jest przedstawiana jako równoważna masa akustyczna i podatność akustyczna, reprezentujące zmagazynowaną energię kinetyczną oraz potencjalną. Podatność akustyczna wraz z masą akustyczną tworzą część urojonej zespolonej wartości oporu akustycznego, który jest wielkością charakteryzującą ośrodek sprężysty (gaz, ciecz lub ciało stałe), będąca miarą jego reakcji na rozchodzącą się falę akustyczną. W celu weryfikacji metody LEM przeprowadzono badania eksperymentalne wyznaczania prędkości dżetu na wylocie z generatora dla geometrii przedstawionych w tabeli 1, gdzie:  $V_0$  – objętość komory,  $a_0$  – promień otworu,  $L_0$  – długość otworu. Porównanie wyników metody analitycznej LEM z wynikami pomiarów dla obu przypadków przedstawia rys. 2.4.

Tabela 1. Geometria generatora syntetycznych dżetów [58]

| Parametr                          | Przypadek I          | Przypadek II         |
|-----------------------------------|----------------------|----------------------|
| Komora                            |                      |                      |
| Objętość, $V_0$ [m <sup>3</sup> ] | $2,5 \times 10^{-6}$ | $5,5 \times 10^{-6}$ |
| Otwór                             |                      |                      |
| Promień, $a_0$ [mm]               | 0,825                | 0,42                 |
| Długość, $L_0$ [mm]               | 1,65                 | 0,84                 |



Rys. 2.4. Porównanie modelu LEM z wynikami eksperymentu dla a) przypadku I oraz b) przypadku II [58]

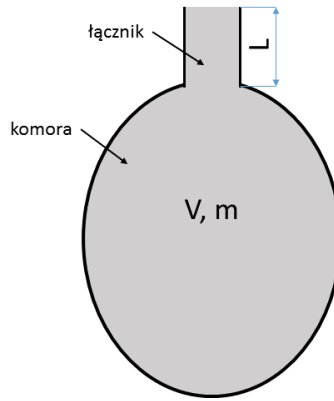
Badania eksperymentalne przeprowadzono w zakresie częstotliwości od 0 do 3 kHz. Wyniki pomiarów oraz analizy LEM pokazują dwie dominujące częstotliwości, dla których prędkość dżetu osiąga w badanym zakresie maksymalne wartości (tabela 2).

Tabela 2. Porównanie częstotliwości wyliczonych oraz zmierzonych [58]

|            |             | Przypadek I | Przypadek II |
|------------|-------------|-------------|--------------|
| $f_1$ [Hz] | LEM         | 918         | 324          |
| $f_2$ [Hz] | LEM         | 2167        | 880          |
| $f_1$ [Hz] | Eksperyment | 970         | –            |
| $f_2$ [Hz] | Eksperyment | 2120        | 850          |

Dla przypadku I zmierzono prędkość 15 m/s oraz 28 m/s, odpowiednio dla  $f_1 = 970$  Hz oraz  $f_2 = 2120$  Hz (rys. 2.4 a). W przypadku II dla pierwszej charakterystycznej częstotliwości wyznaczonej metodą LEM  $f_1 = 324$  Hz, prędkość dżetu nie jest dominująca ze względu na nieliniową rezystancję związaną z przepływem w otworze. Natomiast maksymalna prędkość w przypadku II dla  $f_2 = 850$  Hz wyniosła 64 m/s. Trzecia charakterystyczna częstotliwość dla przypadku

II wyznaczona eksperymentalnie  $f_3 = 1200$  Hz odpowiada harmoniczej częstotliwości rezonansowej membrany piezoelektrycznej. Zastosowany model LEM nie uwzględniał nieliniowości strukturalnej ani wyższych postaci drgań, w rezultacie czego szczyt w pobliżu 1200 Hz nie został uchwycony przez model. W oparciu o uzyskaną zgodność pomiędzy wartościami wyznaczonymi metodą LEM oraz zmierzonymi eksperymentalnie można stwierdzić, iż metoda LEM może zostać użyta jako narzędzie do wstępnego projektowania generatora syntetycznych dźwięków. Przywołana w cytowanej powyżej pracy metoda analityczna LEM pokazuje, iż w przypadku generatora syntetycznych dźwięków można wskazać charakterystyczne częstotliwości, przy których prędkość generowanego dźwięku może osiągać wartości maksymalne. Pierwsza częstotliwość charakterystyczna jest związana z parametrami geometrycznymi generatora, jest to częstotliwość rezonansowa komory połączonej z otoczeniem szyjką, kanałem (rys. 2.5). Taki układ akustyczny nazywany jest rezonatorem Helmholtza a jego nazwa pochodzi od nazwiska XIX-wiecznego niemieckiego uczonego, Hermanna von Helmholtza. Układ rezonansowy tworzą: sprężystość powietrza zgromadzona wewnątrz komory o objętości  $V$ , bezwładność powietrza o masie  $m$  zgromadzona w szyjce o długości  $L$  oraz średnicy  $d$ .



Rys. 2.5. Schemat rezonatora Helmholtza

Wzór na częstotliwość rezonansową (w oparciu o parametry geometryczne generatora) pojedynczego rezonatora przedstawia zależność

$$f_H = \frac{c}{2\pi} \sqrt{\frac{A}{VL}}, \quad (2.7)$$

gdzie:  $c$  – prędkość dźwięku,  $A$  – pole powierzchni przekroju szyjki/łącznika,  $V$  – objętość komory oraz  $L$  – długość szyjki. Bazując na metodzie analitycznej LEM [58] częstotliwość rezonansowa komory może zostać wyznaczona z zależności

$$f_{H\_LEM} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{(M_{aN} + M_{a\ rad})c_{ac}}}. \quad (2.8)$$

Druga charakterystyczna częstotliwość, przy której dżet może osiągać wartości maksymalne, jest związana z rezonansem strukturalnym membrany zastosowanej w generatorze. Jest to zjawisko zachodzące dla drgań wymuszonych, powodujące wzrost amplitudy drgań układu drgającego dla określonej częstotliwości siły wymuszającej. Częstotliwość, dla której drgania struktury mają największą amplitudę, nazywana jest częstotliwością rezonansową. Nawet mała wartość okresowej siły zewnętrznej wymuszającej, o częstotliwości drgań odpowiadającej częstotliwości rezonansowej struktury, na którą działa, może powodować drgania o znacznej amplitudzie. Zjawisko rezonansu występuje wtedy, gdy drgający układ pobiera energię ze źródła działającego na niego oraz jest w stanie tę energię przechowywać. Podczas drgań membrany z maksymalną amplitudą, w przypadku generatora syntetycznych dżetów, zmiana objętości komory pomiędzy fazą wydmuchu oraz zasysania jest największa. Efekt ten pozwala na wygenerowanie wysokiej prędkości na wylocie z aktuatora przy doborze odpowiedniej geometrii łącznika. Bazując na metodzie analitycznej LEM [58], częstotliwość rezonansowa struktury może zostać wyznaczona z zależności

$$f_{mem} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{M_{ad}C_{ad}}} . \quad (2.9)$$

Dalsze prace nad metodą LEM doprowadziły do wyznaczenia zależności łączącej częstotliwości rezonansowe struktury i komory [61]. Autorzy wyprowadzili wzór na maksymalną prędkość możliwą do uzyskania w generatorze syntetycznych dżetów, przedstawiony zależnością

$$\frac{U_{max}}{U_{inc}} = \frac{1}{\sqrt{\left(2\zeta_w \frac{\omega}{\omega_w} \delta_H + 2\zeta_U \frac{\omega}{\omega_H} \delta_{CF}\right)^2 + \left(\delta_1 \delta_2 + 4\zeta_w \zeta_U \frac{\omega}{\omega_w \omega_H}\right)^2}} , \quad (2.10)$$

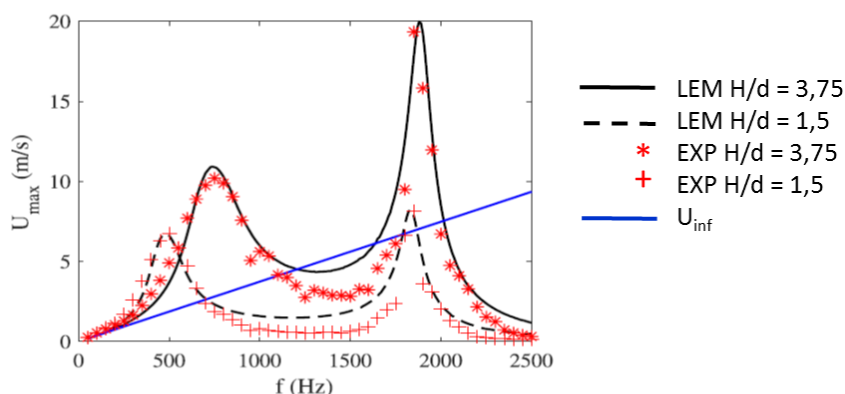
gdzie:  $U_{max}$  – maksymalna prędkość dżetu;  $U_{inc}$  – prędkość „nieściśliwa”;  $\zeta_w$ ,  $\zeta_U$  – współczynniki tłumienia strukturalnego oraz akustycznego;  $\delta_1$ ,  $\delta_2$ ,  $\delta_{CF}$  – współczynniki sprzężenia struktury oraz komory;  $\omega$  – częstość drgań;  $\omega_H$  – częstość drgań rezonansowych Helmholtza;  $\omega_w$  – częstość drgań rezonansowych membrany. Wprowadzona prędkość „nieściśliwa”  $U_{inc}$  przyjmuje postać wyrażoną zależnością

$$U_{inc} = \frac{A_w}{A_o} \omega \Delta x_w , \quad (2.11)$$

gdzie:  $A_w$  – pole powierzchni membrany,  $A_o$  – pole powierzchni otworu;  $\Delta x_w$  – średnie liniowe przemieszczenie membrany.

Autorzy przeprowadzili badania eksperymentalne generatorów syntetycznych dżetów w zakresie częstotliwości wymuszających od 0 do 2500 Hz. Przebadano aktuator o stosunku średnicy membrany do średnicy otworu wynoszącym  $D/d = 21$  oraz dla stosunku wysokości komory generatora do średnicy otworu  $H/d = 0,75; 1,5; 2,25; 3,0$  oraz  $3,75$ . Prędkość na wylocie z aktuatora mierzono za pomocą sondy termooanemometrycznej w odległości  $x/d = 0,1$ . Wyniki porównania

prędkości wyznaczonych metodą LEM oraz wartości zmierzonych dla przypadków  $H/d = 1,5$  oraz dla  $H/d = 3,75$  przedstawia rys. 2.6. Dla obu przypadków występowanie charakterystycznych częstotliwości rezonansowych jest wyraźnie widoczne. Dla mniejszej komory częstotliwość Helmholtza wynosi około 500 Hz, natomiast dla większej komory częstotliwość ta wzrasta do około 750 Hz. Zmiana geometrii generatora nie wpływa w znaczącym stopniu na częstotliwość rezonansową struktury, która wynosi około 1800 Hz dla obu przypadków. Uzyskane wyniki eksperymentalne są w bardzo dobrej zgodności z wynikami metody analitycznej LEM. Maksymalne wartości prędkości dla obu charakterystycznych częstotliwości zostały wyznaczone prawidłowo, co dowodzi poprawności zastosowanych założeń oraz pozwala na analityczne wyznaczanie prędkości dżetu jeśli znane są wszystkie parametry generatora oraz membrany (geometria oraz własności materiałowe). Zmiana geometrii generatora z  $H/d = 3,75$  na  $H/d = 1,5$  powoduje wzrost prędkości dżetu dla częstotliwości rezonansowej komory z 7 m/s do 11 m/s oraz z 8 do 20 m/s w przypadku częstotliwości rezonansowej membrany.



Rys. 2.6. Wyniki metody LEM oraz badań dla  $H/d = 1,5$  oraz  $H/d = 3,75$  [61]

Mając na uwadze przedstawione powyżej parametry opisujące pracę generatorów syntetycznych dżetów zdecydowano się na przeprowadzenie badań w konfiguracjach opisanych w następnej części rozdziału.

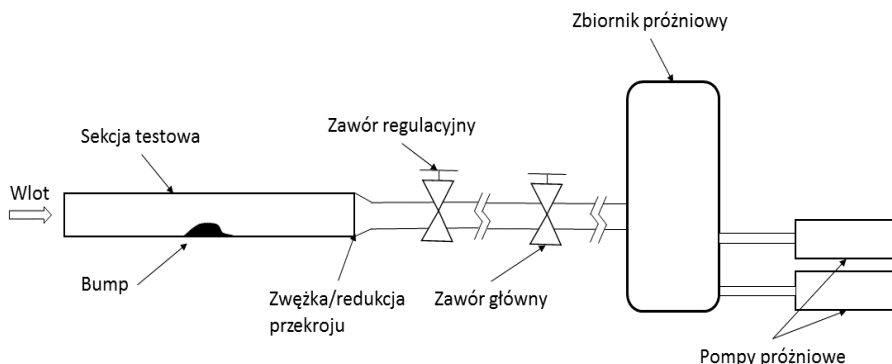
## 2.2. Stanowisko pomiarowe

W skład stanowiska pomiarowego do badań aktywnego kontrolowania przepływu z oderwaniem z wykorzystaniem aktuatorów syntetycznych dżetów wchodziły:

- sekcja testowa,
- model zakrzywionej ściany generującej oderwanie przepływu (dalej zwany z ang. „*bump*”) z aktuatorami syntetycznych dżetów,
- zwężka redukująca średnicę kanału w celu uzyskania właściwej prędkości przepływu w kanale,
- zawór regulujący prędkość przepływu w kanale testowym,

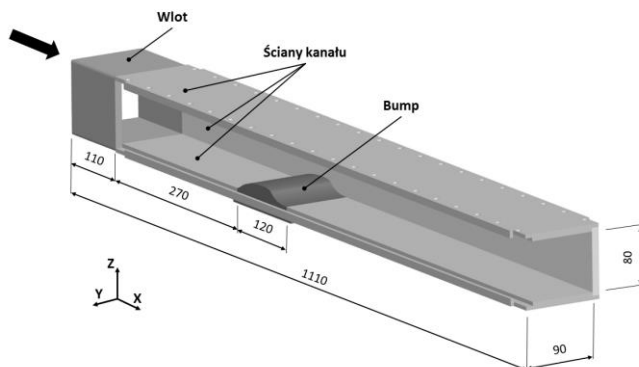
- zawór główny kulowy.

Zawór główny łączy opisaną sekcję ze zbiornikiem próżniowym, w którym podciśnienie rzędu 100 mbar (absolutne) wytwarzane oraz utrzymywane jest poprzez dwie pompy próżniowe. Schemat stanowiska pomiarowego przedstawiony jest na rys. 2.7.



Rys. 2.7. Schemat stanowiska pomiarowego

Po otwarciu zaworu głównego powietrze jest zasysane do wnętrza zbiornika poprzez wlot do sekcji pomiarowej połączonej ze zbiornikiem rurociągiem. W celu zapewnienia odpowiedniego poziomu prędkości przepływu powietrza w sekcji pomiarowej wykorzystuje się zawór regulacyjny umieszczony na rurociągu. W skład sekcji testowej wchodziła profilowana dysza wlotowa o długości 110 mm, zapewniająca jednorodny przepływ zasysanego powietrza oraz kanał testowy składający się z gładkich ścian wykonanych z poliwęglanu o grubości 10 mm. Wymiary kanału testowego: szerokość 90 mm, wysokość 80 mm, długość 1000 mm. W ścianie dolnej kanału testowego umieszczono model, bump, w odległości 270 mm od wlotu, służący do wygenerowania oderwania przepływu. Wymiary modelu: szerokość 90 mm, wysokość 15 mm, długość 120 mm. Model sekcji testowej przedstawiony został na rys. 2.8.



Rys. 2.8. Model sekcji pomiarowej, wszystkie wymiary w milimetrach

Dla ukazania modelu bumpu jedna ze ścian bocznych na rysunku została usunięta. Sekcja pomiarowa została zaprojektowana w sposób umożliwiający montaż bumpu bez konieczności demontażu całej sekcji. Ściana dolna natomiast ze względów praktycznych została podzielona na trzy części: przednią (pomiędzy wlotem a bumpem), środkową (z miejscem na zamocowanie bumpu) oraz tylną (pomiędzy bumpem a wylotem). Aby umożliwić pomiary pola prędkości metodą PIV ściany sekcji pomiarowej zostały wykonane z przezroczystego materiału, tj. poliwęglanu, w celu umożliwienia iluminacji pola przepływu wiązką laserową oraz obserwacji wprowadzonego do przepływu posiewu kamerami umieszczonymi poza sekcją pomiarową.

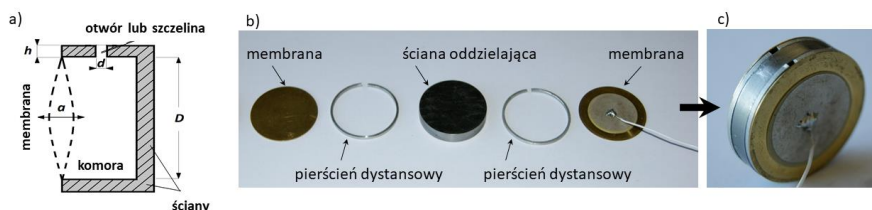
### 2.2.1. Geometria bumpu

W celu zbadania efektywności aktuatorów syntetycznych dżetów w redukcji strefy oderwania zdecydowano się na wykorzystanie geometrii modelu Glauerta-Goldschmieda [110], która została wykorzystana w badaniach zarówno eksperymentalnych, jak i numerycznych przez NASA [111,112] z aktuatorami szczelinowymi o odmiennej niż prezentowana w niniejszej pracy geometrii. Zarys użytej geometrii przedstawiony jest na rys. 2.9.



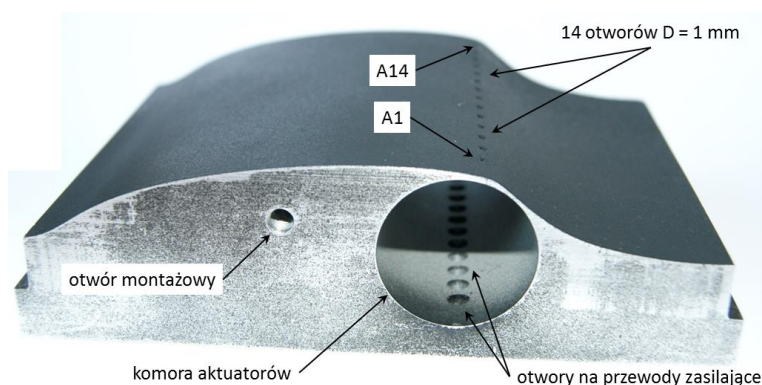
Rys. 2.9. Geometria modelu Glauerta-Goldschmieda użyta w niniejszej pracy

Model bumpu został tak zaprojektowany aby umożliwić montaż w komorze aktuatora jednej bądź dwóch membran w konfiguracji pionowej. W skład jednego aktuatora wchodzi membrana mosiężna z materiałem piezoelektrycznym, pierścień dystansowy ustalający szerokość komory oraz ściana oddzielająca poszczególne membrany od siebie. Przykładowy schemat ideowy oraz zestaw poszczególnych elementów dwóch generatorów przed oraz po złożeniu w całość przedstawia rys. 2.10.



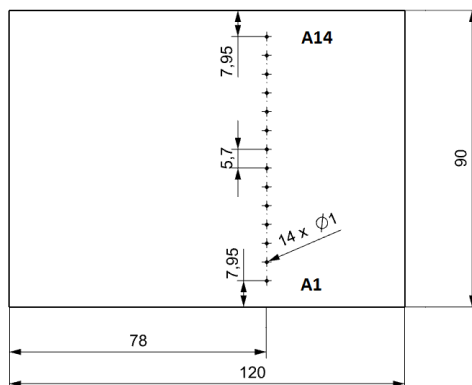
Rys. 2.10. a) Schemat budowy generatora syntetycznych dżetów. B) Poszczególne elementy generatorów. c) Elementy generatorów złożone w całość

Każda z membran z materiałem piezoelektrycznym podłączona była do źródła prądu przewodem, który wyprowadzony był z modelu otworami znajdującymi się w dolnej ścianie (rys. 2.11). Drugi przewód podłączony był do modelu wykonanego z aluminium. Na rys. 2.11 zaznaczono otwory wylotowe z generatorów nazywanych dalej kolejno od A1 (aktuator nr 1) do A14 (aktuator nr 14).



Rys. 2.11. Model bumpy wykonany z aluminium

Zestaw generatorów syntetycznych dżetów składał się z 14 komór z pionowymi membranami z materiałem piezoelektrycznym. Otwory wylotowe z każdej komory skierowane były pod kątem  $90^\circ$  do powierzchni modelu w celu zapewnienia wydmuchu prostopadłe do przepływu. Odległość otworów wylotowych skrajnych aktuatorów (A1 oraz A14) od ściany tunelu wynosiła 7,95 mm, natomiast odległości pomiędzy otworami kolejnych otworów wylotowych (A1 do A14) wynosiła 5,7 mm. Osie otworów wylotowych znajdowały się w odległości 78 mm od początku modelu bumpy, co daje odległość 458 mm od powierzchni znajdującej się na wlocie do sekcji pomiarowej, zapewniającą jednnorodny przepływ zasysanego powietrza nad modelem. Dokładne rozmieszczenie otworów wylotowych przedstawione jest na rys. 2.12.



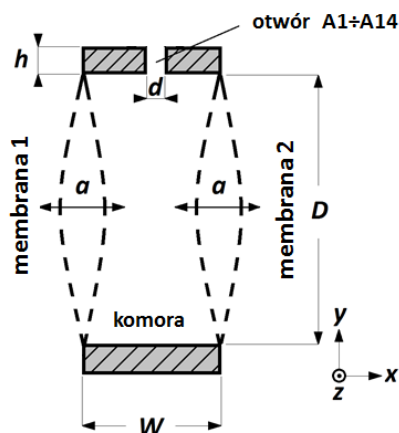
Rys. 2.12. Rozmieszczenie otworów wylotowych z aktuatorów na powierzchni modelu

### 2.2.2. Konfiguracje pomiarowe

Do badań eksperymentalnych wykorzystano czternaście generatorów syntetycznych dźwięków umieszczonych w linii prostej jeden obok drugiego w układzie z membranami prostopadłymi do powierzchni. Za wyjątkiem skrajnych komór (A1 oraz A14), w których umieszczono dwie membrany, w każdej z komór (A2 do A13) znajdowała się jedna membrana. Wymiary geometryczne wszystkich generatorów były identyczne i wynosiły odpowiednio:

- średnica otworu wylotowego –  $d = 1,0$  mm;
- szerokość komory –  $W = 1,5$  mm;
- średnica membrany –  $D = 25$  mm;
- długość otworu wylotowego –  $h = 2,0$  mm.

Schemat generatora przedstawiony jest na rys. 2.13. W przypadku A2÷A13 jedna z membran przedstawionych na rys. 2.13 zastąpiona jest ścianką stałą. Oś otworu wylotowego znajdowała się w osi symetrii komory.



Rys. 2.13. Geometria generatora syntetycznych dźwięków

Skrajne generatory, tj. A1 oraz A14, zostały wykonane w sposób umożliwiający używanie obu membran jednocześnie lub pojedynczo, w zależności od potrzeby. W drugim przypadku membrana nieaktywna pełniła rolę ścianki oddzielającej przyległe komory, tak jak w przypadkach A2÷A13. Omówione w początkowej części niniejszego rozdziału optymalne częstotliwości wymuszające drgania membrany ze względu na prędkość generowanego dźwięku występują również w rozpatrywanej konfiguracji z membraną pionową. Częstotliwość rezonansowa komory (częstotliwość Helmholtza) dla badanej konfiguracji, wyznaczona w oparciu o zależność (7), wynosi:  $f_H = 1259$  Hz. Ze względu na użycie membran o nieznanach parametrach materiałowych (zarówno membrany, jak i materiału piezoelektrycznego) niemożliwe było wyznaczenie drugiej częstotliwości charakterystycznej w oparciu o zależność opisującą drgania rezonansowe membrany.

W związku z tym wartość częstotliwości rezonansowej struktury została wyznaczona eksperymentalnie. Wyniki badań zostały przedstawione w dalszej części pracy. Badania eksperymentalne podzielono na dwa etapy (tabela 3):

- **Etap I – pomiar prędkości wylotowej dżetu** dla każdego aktuatora w zakresie częstotliwości wymuszającej  $f = 0 \div 3000$  Hz oraz napięć zasilających  $U = 15$  V oraz 20 V.
- **Etap II – badanie wpływu aktuatorów na strefę oderwania**, czyli interakcję generowanych struktur wirowych z przepływem głównym dla częstotliwości  $f_H$  oraz  $f_{str}$  (wartość  $f_{str}$  wyznaczona w oparciu o wyniki badań uzyskane na etapie I). Zakres napięć zasilających  $U = 15$  V, 20 V, 25 V oraz 30 V.

Tabela 3. Zestawienie parametrów dla poszczególnych etapów badań

| Parametr                         | Etap I |    | Etap II      |    |    |    |
|----------------------------------|--------|----|--------------|----|----|----|
| Częstotliwość $f$ [Hz]           | 0÷3000 |    | $f_H = 1259$ |    |    |    |
|                                  |        |    | $f_{str}$    |    |    |    |
| Napięcie $U$ [V]                 | 15     | 20 | 15           | 20 | 25 | 30 |
| Przepływ główny $U_\infty$ [m/s] | –      |    | 8            |    |    |    |
|                                  |        |    | 10           |    |    |    |
|                                  |        |    | 12           |    |    |    |

Zaprezentowane w rozprawie wyniki przedstawiają pomiary dla napięć zasilających  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V dla pierwszego etapu – wyznaczenia częstotliwości charakterystycznych. Jednak pomiary rozpoczęto zaczynając od napięcia  $U = 5$  V, którego poziom okazał się zbyt niski i niemożliwe było zaobserwowanie prędkości charakterystycznej w badanym zakresie 0÷3 kHz. Takie same rezultaty uzyskano dla napięcia zasilającego  $U = 10$  V – brak wyraźnej częstotliwości charakterystycznej w badanym zakresie 0÷3 kHz. Dopiero przy napięciu zasilającym  $U = 15$  V uzyskano zadowalające wyniki pomiarów – prędkości wylotowe dżetów zmieniały się wraz ze zmianą częstotliwości wymuszającej drgania membrany i możliwe było wyznaczenie obu częstotliwości charakterystycznych w badanym zakresie 0÷3 kHz. W celu zbadania wpływu napięcia na generowane prędkości wylotowe przeprowadzono również badania dla napięcia  $U = 20$  V.

### 2.3. Metody oraz sprzęt pomiarowy

W ramach prezentowanych badań eksperymentalnych wykonano pomiary prędkości strumienia głównego na wlocie do sekcji pomiarowej (sonda TSI), pomiary prędkości dżetu na wylocie każdego z aktuatorów (pomiary termooanemometryczne – ang. *constant temperature anemometry*, CTA) oraz pomiary wpływu generowanych struktur wirowych na obszar oderwania (pomiary pola przepływu metodą PIV).

### 2.3.1. Pomiary termooanemometryczne

Termooanemometr jest przyrządem pomiarowym służącym do pomiaru prędkości przepływu powietrza. Zasada działania opiera się na konwekcyjnej wymianie ciepła pomiędzy sondą a omywającym ją gazem. Sonda nagrzewa się w wyniku doprowadzenia do niej energii elektrycznej. Przepływ strumienia ciepła uzależniony jest od szeregu czynników, takich jak: prędkości przepływającego czynnika, różnic temperatur pomiędzy ośrodkami, konstrukcji czujnika, właściwości fizycznych oraz składu chemicznego gazu. Podstawowym elementem termooanemometru jest czujnik wykonany z drutu oporowego. Ze względu na charakter pracy, czujniki termooanemometryczne wykonane są z materiałów, które wykazują dużą zmienność rezystancji wraz ze zmianą temperatury (np.: wolfram, nikiel, platyna). Średnica włókna czujnika wynosi najczęściej od 1 do 100  $\mu\text{m}$ , natomiast długość włókna mieści się w zakresie 0,2 do 20 mm. Drut oporowy rozciągnięty jest pomiędzy dwoma wspornikami. Wymiary czujnika mają duży wpływ na wykonywane pomiary, ponieważ zmniejszenie średnicy drutu oporowego zmniejsza pojemność cieplną elementu, co z kolei prowadzi do zwiększenia szybkości działania miernika. Również stopień rozgrzania włókna ma wpływ na dynamikę zmian wskazań przyrządu.

Ze względu na charakter pracy wyróżniamy dwa podstawowe rodzaje termooanemometrów:

- termooanemometry stałotemperaturowe ( $\Delta T = \text{const.}$ ),
- termooanemometry stałoprądowe ( $I = \text{const.}$ ).

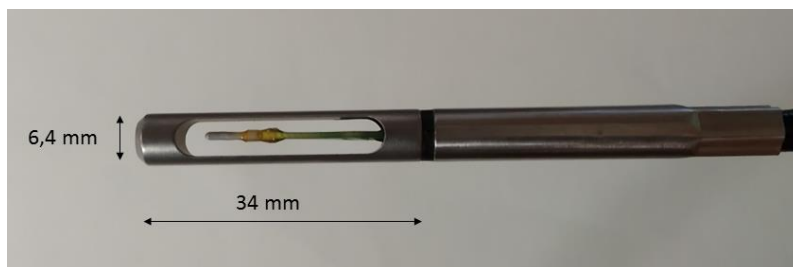
Termooanemometr stałotemperaturowy utrzymuje stałą różnicę temperatury  $\Delta T$  pomiędzy czujnikiem a przepływającym płynem, którego prędkość jest mierzona przez termooanemometr. Wartość zmierzonej prędkości płynu wyrażona jest poprzez ilość energii niezbędnej do utrzymania odpowiedniej  $\Delta T$ . Kontrola strumienia dostarczanej energii do układu termooanemometru realizowana może być poprzez pomiar natężenia prądu  $I$  lub napięcia elektrycznego  $U$ . Włókno ogrzewane prądem elektrycznym jest podłączone do jednego z ramion mostka Wheatstone'a. Rezystancja czujnika – a tym samym temperatura – jest utrzymywana na stałym poziomie, niezależnie od chłodzenia narzuconego przez płyn poprzez serwowzmocniacz utrzymujący mostek w równowadze, kontrolując prąd doprowadzany do czujnika.

Termooanemometr stałoprądowy utrzymuje stałą wartości natężenia prądu  $I$ . W takim rozwiązaniu strumień dostarczanej energii do czujnika jest stały, natomiast obniżenie temperatury sensora następuje wskutek wzmoczonej konwekcji, co odpowiada zmianie rezystancji włókna w czujniku termooanemometru. W tym przypadku napięcie elektryczne jest odzwierciedleniem prędkości przepływu płynu.

W badaniach eksperymentalnych wykorzystywano następujące czujniki termooanemometryczne:

- 8455-075-1: przetwornik prędkości TSI – nastawny, długość sondy 75 mm – do pomiaru prędkości przepływu strumienia głównego;
- Sonda Dantec Dynamics 55P15 – do pomiaru prędkości generowanego dżetu.

Na rys. 2.14 przedstawiono czujnik sondy termooanemometrycznej TSI 8455-075-1. Termoelement znajduje się w obudowie o średnicy 6,4 mm, która chroni czujnik przed uszkodzeniem.

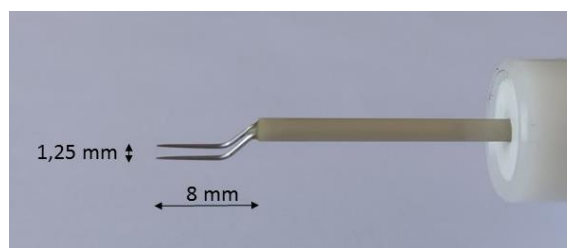


Rys. 2.14. Sonda TSI 8455-075-1

Parametry sondy TSI 8455-075-1:

- czynnik roboczy – powietrze;
- materiał czujnika – element ceramiczny;
- dokładność pomiaru –  $\pm 2,0\%$  odczytu,  $\pm 0,5\%$  zakresu pomiarowego;
- minimalny zakres pomiarowy – 0,125 m/s do 1,0 m/s,
- maksymalny zakres pomiarowy – 0,125 m/s do 50,0 m/s,
- precyzja pomiaru –  $< \pm 1,0\%$  odczytu;
- zakres kompensacji temperatury –  $0 \div 60$  °C;
- sygnał wyjściowy – napięciowy lub prądowy.

Natomiast rys. 2.15 przedstawia czujnik drucikowej sondy termooanemometrycznej Dantec Dynamics 55P15. Odległość między wspornikami, pomiędzy którymi znajduje się drut wolframowy, wynosi 1,25 mm.



Rys. 2.15. Sonda Dantec Dynamics 55P15

Parametry sondy Dantec Dynamics 55P15:

- czynnik roboczy – powietrze;
- materiał czujnika – drut wolframowy;
- wymiary czujnika – średnica 5  $\mu\text{m}$ , długość 1,25 mm;
- oporność czujnika  $R_{20} - 5,185 \Omega$ ;
- współczynnik temperaturowy rezystancji (TCR)  $\alpha_{20} - 0,36\%/^{\circ}\text{C}$ ;
- maksymalna temperatura czujnika – 300°C;

- maksymalna temperatura czynnika roboczego – 150°C;
- minimalna prędkość – 0,05 m/s;
- maksymalna prędkość – 500 m/s.

W przypadku czujnika TSI 8455-075-1 nie ma potrzeby kalibracji urządzenia przed pomiarami. Czujnik posiada wbudowane krzywe kalibracyjne dostarczane przez producenta wraz z przetwornikiem sygnałów. Natomiast w przypadku sondy Dantec Dynamics 55P15, czujnik musiał zostać skalibrowany w tunelu aerodynamicznym dla zakresu prędkości przepływu od 0 do 45 m/s. Minimalna różnica pomiędzy prędkością przepływu zadaną w tunelu (pomiar przetwornikiem ciśnienia), a zmierzoną wynosiła 0,02 m/s (dla prędkości przepływu 9,9 m/s), natomiast maksymalna różnica pomiędzy prędkością przepływu zadaną w tunelu, a zmierzoną wynosiła 0,59 m/s (dla prędkości przepływu 27 m/s). Prędkość przepływu wyznaczona za pomocą sondy 55P15 wyliczana była z zależności

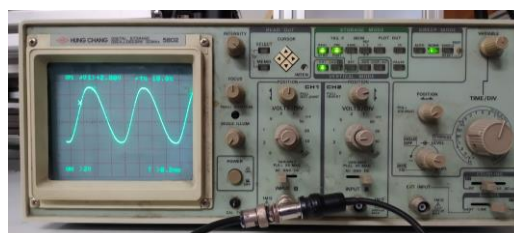
$$U = \sqrt[n]{\frac{E^2 - A}{B}}, \quad (2.12)$$

gdzie:  $U$  – wyliczana prędkość przepływu (w m/s);  $E$  – zmierzone napięcie na czujniku (w mV);  $A$  oraz  $B$  – stałe kalibracji wyznaczone w wyniku regresji liniowej ( $A = -5,0631$ ,  $B = 3,4031$ );  $n$  – stała ( $n = 0,45995$ ).

W celu zasilania aktuatorów użyto generatora funkcyjnego NDN JC5603P (rys. 2.16) z maksymalnym napięciem wyjściowym do 50  $U_{pp}$  ( $U_{pp}$  – napięcie międzyszczytowe). Sygnałem wyjściowym był przebieg sinusoidalny o maksymalnym napięciu 30  $U_{pp}$ , przy czym zniekształcenie generowanego sygnału sinusoidalnego było nie większe niż 1%. W celu monitorowania jakości generowanego sygnału, generator funkcyjny podłączony był do oscyloskopu (rys. 2.17).



Rys. 2.16. Generator funkcyjny NDN JC5603P



Rys. 2.17. Oscyloskop używany w badaniach

### 2.3.2. Pomiary PIV

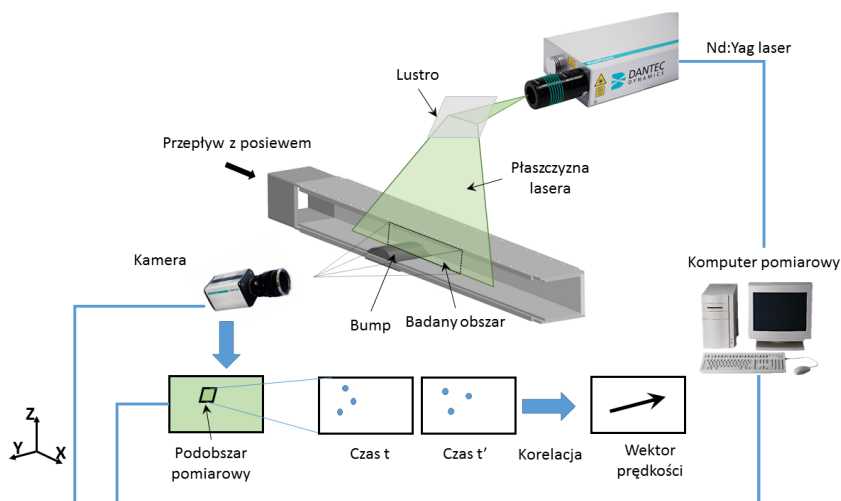
W celu zbadania wpływu generatorów syntetycznych dżetów na strefę oderwania w przepływie w kanale za bumpem przeprowadzono badania eksperymentalne z wykorzystaniem metody PIV (ang. *particle image velocimetry*). Metoda ta służy do nieinwazyjnych pomiarów pola prędkości przepływu przy wykorzystaniu iluminacji cząsteczek podążających za przepływem (tzw. posiew) światłem laserowym. Wynikiem pomiaru jest mapa wektorów prędkości chwilowej w danym przekroju przepływu, oświetlonego przez optyczny nóż laserowy (ang. *light-sheet*). Metoda ta jest bardzo przydatna przy pomiarach struktur wirowych oraz przepływów turbulentnych. Zastosowanie kamer cyfrowych i dedykowanego sprzętu obliczeniowego pozwala na tworzenie map prędkości w czasie rzeczywistym.

W zależności od ilości składowych wektorów prędkości oraz wymiarów przestrzeni pomiarowej istnieje wiele odmian metody PIV:

- 2C2D – jest najprostszą odmianą, w której mierzone są dwa komponenty 2C (dwie składowe) wektora prędkości w dwóch wymiarach, tj. w płaszczyźnie 2D. Najczęściej używane w pomiarach dwuwymiarowego pola prędkości lub w płaszczyźnie symetrii np. nieskończony profil lotniczy lub płaszczyzna symetrii za modelami 3D.
- 3C2D – (stereoPIV) w celu rejestracji trzech składowych wektora prędkości wymaga podwójnego układu optycznego tzw. stereo. Rejestracja odbywa się na płaszczyźnie 2D, natomiast trzecia składowa wektora prędkości jest wynikiem przetworzenia widoku z obu kamer.
- 3C3D – (volumetricPIV) służy do rejestracji pełnego pola prędkości 3C (trzech składowych wektora prędkości) w obszarze przestrzeni 3D. Ze względu na rejestrację przestrzeni 3D jest najbardziej zaawansowaną technicznie odmianą metody PIV.

Wykorzystywany w badaniach system był systemem typu 2C2D i składa się z podwójnego lasera Nd:YAG z maksymalną energią impulsu wartości 600 mJ (laser Dantec Dynamics Nano L100 - 50PIV), optyki do tworzenia i transmisji wiązki laserowej, kamery CCD (HiSense Neo), synchronizatora BNC Model 575 oraz komputera pomiarowego.

Schemat przedstawiający zasadę pomiarów 2C2D PIV pokazany jest na rys. 2.18. Laser o dużej mocy generuje wiązkę, która następnie przez układ optyczny zamieniana jest na płaszczyznę oświetlającą badany obszar. Do przepływu wprowadza się cząsteczki, które podążają za przepływem i są widoczne w wygenerowanej płaszczyźnie lasera. Cząstki znacznikowe stanowią podstawę pomiaru prędkości w PIV. Cząsteczki powinny być jak najmniejsze, aby mogły swobodnie podążać za przepływem, jednak z drugiej strony nie powinny być zbyt małe, ponieważ wtedy nie będą rozpraszać wystarczającej ilości światła, a co za tym idzie, będą zbyt słabo widoczne. Można użyć dowolnej cząstki, która w swobodny sposób podąża za przepływem i rozprasza wystarczająco dużo światła, aby mogła zostać uchwycona przez kamerę. Najczęściej stosuje się aerozole estrowe.



Rys. 2.18. Schemat przedstawiający zasadę pomiarów 2C2D PIV

W prezentowanej pracy wykorzystano aerozol DEHS – aerozol polidispersyjny sebacnianu dwuetyloheksylu. Do celu rejestracji ruchu cząsteczek w przepływie wykorzystywane jest kamera z matrycą CCD – z wieloma elementami światłoczułymi, do akwizycji dwóch pojedynczych obrazów w odstępie czasu rzędu mikrosekund. Kamera połączona jest z komputerem pomiarowym oraz laserem przy użyciu synchronizatora, który odpowiada za dostosowywanie czasu akwizycji obrazu przez kamerę do impulsu lasera. Opóźnienie czasowe między impulsami laserowymi powinno być wystarczająco długie, aby uchwycić przemieszczenie cząsteczek znacznika w płaszczyźnie lasera a zarazem wystarczająco krótkie, aby cząstki ze składową prędkości prostopadłą do płaszczyzny lasera opuściły badany obszar. Przed przystąpieniem do pomiarów należy wykonać zdjęcie kalibracyjne, które będzie wykorzystane do wyznaczenia odległości pomiędzy dwoma punktami (pikselami), której znajomość jest niezbędna do dalszej analizy. Zarejestrowane podczas pomiarów obrazy zostają następnie przetworzone na komputerze z wykorzystaniem dedykowanego oprogramowania. Wykorzystano oprogramowanie Dantec Dynamics – Dynamic Studio. Badany obszar zostaje podzielony na mniejsze podobszary i w każdym z takich podobszarów, wykorzystując korelację krzyżową, uzyskuje się wektory prędkości. Uzyskane mapy wektorowe wykorzystywane są do dalszej analizy, wizualizacji przepływu czy statystyki. Wyniki pomiarów z wykorzystaniem opisanej metody zostały przedstawione w rozdziale 3.



### 3. Eksperymentalne badania aktuatorów syntetycznych dżetów

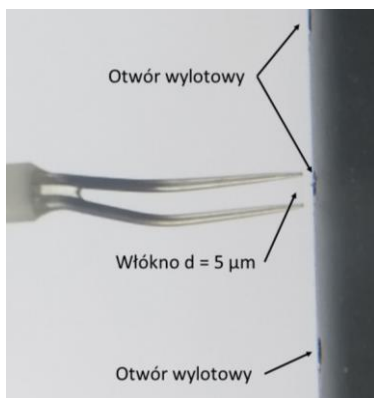
#### 3.1. Prędkość na wylocie z aktuatora – pomiary CTA

Pomiary prędkości przepływu na wylocie z generatorów syntetycznych dżetów dokonywano przy pomocy jednowłókowej sondy termooanemometrycznej 55P15 oraz systemu miniCTA firmy Dantec Dynamics. Dane przesyłane były do komputera pomiarowego za pośrednictwem karty akwizycji danych NI PCI 6220.

Na tym etapie badań zdecydowano o wyznaczeniu odpowiedzi generatorów syntetycznych dżetów zasilanych napięciem odpowiednio  $U = 15\text{ V}$  oraz  $U = 20\text{ V}$  dla częstotliwości wymuszających drgania membran znajdujących się w komorze generatora mieszczących się w zakresie  $f = 0 \div 3000\text{ Hz}$ . Częstotliwość próbkowania wynosiła:

- dla  $f = 0 \div 1000\text{ Hz}$  – 10 kHz,
- dla  $f = 1000 \div 2000\text{ Hz}$  – 20 kHz,
- dla  $f = 2000 \div 3000\text{ Hz}$  – 40 kHz.

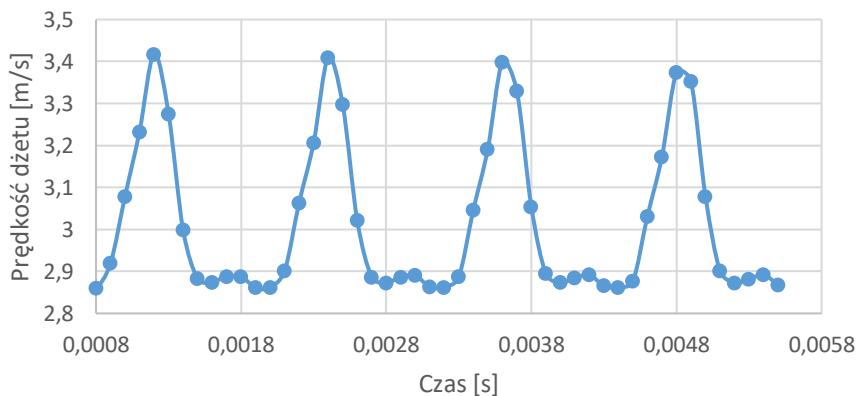
Sonda termooanemometryczna 55P15 umieszczona była prostopadle do powierzchni z otworem wylotowym generatora, natomiast włókno znajdowało się w osi otworu wylotowego generatora i umieszczone było równoległe do powierzchni (rys. 3.1). Średnia odległość włókna od powierzchni wylotowej wynosiła 0,3 mm (minimalna odległość wynosiła 0,28 mm, natomiast maksymalna odległość wynosiła 0,32 mm).



Rys. 3.1. Sonda CTA 55P15 podczas pomiaru prędkości dżetu

Czas pomiaru dla każdej zadanej częstotliwości wynosił 4 s. Uzyskany sygnał napięciowy z sondy termooanemometrycznej przeliczono następnie na prędkość z wykorzystaniem zależności (12) podanej w rozdziale 2. W ten sposób z funkcji

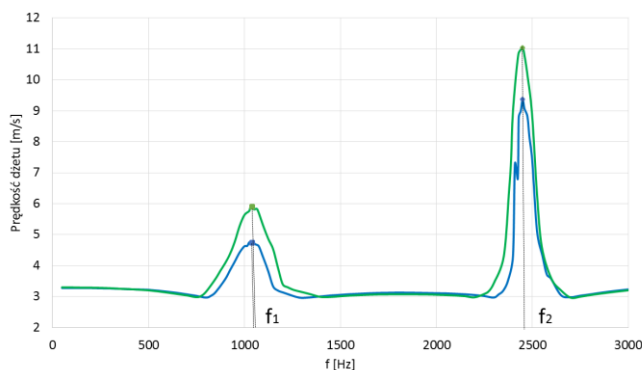
napięcia uzyskiwano wartość prędkości przepływu. Przykładowy pomiar prędkości dżetu z wykorzystaniem sondy termooanemometrycznej dla aktuatora numer A9 (częstotliwość wymuszająca  $f = 825$  Hz, napięcie zasilające  $U = 20$  V) przedstawiony jest na rys. 3.2.



Rys. 3.2. Pomiar prędkości dżetu dla aktuatora nr 9,  $U = 20$  V,  $f = 825$  Hz

Po przeprowadzeniu pomiaru dla zadanej częstotliwości wymuszającej wyznaczana była prędkość przepływu dżetu. W przypadku, gdy następowała zmiana prędkości dżetu w stosunku do poprzedniego pomiaru, kolejna częstotliwość wymuszająca dobierana była w taki sposób aby możliwe było określenie trendu. Jeżeli prędkość dżetu wzrastała, kolejne częstotliwości wymuszające były dobierane w taki sposób aby możliwe było wyznaczenie częstotliwości granicznej, po osiągnięciu której dalszemu wzrostowi częstotliwości wymuszającej towarzyszył spadek prędkości dżetu przy stałym napięciu zasilającym. Takie podejście umożliwiło wyznaczenie charakterystyki częstotliwościowej dla każdego generatora w badanym zakresie  $f = 0\div 3000$  Hz dla dwóch poziomów napięć zasilających  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V.

W dalszej części pracy przedstawiane będą wartości zmierzonej maksymalnej prędkości dżetu. Przykładowa charakterystyka zmierzonej prędkości maksymalnej dżetu w funkcji częstotliwości wymuszającej dla aktuatora numer A10, z jedną membraną w komorze, przedstawiona jest na rys. 3.3. Linia niebieska odpowiada przypadkowi dla napięcia zasilającego  $U_1 = 15$  V, natomiast przypadek dla  $U_2 = 20$  V zaznaczono linią zieloną na wykresie. Początkowo, w zakresie częstotliwości od 50 Hz do 550 Hz, wartość prędkości dżetu utrzymuje się na stałym poziomie ( $U_{dżet} = 3,30$  m/s). Powyżej 550 Hz następuje minimalny spadek wartości mierzonej prędkości wraz ze wzrostem częstotliwości aż do 800 Hz ( $U_{dżet} = 3,0$  m/s). Dalsze zwiększanie częstotliwości powyżej 800 Hz powoduje nagły wzrost prędkości, która osiąga maksymalną wartość powyżej 1000 Hz i wynosi odpowiednio, dla przypadku  $U_1$ ,  $f_1 = 1025$  Hz, natomiast dla przypadku  $U_2$ ,  $f_1 = 1040$  Hz. Zmierzone maksymalne prędkości dżetu wynoszą odpowiednio dla przypadku  $U_1$ ,  $U_{dżet1\_f1} = 4,76$  m/s, natomiast dla przypadku  $U_2$ ,  $U_{dżet2\_f1} = 5,90$  m/s.



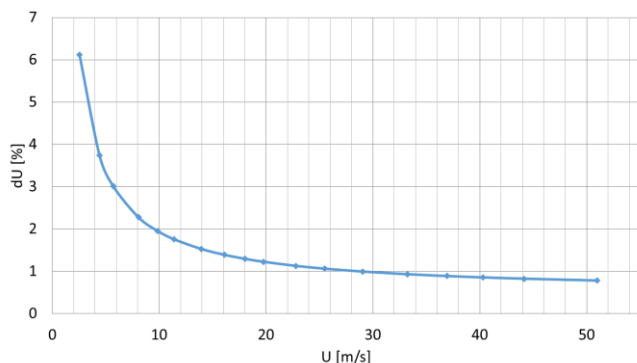
Rys. 3.3. Prędkość dżetu w funkcji częstotliwości wymuszającej – A10, linia niebieska  $U = 15$  V, zielona  $U = 20$  V

Powyżej częstotliwości  $f_1$  następuje nagły spadek mierzonej prędkości wraz ze wzrostem częstotliwości. Prędkość dżetu spada aż do momentu ustabilizowania się dla częstotliwości 1400 Hz ( $U_{dżet} = 3,0$  m/s) i pozostaje na takim samym poziomie, pomimo dalszego wzrostu częstotliwości do momentu, gdy po przekroczeniu częstotliwości 2250 Hz dla przypadku  $U_2$  oraz odpowiednio 2300 Hz dla przypadku  $U_1$ , zaczyna gwałtownie rosnąć. Dalszy wzrost częstotliwości powoduje wzrost mierzonej prędkości dżetu, która osiąga wartość maksymalną w obu przypadkach ( $U_1$ , jak i  $U_2$ ) i wynosi  $f_2 = 2450$  Hz. Zmierzone maksymalne prędkości dżetu wynoszą odpowiednio dla przypadku  $U_1$ ,  $U_{dżet1\_f2} = 9,37$  m/s, natomiast dla przypadku  $U_2$ ,  $U_{dżet2\_f2} = 11,03$  m/s. Dalszemu wzrostowi częstotliwości powyżej  $f_2$  towarzyszy gwałtowny spadek prędkości aż do osiągnięcia wartości  $U_{dżet} = 3,0$  m/s dla  $f = 2700$  Hz. Dalsze zwiększanie częstotliwości powoduje niewielki wzrost prędkości dżetu, która osiąga wartość  $U_{dżet} = 3,20$  m/s dla  $f = 3000$  Hz.

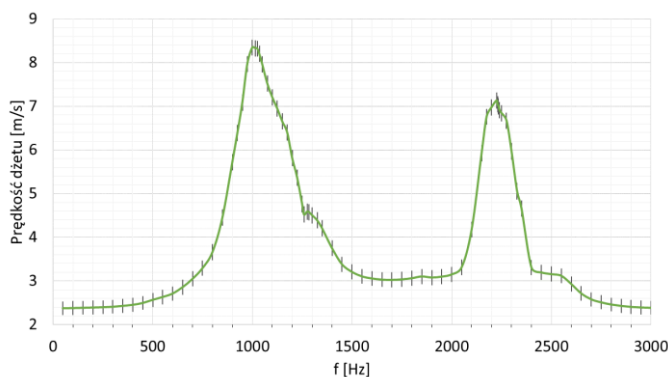
Błąd pomiaru sondą termoanemometryczną zależy od zakresu mierzonej prędkości. Największą dokładność uzyskuje się dla przepływów z wysoką prędkością (błąd wynosi około 1% dla prędkości 30 m/s), natomiast dla przepływów z prędkościami niskimi dokładność spada i błąd wynosi ok. 2% dla prędkości 10 m/s oraz około 6% dla najniższych prędkości rzędu 2 m/s. Rozkład wartości błędu pomiarowego wyrażonego w procentach w zależności od prędkości przepływu przedstawiony jest na rys. 3.4. Zmierzone wartości maksymalne wraz z naniesionymi wartościami błędu pomiarowego dla aktuatora numer A3 (przypadek  $U = 20$  V) przedstawiony jest na rys. 3.5.

Zmierzone prędkości maksymalne dla częstotliwości  $f_1$  oraz  $f_2$  różnią się znacząco od prędkości w całym zakresie pomiarowym. Ma to związek z opisanymi w rozdziale 2 niniejszej pracy częstotliwościami charakterystycznymi, przy których prędkość generowanego dżetu może osiągać wartości maksymalne, którymi są:

- częstotliwość rezonansowa komory (częstotliwość Helmholtza) –  $f_H$ ,
- częstotliwość rezonansowa związana z rezonansem strukturalnym membrany –  $f_{str}$ .



Rys. 3.4. Rozkład wartości błędu pomiarowego w zależności od prędkości przepływu



Rys. 3.5. Prędkość dżetu w funkcji częstotliwości wymuszającej z naniesionym błędem pomiaru – A3,  $U = 20$  V

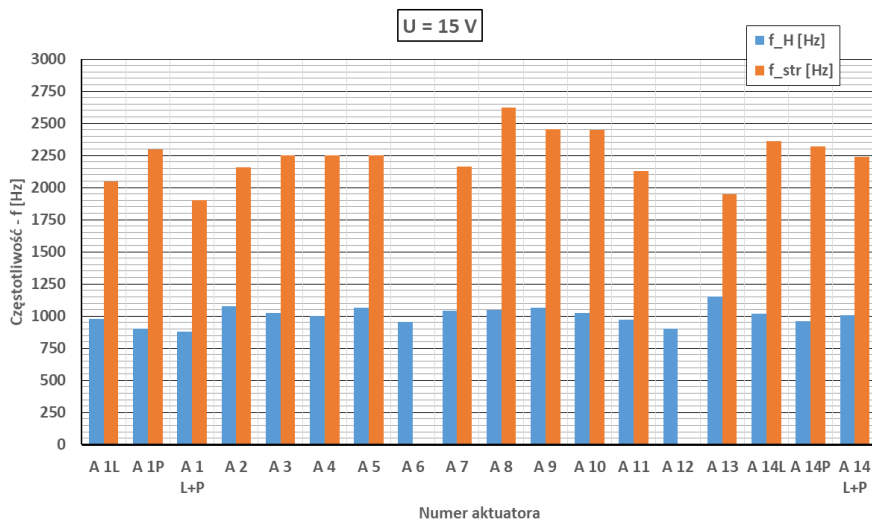
Wyznaczone częstotliwości charakterystyczne oraz maksymalne prędkości dżetu dla wszystkich aktuatorów przedstawione jest w tabeli 4. W przypadku aktuatorów z dwiema membranami w komorze, A1 oraz A14, oznaczono aktywną membranę poprzez L – membrana lewa, P – membrana prawa, a L+P – oznacza obie membrany aktywne. Przedstawione w tabeli 4 wartości, zarówno częstotliwości, jak i prędkości maksymalnych generowanych w dżetach zostały przedstawione poniżej na rys. 3.6 do 3.9.

Rysunek 3.6 przedstawia zmierzone częstotliwości rezonansowe aktuatorów, dla których prędkość dżetu osiąga prędkości maksymalne, przy napięciu zasilającym  $U = 15$  V. Kolorem niebieskim zaznaczono pierwszą częstotliwość charakterystyczną –  $f_H$ , natomiast kolorem pomarańczowym zaznaczono drugą częstotliwość charakterystyczną –  $f_{str}$ . W przypadku każdego z aktuatorów pierwsza częstotliwość charakterystyczna oscyluje w granicach  $f = 1000$  Hz. Najniższa wartość pierwszej częstotliwości charakterystycznej występuje dla aktuatora numer A1 z dwiema membranami w komorze ( $f_{H_{A1\ L+P}} = 880$  Hz), natomiast najwyższa wartość występuje w aktyuatorze numer A13 ( $f_{H_{A13}} = 1150$  Hz).

Tabela 4. Wyznaczone częstotliwości charakterystyczne oraz maksymalne prędkości dżetu

| Aktuator | Napięcie [V] | $f_H$ [Hz] | $U_{dżet}$ [m/s] | $f_{str}$ [Hz] | $U_{dżet}$ [m/s] |
|----------|--------------|------------|------------------|----------------|------------------|
| A 1 L    | 15           | 980        | 5,57             | 2050           | 5,62             |
|          | 20           | 850        | 4,44             | 2000           | 6,92             |
| A 1 P    | 15           | 900        | 3,85             | 2300           | 2,49             |
|          | 20           | 900        | 5,08             | 2300           | 2,60             |
| A 1 L+P  | 15           | 880        | 6,19             | 1900           | 4,47             |
|          | 20           | 525        | 5,30             | 2050           | 3,50             |
| A 2      | 15           | 1075       | 6,47             | 2155           | 5,66             |
|          | 20           | 1060       | 8,13             | 2125           | 7,09             |
| A 3      | 15           | 1025       | 6,21             | 2250           | 5,60             |
|          | 20           | 1000       | 8,35             | 2225           | 7,13             |
| A 4      | 15           | 1000       | 7,26             | 2250           | 4,19             |
|          | 20           | 1000       | 8,81             | 2200           | 5,73             |
| A 5      | 15           | 1065       | 5,35             | 2250           | 3,25             |
|          | 20           | 1060       | 6,99             | 2225           | 3,80             |
| A 6      | 15           | 955        | 7,34             | brak           | brak             |
|          | 20           | 980        | 8,46             | brak           | brak             |
| A 7      | 15           | 1040       | 6,75             | 2164           | 10,44            |
|          | 20           | 1025       | 8,07             | 2150           | 10,85            |
| A 8      | 15           | 1045       | 4,82             | 2624           | 4,81             |
|          | 20           | 1035       | 4,97             | 2629           | 7,36             |
| A 9      | 15           | 1063       | 5,53             | 2452           | 7,37             |
|          | 20           | 1075       | 6,83             | 2410           | 8,90             |
| A 10     | 15           | 1025       | 4,76             | 2450           | 9,37             |
|          | 20           | 1040       | 5,90             | 2450           | 11,03            |
| A 11     | 15           | 975        | 4,03             | 2126           | 3,44             |
|          | 20           | 960        | 5,40             | 2075           | 4,87             |
| A 12     | 15           | 900        | 5,37             | brak           | brak             |
|          | 20           | 925        | 6,21             | brak           | brak             |
| A 13     | 15           | 1150       | 3,16             | 1950           | 4,60             |
|          | 20           | 1160       | 6,50             | 1850           | 6,63             |
| A 14 L   | 15           | 1020       | 4,87             | 2360           | 3,81             |
|          | 20           | 1005       | 5,84             | 2327           | 5,25             |
| A 14 P   | 15           | 960        | 4,86             | 2320           | 5,06             |
|          | 20           | 970        | 6,22             | 2285           | 7,40             |
| A 14 L+P | 15           | 1005       | 9,09             | 2240           | 13,73            |
|          | 20           | 970        | 10,70            | 2260           | 20,39            |

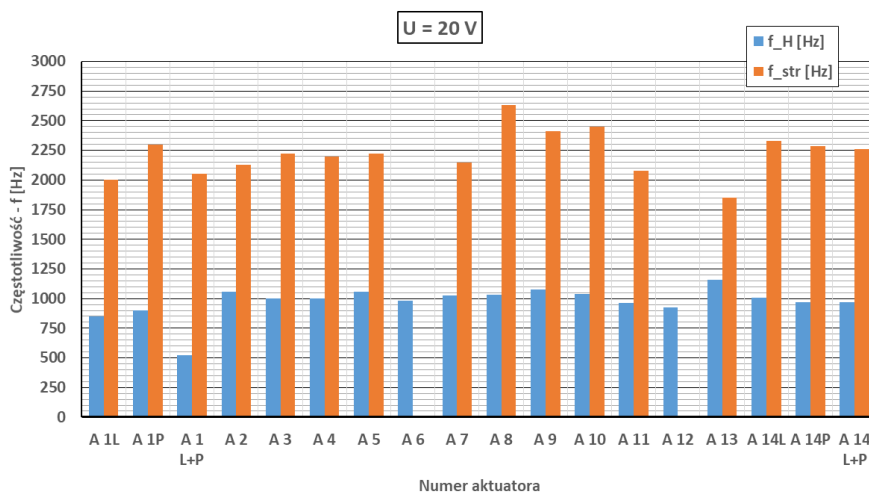
Natomiast druga częstotliwość charakterystyczna dla przypadku napięcia zasilającego  $U = 15$  V wykazuje większe różnice w wartościach pomierzonych częstotliwości. Najniższa wartość drugiej częstotliwości charakterystycznej występuje dla aktuatora numer A1 z dwiema membranami w komorze ( $f_{str\_A1\ L+P} = 1900$  Hz), natomiast najwyższa wartość występuje w aktuatorze numer A8 ( $f_{str\_A8} = 2624$  Hz). W przypadku aktuatorów numer A6 oraz A12 wyznaczenie drugiej częstotliwości charakterystycznej  $f_2$  nie było możliwe ze względu na fakt, iż prędkość dżetu po osiągnięciu maksymalnej wartości dla  $f_1$  spadała i utrzymywała się na stałym poziomie.



Rys. 3.6. Częstotliwości rezonansowe aktuatorów, kolor niebieski –  $f_H$ , pomarańczowy –  $f_{str}$ ,  $U = 15$  V

Rysunek 3.7 przedstawia zmierzone częstotliwości rezonansowe aktuatorów, dla których prędkość dżetu osiąga prędkości maksymalne, przy napięciu zasilającym  $U = 20$  V. Tak jak na poprzednim rysunku, kolorem niebieskim zaznaczono pierwszą częstotliwość charakterystyczną –  $f_H$ , natomiast kolorem pomarańczowym zaznaczono drugą częstotliwość charakterystyczną –  $f_{str}$ . Podobnie jak dla przypadku napięcia zasilającego  $U = 15$  V, również w przypadku napięcia  $U = 20$  V pierwsza częstotliwość charakterystyczna oscyluje w granicach  $f = 1000$  Hz. Najniższa wartość pierwszej częstotliwości charakterystycznej występuje ponownie dla aktuatora numer A1 z dwiema membranami w komorze ( $f_{H\_A1\ L+P} = 525$  Hz), natomiast najwyższa wartość występuje, również jak dla przypadku  $U = 15$  V, w aktuatorze numer A13 ( $f_{H\_A13} = 1160$  Hz). Również w przypadku drugiej częstotliwości charakterystycznej dla przypadku napięcia zasilającego  $U = 20$  V występują większe różnice w wartościach pomierzonych częstotliwości pomiędzy poszczególnymi aktuatorami. Najniższa wartość drugiej częstotliwości charakterystycznej występuje dla aktuatora numer A13 ( $f_{str\_A13} = 1900$  Hz), natomiast naj-

wyższa wartość występuje w aktuatorze numer A8 ( $f_{str\_A8} = 2629$  Hz). W przypadku aktuatorów numer A6 oraz A12 wyznaczenie drugiej częstotliwości charakterystycznej nie było możliwe również dla napięcia  $U = 20$  V. Podobnie jak dla  $U = 15$  V prędkość dźwiętu po osiągnięciu maksymalnej wartości dla  $f_1$  spadała i utrzymywała się na stałym poziomie.



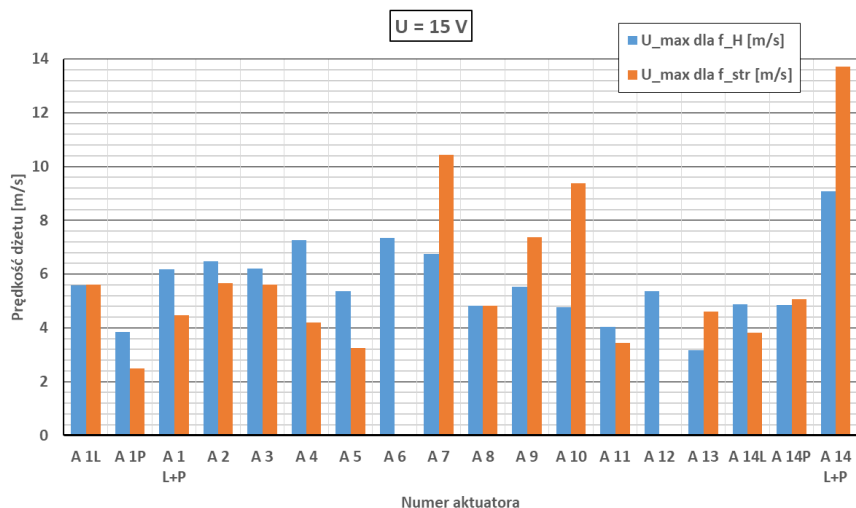
Rys. 3.7. Częstotliwości rezonansowe aktuatorów, kolor niebieski –  $f_H$ , pomarańczowy –  $f_{str}$ ,  $U = 20$  V

Z przedstawionych danych pomiarowych wynika, iż wzrost napięcia z wartości  $U = 15$  V do wartości  $U = 20$  V nie powoduje znaczących różnic w pierwszej częstotliwości charakterystycznej i dla większości aktuatorów zmiana ta nie przekracza  $\pm 35$  Hz. Najwyższą różnicę odnotowano w aktuatorze numer 1 z dwiema membranami w komorze. W przypadku A1 L wzrost napięcia z 15 V do 20 V spowodował spadek pierwszej częstotliwości charakterystycznej o 130 Hz. W przypadku A1 P częstotliwość nie zmieniła się, natomiast w przypadku A1 L+P wzrost napięcia z 15 V do 20 V spowodował spadek pierwszej częstotliwości charakterystycznej aż o 355 Hz. W przypadku aktuatorów A1 P oraz A4 zmiana napięcia nie wpłynęła na zmianę pierwszej częstotliwości charakterystycznej.

W przypadku drugiej częstotliwości charakterystycznej wzrost napięcia z wartości  $U = 15$  V do wartości  $U = 20$  V powoduje zmianę na poziomie  $\pm 50$  Hz dla większości aktuatorów. Największą zmianę odnotowano w aktuatorze numer A1 z dwiema membranami w komorze, dla którego częstotliwość wzrosła aż o 150 Hz. W przypadku aktuatora numer A13 częstotliwość spadła o 100 Hz wraz ze wzrostem napięcia zasilającego. W przypadku aktuatorów A1 P oraz A10 zmiana napięcia nie wpłynęła na zmianę drugiej częstotliwości charakterystycznej.

Przedstawione na początku niniejszego rozdziału w tabeli 4 wartości prędkości maksymalnych generowanych w dźwiętach dla częstotliwości charakterystycznych  $f_H$  oraz  $f_{str}$  różnią się pomiędzy sobą. Na rys. 3.8 przedstawiono wartości

zmierzonych prędkości maksymalnych dżetów dla częstotliwości  $f_h$  oraz  $f_{str}$  dla przypadku napięcia zasilającego  $U = 15$  V.



Rys. 3.8. Prędkości maksymalne dżetu dla częstotliwości rezonansowych aktuatorów, kolor niebieski –  $f_H$ , pomarańczowy –  $f_{str}$ ,  $U = 15$  V

Dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej (słupki niebieskie) średnia wartość maksymalnej prędkości dżetu dla aktuatorów z jedną membraną aktywną w komorze wynosi  $U_{dżet\ sr} = 5,39$  m/s; zmierzona wartość maksymalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 7,34$  m/s przypada na aktuator numer A6 natomiast zmierzona wartość minimalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 3,16$  m/s przypada na aktuator numer A13. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A1 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet\ A1\ L+P} = 6,19$  m/s w porównaniu z prędkością  $U_{dżet\ A1\ L} = 5,57$  m/s oraz  $U_{dżet\ A1\ P} = 3,85$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu o 11,2% oraz o 60,9% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze, odpowiednio A1 L oraz A1 P.

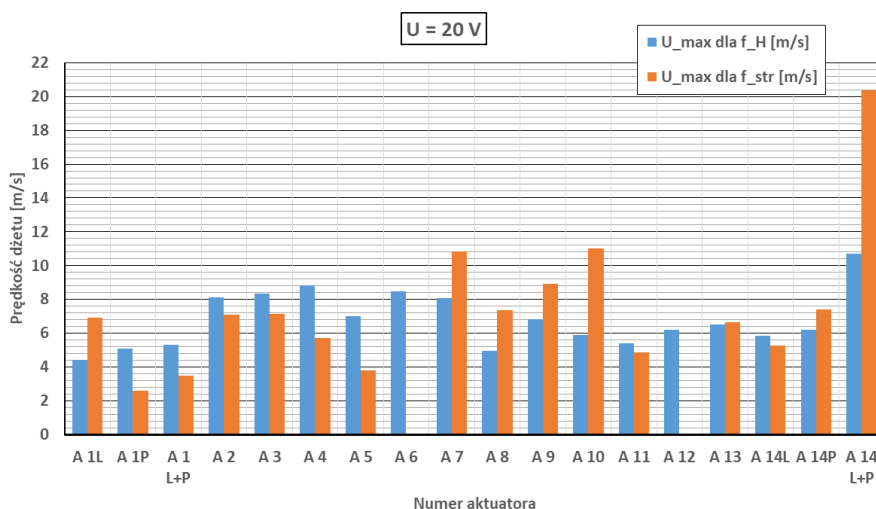
Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A14 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet\ A14\ L+P} = 9,09$  m/s w porównaniu z prędkością  $U_{dżet\ A14\ L} = 4,87$  m/s oraz  $U_{dżet\ A14\ P} = 4,86$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu o 86,8% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze (zarówno A14 L, jak i A14 P).

Dla drugiej częstotliwości charakterystycznej (słupki pomarańczowe) średnia wartość maksymalnej prędkości dżetu dla aktuatorów z jedną membraną aktywną w komorze wynosi  $U_{dżet\ sr} = 5,41$  m/s; zmierzona wartość maksymalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 10,44$  m/s przypada na aktuator numer A7 natomiast zmierzona wartość minimalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 2,49$  m/s przypada na aktuator numer A1 P. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A1 L+P powoduje uzyskanie prędkości dżetu  $U_{dżet\ A1\ L+P} = 4,47$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet\ A1\ L} = 5,62$  m/s oraz  $U_{dżet\ A1\ P} = 2,49$  m/s. Oznacza to spadek

prędkości dżetu o 20,4% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A1 L oraz odpowiednio wzrost o 79,6% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A1 P. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A14 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet A14 L+P} = 13,73$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet A14 L} = 3,81$  m/s oraz  $U_{dżet A14 P} = 5,06$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu o 260,2% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 L oraz wzrost o 171,5% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 P.

Na rys. 3.9 przedstawiono wartości zmierzonych prędkości maksymalnych dżetów dla częstotliwości  $f_H$  oraz  $f_{str}$  dla przypadku napięcia zasilającego  $U = 20$  V. Dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej (słupki niebieskie) średnia wartość maksymalnej prędkości dżetu dla aktuatorów z jedną membraną aktywną w komorze wynosi  $U_{dżet sr} = 6,64$  m/s; zmierzona wartość maksymalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 8,81$  m/s przypada na aktuator numer A4 natomiast zmierzona wartość minimalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 4,44$  m/s przypada na aktuator numer A1 L. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A1 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet A1 L+P} = 5,30$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet A1 L} = 4,44$  m/s oraz  $U_{dżet A1 P} = 5,08$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu o 19,4% oraz o 4,3% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze, odpowiednio A1 L oraz A1 P.

Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A14 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet A14 L+P} = 10,7$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet A14 L} = 5,84$  m/s oraz  $U_{dżet A14 P} = 6,22$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu o 83,2% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 L oraz wzrost o 72,1% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 P.



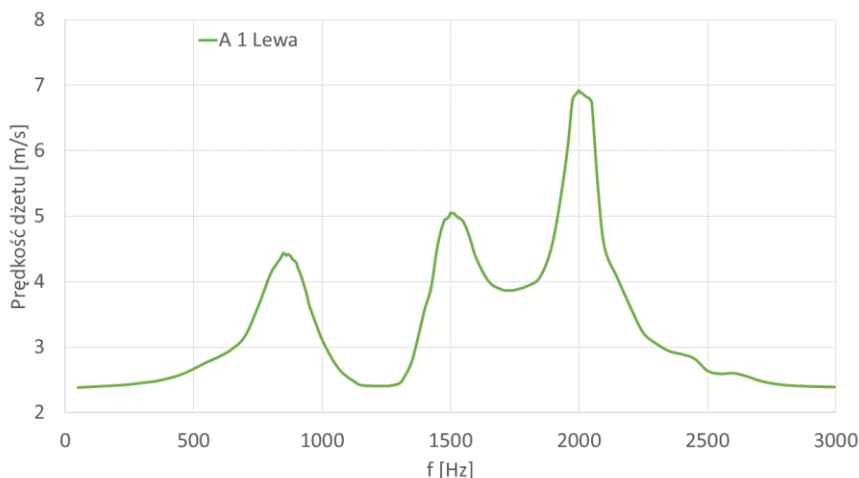
Rys. 3.9. Prędkości maksymalne dżetu dla częstotliwości rezonansowych aktuatorów, kolor niebieski –  $f_H$ , pomarańczowy –  $f_{str}$ ,  $U = 20$  V

Dla drugiej częstotliwości charakterystycznej (słupki pomarańczowe) średnia wartość maksymalnej prędkości dżetu dla aktuatorów z jedną membraną aktywną w komorze wynosi  $U_{dżet\ sr} = 6,83$  m/s; zmierzona wartość maksymalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 11,03$  m/s przypada na aktuator numer A10, natomiast zmierzona wartość minimalna prędkości dżetu  $U_{dżet} = 2,60$  m/s przypada na aktuator numer A1 P. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A1 L+P powoduje uzyskanie prędkości dżetu  $U_{dżet\ A1\ L+P} = 3,5$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet\ A1\ L} = 6,92$  m/s oraz  $U_{dżet\ A1\ P} = 2,6$  m/s. Oznacza to spadek prędkości dżetu o 49,4% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A1 L oraz odpowiednio wzrost o 34,7% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A1 P. Użycie obu membran jednocześnie w przypadku aktuatora numer A14 L+P powoduje wzrost prędkości dżetu do  $U_{dżet\ A14\ L+P} = 20,39$  m/s w porównaniu z  $U_{dżet\ A14\ L} = 5,25$  m/s oraz  $U_{dżet\ A14\ P} = 7,4$  m/s. Oznacza to wzrost prędkości dżetu aż o 288,2% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 L oraz wzrost o 175,5% w odniesieniu do układu z jedną membraną w komorze A14 P.

Z przedstawionych danych pomiarowych wynika, iż wzrost napięcia z wartości  $U = 15$  V do wartości  $U = 20$  V powoduje wzrost średniej prędkości dżetu dla układu z jedną membraną w komorze na poziomie 23,2% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej oraz wzrost średniej prędkości dżetu o 26,2% dla drugiej częstotliwości charakterystycznej. Dla układu z dwiema membranami w komorze wzrost napięcia spowodował dla aktuatora numer A1 L+P spadek prędkości maksymalnej dżetu o 14,5% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej, natomiast dla drugiej częstotliwości charakterystycznej prędkość maksymalna dżetu spadła o 21,7%. W przeciwieństwie do przypadku A1 L+P dla układu z dwiema membranami w komorze wzrost napięcia spowodował dla aktuatora numer A14 L+P wzrost prędkości maksymalnej dżetu o 17,6% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej, natomiast dla drugiej częstotliwości charakterystycznej prędkość maksymalna dżetu wzrosła o 48,4%.

W celu wyjaśnienia spadku prędkości maksymalnej dżetu w aktuatorze A1 w przypadku użycia dwóch membran należy przyrzeć się wyznaczonej charakterystyce prędkości maksymalnej dżetu w zależności od częstotliwości wymuszającej. Rysunek 3.10 przedstawia zależność prędkości maksymalnej dżetu w zależności od częstotliwości wymuszającej dla napięcia zasilającego  $U = 20$  V. W odróżnieniu od wszystkich pozostałych przypadków pomiarowych, dla aktuatora A1 L oraz napięcia  $U = 20$  V można wyznaczyć, oprócz dwóch częstotliwości charakterystycznych, trzecią charakterystyczną wartość częstotliwości, dla której prędkość generowanego dżetu przyjmuje wartość maksymalną i wynosi ona  $f_3 = 1500$  Hz, dla której prędkość dżetu wynosi  $U_{dżet} = 5,05$  m/s.

Należy pamiętać, iż w przypadku generatorów z dwiema membranami, podczas gdy jedna membrana była zasilana, druga membrana spełniała funkcję „sztywnej” ścianki ograniczającej komorę z drugiej strony. Występowanie trzeciej częstotliwości charakterystycznej, która nie występuje w generatorach z jedną membraną oraz sztywną ścianką w postaci krążka o grubości wielokrotnie większej niż grubość membrany, może świadczyć o wymuszeniu drgań membrany „nieaktywnej”.



Rys. 3.10. Prędkość dżetu w funkcji częstotliwości wymuszającej – A1 L,  $U = 20$  V

Do wzbudzenia membrany pełniącej funkcję „szywnej” ścianki mogło dojść na skutek oddziaływania płynu znajdującego się w komorze generatora poddawanego zmianom ciśnienia wywołwanego harmonicznymi zmianami objętości komory podczas drgań membrany „aktywnej”.

Wykorzystanie powszechnie dostępnych membran z materiałem piezoelektrycznym, dla których nie ma dostępnych informacji na temat własności fizycznych oraz rodzaju użytych materiałów powoduje, iż nie jest możliwe wyznaczenie w sposób analityczny częstotliwości drgań własnych membran. Również dokładność wykonania elementów składających się na układ generatorów, tj. pierścieni dystansowych, ścianek oddzielających poszczególne aktulatory, dokładność wykonania otworów wylotowych (np. średnica, prostopadłość do powierzchni), jak i uwzględnienie podłączenia przewodu do materiału piezoelektrycznego powoduje, iż pomierzone częstotliwości charakterystyczne generatorów syntetycznych dżetów w zakresie różnią się od wyznaczonych teoretycznych częstotliwości rezonansowych Helmholtza.

Ponieważ wszystkie aktulatory charakteryzowały się osiąganiem maksymalnych prędkości dżetów dla różnych wartości częstotliwości charakterystycznych, zarówno dla pierwszej, jak i drugiej, zdecydowano się na wyznaczenie jednej wartości średniej częstotliwości Helmholtza  $f_{H\_sr} = 1015$  Hz oraz średniej częstotliwości strukturalnej  $f_{str\_sr} = 2225$  Hz. Zabieg ten podyktowany był faktem, iż wszystkie generatory podłączone były do jednego układu sterującego częstotliwością wymuszającą. Te wyniki również pokazują, że dostępne na rynku komercyjne materiały piezoelektryczne charakteryzują się dużą rozbieżnością parametrów. Dlatego, aby dobrać cały układ prawidłowo, należałoby przebadać wiele membran i dobrać je pod kątem zbliżonej średniej prędkości wylotowej dżetu dla wszystkich aktuatorów.

Układ z czternastoma generatorami syntetycznych dżetów przedstawiony w dalszej części niniejszej rozprawy wymagał dostarczenia maksymalnej mocy elektrycznej na poziomie:

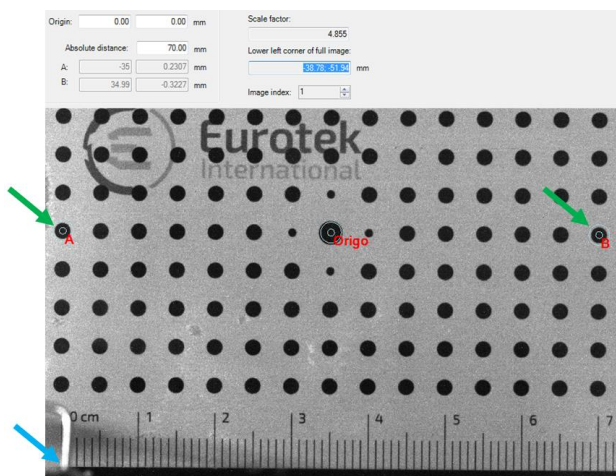
- 0,39 W – napięcie zasilające  $U = 15$  V,
- 0,46 W – napięcie zasilające  $U = 20$  V,
- 0,55 W – napięcie zasilające  $U = 25$  V,
- 0,63 W – napięcie zasilające  $U = 30$  V.

We wszystkich przypadkach maksymalne wartości mocy elektrycznej przypadały dla częstotliwości wymuszającej wynoszącej  $f = 2400$  Hz.

### 3.2. Wizualizacja pola przepływu za pomocą metody PIV

W celu zbadania wpływu generatorów syntetycznych dżetów na strefę oderwania przepływu przeprowadzono badania eksperymentalne z wykorzystaniem metody PIV opisanej w rozdziale II. Płaszczyzna pomiarowa znajdowała się w połowie szerokości sekcji z zamontowanym bumpem. Zastosowano układ składający się z jednej kamery (układ 2C2D) umieszczonej prostopadle do kierunku przepływu, co pozwoliło na wyznaczenie dwóch składowych wektora prędkości. W prezentowanej pracy wykorzystano aerozol DEHS do wprowadzenia do przepływu cząsteczek będących „znacznikami” podążającymi za przepływem. W dalszej części rozdziału prezentowane są wyniki pomiarów z wykorzystaniem oprogramowania Dantec Dynamics – Dynamic Studio. Do obróbki graficznej wyników pomiarów wykorzystano oprogramowanie Tecplot 360.

Przed przystąpieniem do pomiarów wykonano zdjęcie kalibracyjne (rys. 3.11) niezbędne do zdefiniowania odległości pomiędzy dwoma punktami, która wykorzystywana była przez oprogramowanie Dynamic Studio do wyznaczania prędkości podczas analizy zdjęć.

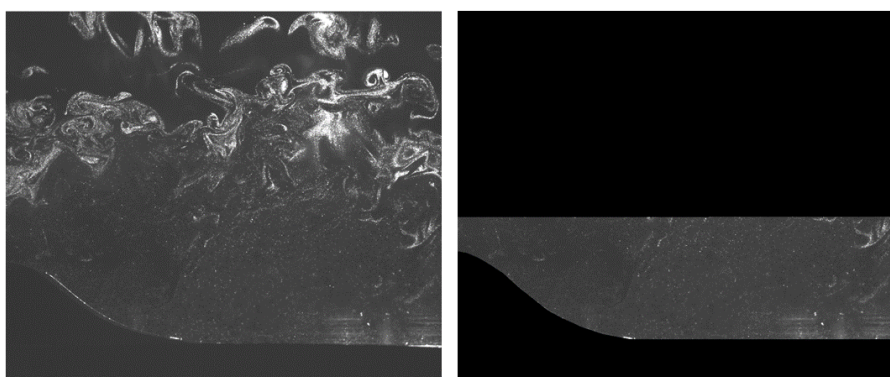


Rys. 3.11. Zdjęcie kalibracyjne na potrzeby analizy PIV

Odległość pomiędzy punktami A oraz B, zaznaczonymi na rysunku zielonymi strzałkami, wynosiła 70 mm. Linia łącząca punkty A oraz B wyznacza również kierunek osi X; oś Y jest prostopadła do osi X. Płytką kalibracyjną ustawiona była na bumpie, strzałką niebieską zaznaczono wylot z generatorów.

W celu sprawdzenia efektywności generatorów przeprowadzono pomiary pola przepływu dla przypadków referencyjnych, dla których prędkość przepływu strumienia głównego wynosiła odpowiednio  $U_\infty = 8, 10$  oraz  $12$  m/s, bez użycia generatorów. Pomiaru prędkości przepływu strumienia głównego dokonano za pomocą sondy termooanemometrycznej TSI 8455-075-1 umieszczonej na wlocie do sekcji pomiarowej. Dla każdego z przypadków referencyjnych przeprowadzono dziesięć serii pomiarowych. Podczas każdej z serii pomiarowych kamera rejestrowała 100 zdjęć pola przepływu z częstotliwością 20 Hz o rozdzielczości  $2560 \times 2160$  pikseli. Każde zdjęcie składało się z dwóch klatek, przesuniętych w czasie o  $25 \mu\text{s}$ . W dalszej części rozdziału dla wszystkich prezentowanych przypadków wlot do sekcji pomiarowej znajdował się z lewej strony, także kierunek przepływu na wszystkich rysunkach jest od lewej do prawej strony.

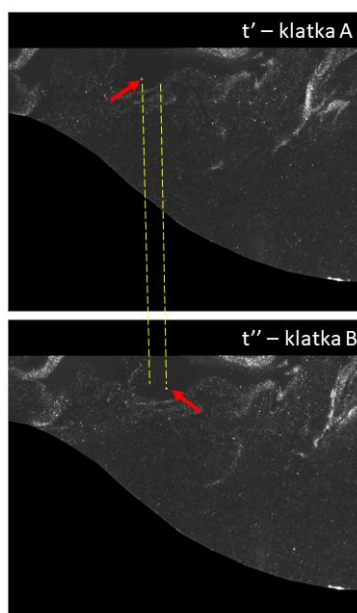
Na rys. 3.12 z lewej strony przedstawiono widok rejestrowany przez kamerę podczas pomiarów, natomiast z prawej strony przedstawione zostało to samo zdjęcie z zastosowaniem maskowania obszaru, który był wyłączony z dalszej analizy. Zastosowanie maskowania podyktowane było faktem, iż posiew wprowadzany był do sekcji pomiarowej w jej dolnej części. W ten sposób dostarczano jak największą liczbę cząsteczek aerozolu, tak aby pojawiały się w obszarze blisko powierzchni bumpu, za którym występowała strefa oderwania przepływu, którą w dalszej części badań starano się zredukować z wykorzystaniem generatorów syntetycznych dżetów. W tym obszarze płaszczyzna pomiarowa generowana przez laser miała najmniejszą grubość, co pozwalało na uchwycenie pojedynczych cząsteczek.



Rys. 3.12. Widok rejestrowany podczas pomiarów (lewa) oraz z nałożoną maską (prawa)

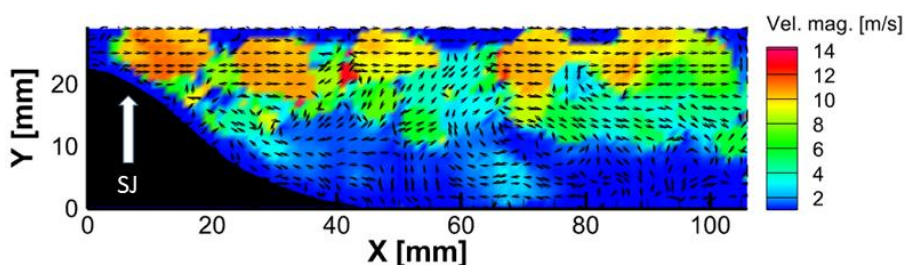
Na rys. 3.12 oraz 3.13 użyto rozjaśnionych zdjęć w celu ukazania posiewu w przepływie. Na rys. 3.13 przedstawione zostały obie klatki zdjęcia wykonanego podczas testowania doprowadzania posiewu do przepływu – w górnej części

klatka A (pierwsza), w dolnej części klatka B (druga). Na obu klatkach czerwoną strzałką zaznaczono położenie przykładowej cząsteczki posiewu bardzo dobrze widocznej na obu klatkach. Linia żółtą przerywaną zaznaczono odległość, jaką cząstka przebyła w czasie jaki upłynął pomiędzy obiema klatkami ( $25\ \mu\text{s}$ ). Znając odległość (wykorzystując zdjęcie kalibracyjne) oraz czas, jaki upłynął pomiędzy obiema klatkami, możliwe jest wyliczenie prędkości z jaką porusza się zaznaczona cząsteczka.



Rys. 3.13. Przemieszczanie się cząsteczki posiewu pomiędzy dwiema klatkami zdjęcia

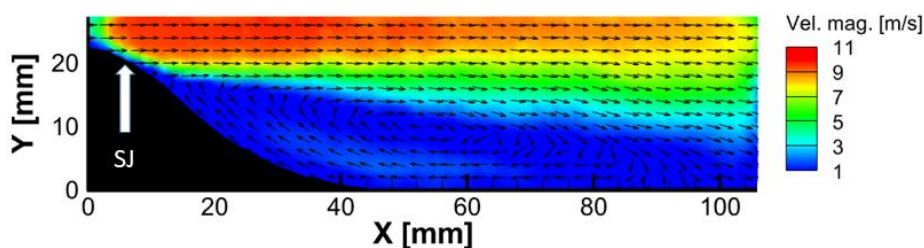
W wyniku analizy serii stu zdjęć zarejestrowanych podczas sesji pomiarowej dla każdego z przypadków wyznaczono wektory prędkości przepływu w danej chwili (wektory modułu prędkości). Wynik takiej analizy dla przypadku referencyjnego (bez użycia generatorów) dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 10\ \text{m/s}$  przedstawiony jest na rys. 3.14.



Rys. 3.14. Chwilowe pole prędkości dla  $U_\infty = 10\ \text{m/s}$ , przypadek referencyjny

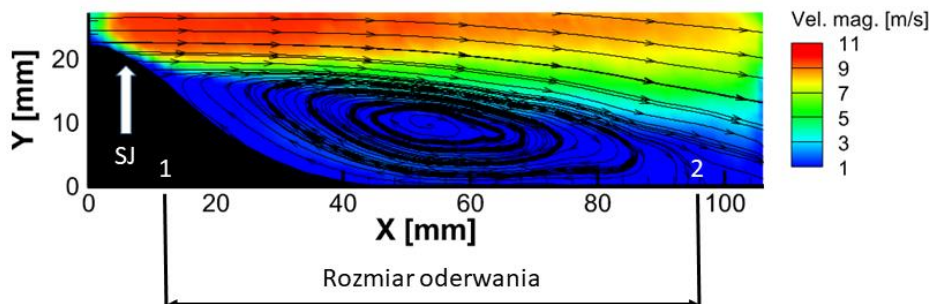
Białą strzałką zaznaczono lokalizację wylotu z generatorów syntetycznych dźwięków, w tym przypadku nieaktywnych. Na rysunku widoczny jest turbulentny charakter przepływu. Wskutek relatywnie dużej prędkości (wysoka liczba Reynoldsa) oraz w wyniku ujemnego gradientu ciśnienia (skutek zmiany geometrii kanału) przepływ przy powierzchni bumpy odrywa się. Następuje odsunięcie części zewnętrznej strumienia głównego od ściany poprzez strefę oderwania, a powstające struktury wirowe charakteryzują się silnie nierównomiernym polem prędkości.

Otrzymane wyniki poddano dalszej analizie w celu uśrednienia pola przepływu w czasie wykorzystując oprogramowanie Dynamic Studio. Uśrednienie pola przepływu pozwala na wyznaczenie średniego statystycznie obszaru, w którym dochodzi do zjawiska oderwania. Taki przepływ jest silnie niestacjonarny i stąd wielkość obszaru oderwania jest zmienna w czasie. Dlatego do analiz i porównań odpowiednia jest jego wartość uśredniona. Widok uśrednionego pola przepływu dla przypadku referencyjnego (bez użycia generatorów) dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 10$  m/s przedstawiony jest na rys. 3.15. Bardzo dobrze widoczna jest część strumienia głównego w górnej części, która podąża w dół przepływu oraz dolna strefa, w której część strumienia płynie w przeciwnym kierunku – strefa recyrkulacji.



Rys. 3.15. Uśrednione pole prędkości dla  $U_\infty = 10$  m/s, przypadek referencyjny

W celu dokładniejszej analizy rozmiaru strefy oderwania dla uśrednionego pola przepływu wyznaczono linie prądu. Wykorzystując linie prądu określono rozmiar oderwania jako odległość pomiędzy punktem, w którym nastąpiło oderwanie przepływu a punktem przyłączenia (rys. 3.16).



Rys. 3.16. Schemat wyznaczania rozmiaru oderwania w oparciu o linie prądu

Punkty te pokazano schematycznie na rysunku:

- punkt 1 – początek oderwania;
- punkt 2 – punkt przyłgnięcia.

Odległość pomiędzy wspomnianymi punktami definiowała rozmiar oderwania wyrażony w milimetrach.

Jak wcześniej wspomniano, dla każdego przypadku wykonano serię dziesięciu pomiarów. Dla każdego z pomiarów wyznaczono następnie chwilowe oraz uśrednione pola przepływu. Wykorzystując linie prądu dla uśrednionego pola przepływu w każdym z przypadków wyznaczono rozmiar strefy oderwania. Ze-stawienie wyników wyznaczenia rozmiaru oderwania dla przypadków referencyjnych przepływu głównego z prędkościami odpowiednio  $U_\infty = 8, 10$  oraz  $12$  m/s (bez użycia generatorów) przedstawione jest w tabeli 5.

Tabela 5. Wyznaczone rozmiary oderwania dla przypadków referencyjnych

| Przypadek referencyjny,<br>prędkość przepływu [m/s] | Rozmiar oderwania [mm] |         |            |
|-----------------------------------------------------|------------------------|---------|------------|
|                                                     | Minimalne              | Średnie | Maksymalne |
| 8                                                   | 80                     | 83,6    | 87         |
| 10                                                  | 71                     | 79,2    | 93         |
| 12                                                  | 62                     | 66,2    | 71         |

Można zauważyć zmniejszanie się rozmiaru strefy oderwania wraz ze wzrostem prędkości przepływu głównego zarówno w przypadku rozmiaru minimalnego, jak i średniego oderwania. Jedynie w przypadku maksymalnego rozmiaru oderwania wzrost prędkości przepływu głównego z  $U_\infty = 8$  m/s do  $U_\infty = 10$  m/s spowodował zwiększenie rozmiaru oderwania, jednakże dalszy wzrost prędkości do  $U_\infty = 12$  m/s ponownie spowodował zmniejszenie maksymalnego rozmiaru oderwania.

W celu zbadania efektywności syntetycznych generatorów wirów przeprowadzono trzy sesje pomiarowe z ich użyciem dla prędkości  $U_\infty = 8, 10$  oraz  $12$  m/s. W każdej z nich przebadano przypadki obu częstotliwości charakterystycznych – rezonansowej komory  $f_{H\_sr}$  oraz rezonansowej struktury  $f_{str\_sr}$ . W celu zbadania wpływu napięcia zasilania na efektywność generatorów syntetycznych dżetów w przypadku obu częstotliwości aktuatory zasilane były napięciem odpowiednio  $U = 15, 20, 25$  oraz  $30$  V.

Wpływ użycia generatorów syntetycznych dżetów na strefę oderwania przedstawiono w postaci względnej różnicy w rozmiarze oderwania pomiędzy przypadkiem zmierzonym a referencyjnym wyrażonym w procentach. Wartości ujemne w tabelach oznaczają poprawę parametrów przepływu, czyli zmniejszenie rozmiaru strefy oderwania, natomiast wartości dodatnie oznaczają zwiększenie rozmiaru strefy oderwania, czyli pogorszenie parametrów przepływu.

Porównanie między przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 8$  m/s przedstawione zostało w tabeli 6. Dla przypadków, w których wykorzystywano częstotliwość rezonansową komory, korzystny wpływ generatorów syntetycznych dżetów

zaobserwować można tylko w przypadku numer 1, w którym napięcie zasilające wynosiło  $U = 15$  V. Maksymalny rozmiar oderwania uległ redukcji o 1,15% w stosunku do przypadku referencyjnego, średni rozmiar uległ redukcji o 1,67% podczas gdy najmniejszy rozmiar oderwania zredukowano o 8,75%. W pozostałych przypadkach z wykorzystaniem częstotliwości rezonansowej komory nie udało się uzyskać pozytywnego wpływu aktuatorów na redukcję rozmiaru oderwania poza nieznaczną redukcją rozmiaru minimalnego w przypadku 2 o 1,25% oraz rozmiaru średniego w przypadku 4 o 0,84%.

Tabela 6. Różnica między przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla  $U_{\infty} = 8$  m/s

| Przypadek               |                             | Oderwanie [mm] |         |            |
|-------------------------|-----------------------------|----------------|---------|------------|
|                         |                             | Minimalne      | Średnie | Maksymalne |
| 8 m/s ref. (bez dżetów) |                             | 80,00          | 83,60   | 87,00      |
| Przypadki z dżetami     |                             | Różnica [%]    |         |            |
| 1                       | 8 m/s - $f_{H\_sr} - 15V$   | -8,75          | -1,67   | -1,15      |
| 2                       | 8 m/s - $f_{H\_sr} - 20V$   | -1,25          | 0,24    | 3,45       |
| 3                       | 8 m/s - $f_{H\_sr} - 25V$   | 0,00           | 1,08    | 0,00       |
| 4                       | 8 m/s - $f_{H\_sr} - 30V$   | 0,00           | -0,84   | 3,45       |
| 5                       | 8 m/s - $f_{str\_sr} - 15V$ | -1,25          | -0,84   | 1,15       |
| 6                       | 8 m/s - $f_{str\_sr} - 20V$ | -6,25          | -4,07   | -1,15      |
| 7                       | 8 m/s - $f_{str\_sr} - 25V$ | -3,75          | -3,11   | 1,15       |
| 8                       | 8 m/s - $f_{str\_sr} - 30V$ | -3,75          | -3,11   | -2,30      |

W przypadkach numer 2 oraz 4 nastąpiło pogorszenie sytuacji, gdyż maksymalny rozmiar oderwania uległ zwiększeniu o blisko 3,5% w stosunku do przypadku referencyjnego. Użycie napięcia zasilającego na poziomie  $U = 25$  V w przypadku numer 3 nie wpłynęło w żaden sposób na zmianę rozmiaru minimalnego oraz maksymalnego, jedynie rozmiar średni uległ zwiększeniu o 1%. Wyraźnie widać, iż zwiększanie napięcia zasilającego powyżej  $U = 15$  V nie wpływa na poprawę parametrów przepływu z czego można wnioskować, iż syntetyczne dżety nie doprowadzały energii (transportu pędu) do obszaru oderwania. Prawdopodobnie przyczyną takich wyników jest:

- Prędkość syntetycznych dżetów była zbyt wysoka w stosunku do przepływu w warstwie przyściennej, przez co powstające struktury wirowe formowały się zbyt wysoko ponad warstwą i zamiast dostarczać pęd do tej warstwy zostały uniesione wraz z przepływem głównym.
- Występuje oderwanie w przepływie w otworze dżetu przez co powstające struktury wirowe syntetycznych dżetów dostarczały zbyt mało energii do przepływu.

Dla przypadków, w których wykorzystywano częstotliwość rezonansową struktury, korzystny wpływ generatorów syntetycznych dżetów zaobserwować można w wszystkich przypadkach, w których napięcie zasilające wynosiło odpowiednio od  $U = 15$  V do  $U = 30$  V. Maksymalny rozmiar oderwania uległ redukcji o 1,15% oraz 2,3% w stosunku do przypadku referencyjnego, średni rozmiar uległ redukcji odpowiednio ok. 4% oraz 3%, podczas gdy najmniejszy rozmiar oderwania zredukowano o 6,25% oraz 3,75%. W przypadkach z wykorzystaniem częstotliwości rezonansowej komory (numer 5 oraz 7) udało się zmniejszyć minimalny rozmiar oderwania, odpowiednio o 1,25% oraz 3,75%, oraz średni rozmiar oderwania o ok. 1% oraz 3%. Natomiast w przypadku maksymalnego rozmiaru oderwania zarówno dla napięcia  $U = 15$  V (przypadek 5), jak i  $U = 25$  V (przypadek 7), nastąpiło pogorszenie sytuacji, ponieważ maksymalny rozmiar oderwania uległ zwiększeniu o 1,15% w stosunku do przypadku referencyjnego. Pomimo niewielkiego wpływu na rozmiar maksymalnego oderwania (zarówno pozytywnego, jak i negatywnego) warto zauważyć, iż wprowadzenie do przepływu głównego struktur wirowych odniosło pozytywny skutek w redukcji rozmiarów minimalnych oraz średnich oderwania dla wszystkich poziomów napięć z wykorzystaniem drugiej częstotliwości rezonansowej.

Porównanie pomiędzy przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 10$  m/s przedstawione zostało w tabeli 7. Dla przypadków, w których wykorzystywano częstotliwość rezonansową komory, korzystny wpływ generatorów syntetycznych dżetów można zaobserwować dla wszystkich poziomów napięć, od  $U = 15$  V do  $U = 30$  V (przypadki od 1 do 4). W każdym ze wspomnianych przypadków maksymalny rozmiar oderwania został zmniejszony w porównaniu z przypadkiem referencyjnym bez użycia generatorów.

Tabela 7. Różnica między przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla  $U_\infty = 10$  m/s

| Przypadek                |                              | Oderwanie [mm] |         |            |
|--------------------------|------------------------------|----------------|---------|------------|
|                          |                              | Minimalne      | Średnie | Maksymalne |
| 10 m/s ref. (bez dżetów) |                              | 71,00          | 79,20   | 93,00      |
| Przypadki z dżetami      |                              | Różnica [%]    |         |            |
| 1                        | 10 m/s - $f_{H\_sr}$ - 15V   | 5,63           | 3,41    | -6,45      |
| 2                        | 10 m/s - $f_{H\_sr}$ - 20V   | -1,41          | -3,91   | -8,60      |
| 3                        | 10 m/s - $f_{H\_sr}$ - 25V   | -2,82          | -8,08   | -11,83     |
| 4                        | 10 m/s - $f_{H\_sr}$ - 30V   | -5,63          | -7,45   | -15,05     |
| 5                        | 10 m/s - $f_{str\_sr}$ - 15V | -4,23          | -8,84   | -17,20     |
| 6                        | 10 m/s - $f_{str\_sr}$ - 20V | -1,41          | -5,93   | -15,05     |
| 7                        | 10 m/s - $f_{str\_sr}$ - 25V | -2,82          | -8,96   | -13,98     |
| 8                        | 10 m/s - $f_{str\_sr}$ - 30V | -2,82          | -6,94   | -11,83     |

Można zaobserwować wzrost efektywności generatorów wraz ze wzrostem napięcia w przypadku redukcji rozmiarów minimalnych, średnich, jak i maksymalnych oderwania.

Analizując przypadek numer 1, warto zauważyć, iż pomimo pogorszenia wymiarów minimalnych, jak i średnich oderwania w odniesieniu do przypadku referencyjnego, rozmiar maksymalny został zmniejszony aż o 6,45%. Wzrostowi napięcia z poziomu  $U = 15$  V do  $U = 20$  V (przypadek 2) towarzyszy zmniejszenie wszystkich wymiarów oderwania w porównaniu z przypadkiem referencyjnym. Największą różnicę w przypadku 2, wynoszącą 8,6%, zanotowano dla redukcji maksymalnego rozmiaru oderwania. Dalszy wzrost napięcia zasilania do  $U = 25$  V (przypadek 3) skutkował ponownie zmniejszeniem wszystkich wymiarów oderwania, osiągając największą różnicę wynoszącą 11,83% dla rozmiaru maksymalnego. Również wzrostowi napięcia do poziomu  $U = 30$  V (przypadek 4) towarzyszyło zmniejszenie wszystkich wymiarów oderwania. Największą efektywność generatorów syntetycznych dżetów zanotowano w przypadku 4, w którym maksymalny rozmiar oderwania uległ zmniejszeniu aż o 15%.

Dla serii pomiarowych z wykorzystaniem częstotliwości rezonansowych struktury (przypadki od 5 do 8) można zaobserwować tendencję do wzrostu efektywności generatorów syntetycznych dżetów wraz ze spadkiem napięcia zasilającego. Największą różnicę, w odniesieniu do przypadku referencyjnego, w redukcji maksymalnego rozmiaru oderwania zaobserwować można dla napięcia  $U = 15$  V (przypadek 5) – 17,2%. Podczas gdy napięcie zasilające rośnie, różnica w maksymalnym rozmiarze oderwania zaczyna maleć i wynosi 15% dla przypadku 6 ( $U = 20$  V), ok. 14% dla przypadku 7 ( $U = 25$  V) oraz 11,83% w przypadku 8 ( $U = 30$  V). Zarówno minimalne, jak i średnie rozmiary oderwania zostały zmniejszone z wykorzystaniem częstotliwości rezonansowych struktury. Trudno jednak wyznaczyć zależność pomiędzy napięciem zasilającym, a co za tym idzie – prędkością dżetów, a minimalnym czy średnim rozmiarem oderwania. Użyte wyniki pozwalają twierdzić, iż prędkości wylotowe z generatorów były zbliżone do prędkości przepływu strumienia głównego, tj.  $U_{\infty} = 10$  m/s, w przeciwieństwie do przypadków z prędkością przepływu głównego wynoszącą  $U_{\infty} = 8$  m/s. Wart podkreślenia jest fakt, iż dla przypadków z oboma charakterystycznymi częstotliwościami rozmiar maksymalny oderwania został zmniejszony o ponad 15% w porównaniu z przepływem bez kontroli za pomocą generatorów.

Porównanie pomiędzy przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla przepływu głównego z prędkością  $U_{\infty} = 12$  m/s przedstawione zostało w tabeli 8. Dla przypadków, w których wykorzystywano częstotliwość rezonansową komory, korzystny wpływ generatorów syntetycznych dżetów zaobserwować można dla napięć  $U = 25$  V (przypadek 3) oraz  $U = 30$  V (przypadek 4). Maksymalny rozmiar oderwania został zmniejszony w obu przypadkach w porównaniu z przypadkiem referencyjnym odpowiednio o 11,27% oraz o 12,68%. Interakcja struktur wirowych powstałych w przypadkach z użyciem niższych napięć (przypadek 1 oraz 2) spowodowała pogorszenie maksymalnych

rozmiarów oderwania o 5,63% oraz 9,86%. Można jednak zauważyć drobną poprawę w redukcji rozmiarów minimalnych oraz średnich oderwania w obu wspomnianych przypadkach.

W przypadkach, w których wykorzystywano częstotliwość rezonansową struktury, korzystny wpływ generatorów syntetycznych dżetów zaobserwować można dla wszystkich poziomów napięć zasilających. Najmniejsza poprawa w redukcji maksymalnego rozmiaru strefy oderwania wystąpiła w przypadku napięcia  $U = 20$  V (przypadek 6) i wynosiła zaledwie 1,41%. Dla napięć  $U = 15$  V (przypadek 5) oraz  $U = 25$  V (przypadek 7) zredukowano oderwanie o 8,45%. Dla maksymalnego napięcia  $U = 30$  V (przypadek 8) poprawa wyniosła 7%. Na podobnym poziomie jak dla rozmiaru maksymalnego uzyskano poprawę w redukcji rozmiaru średniego oderwania. Największe różnice zanotowano w redukcji minimalnego rozmiaru rzędu 12,9% oraz 11,3% dla przypadków 5 oraz 7.

Tabela 8. Różnica między przypadkiem referencyjnym oraz przypadkiem z użyciem generatorów dla  $U_\infty = 12$  m/s

| Przypadek                |                              | Oderwanie [mm] |         |            |
|--------------------------|------------------------------|----------------|---------|------------|
|                          |                              | Minimalne      | Średnie | Maksymalne |
| 12 m/s ref. (bez dżetów) |                              | 62,00          | 66,20   | 71,00      |
| Przypadki z dżetami      |                              | Różnica [%]    |         |            |
| 1                        | 12 m/s - $f_{H\_sr} - 15V$   | -1,61          | -2,11   | 5,63       |
| 2                        | 12 m/s - $f_{H\_sr} - 20V$   | -1,61          | -0,91   | 9,86       |
| 3                        | 12 m/s - $f_{H\_sr} - 25V$   | -16,13         | -11,48  | -11,27     |
| 4                        | 12 m/s - $f_{H\_sr} - 30V$   | -6,45          | -8,76   | -12,68     |
| 5                        | 12 m/s - $f_{str\_sr} - 15V$ | -12,90         | -8,76   | -8,45      |
| 6                        | 12 m/s - $f_{str\_sr} - 20V$ | -8,06          | -4,98   | -1,41      |
| 7                        | 12 m/s - $f_{str\_sr} - 25V$ | -11,29         | -7,85   | -8,45      |
| 8                        | 12 m/s - $f_{str\_sr} - 30V$ | -4,84          | -5,29   | -7,04      |

Użycie generatorów syntetycznych dżetów pracujących z drugą częstotliwością charakterystyczną  $f_{str}$  z przepływem głównym z prędkością  $U_\infty = 12$  m/s pokazuje, iż powstające struktury wirowe wpływają na zmianę pola przepływu redukując strefę oderwania w różnym stopniu. Dla napięć  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V maksymalne różnice osiągnięto w redukcji rozmiarów minimalnych, niższe dla rozmiarów średnich, natomiast najniższe dla rozmiarów maksymalnych. W przeciwieństwie do przypadku  $U = 30$  V, w którym efekt był odwrotny. Natomiast dla  $U = 25$  V różnica pomiędzy średnim i maksymalnym zyskiem jest niewielka przy najwyższej wartości dla redukcji rozmiaru minimalnego.

Mając na uwadze powyższe obserwacje odnoszące się do efektywności generatorów syntetycznych dżetów, można wyciągnąć następujące wnioski:

- W przypadku przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 8$  m/s generowane struktury wirowe nie były w stanie dostarczyć energii do obszaru oderwania w całym zakresie używanych napięć zasilających. Pozytywny wpływ osiągnięto tylko w trzech z ośmiu przypadków, przy czym uzyskane wyniki różniły się od referencyjnych o maksymalnie 8,75%. Wyniki dla przypadków 1, 6 oraz 8 pokazują, że możliwe jest uzyskanie takiego samego wpływu na strefę oderwania wykorzystując obie częstotliwości rezonansowe przy różnych poziomach napięć zasilających.
- Dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 10$  m/s syntetyczne dżety dostarczały energię do strefy oderwania w przypadku obu częstotliwości charakterystycznych oraz dla wszystkich napięć zasilających – łącznie w 8 przypadkach pomiarowych. Podobnie jak w przypadku z przepływem głównym z prędkością  $U_\infty = 8$  m/s również dla  $U_\infty = 10$  m/s możliwe jest uzyskanie takiego samego wpływu na strefę oderwania wykorzystując obie częstotliwości rezonansowe przy różnych poziomach napięć zasilających, tak jak w przypadkach 3 i 8 oraz w przypadkach 4 i 6.
- Dla przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 12$  m/s syntetyczne dżety wpłynęły pozytywnie we wszystkich przypadkach na redukcję rozmiarów minimalnych oraz średnich oderwań. Natomiast w redukcji maksymalnego rozmiaru zanotowano pogorszenie sytuacji tylko w dwóch przypadkach dla  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. W pozostałych przypadkach poprawa sytuacji wynosiła od 1,41% do 12,68 %. Przedstawione wyniki pokazują, iż w omawianym przepływie głównym z prędkością  $U_\infty = 12$  m/s również możliwe jest uzyskanie takiego samego wpływu na strefę oderwania wykorzystując obie częstotliwości rezonansowe przy różnych poziomach napięć zasilających.

Należy również podkreślić fakt, iż wszystkie generatory pracowały przy uśrednionych wartościach częstotliwości charakterystycznych  $f_{H\_sr} = 1015$  Hz oraz  $f_{str\_sr} = 2225$  Hz. Spowodowało to, iż nie wszystkie aktulatory osiągały maksymalne prędkości przepływu struktur wirowych dla określonych napięć przy wartościach średnich częstotliwości  $f_{H\_sr}$  oraz  $f_{str\_sr}$ . Pomimo tego uzyskane wyniki eksperymentalne pokazują, iż wykorzystanie szeregu generatorów wprowadzających wiele małych zaburzeń w postaci struktur wirowych są w stanie w znacznym stopniu wpłynąć na redukcję strefy oderwania. W przypadku gdy wszystkie generatory posiadałyby takie same częstotliwości charakterystyczne  $f_{H\_sr}$  oraz  $f_{str\_sr}$ , ich wpływ na redukcję obszaru oderwania byłby jeszcze większy.

Kolejną istotną obserwacją dokonaną podczas analizy wyników pomiarów jest uzyskiwanie zbliżonych efektów wykorzystując różne częstotliwości i/lub różne napięcia zasilające generatory. Należy pamiętać, iż podczas pracy z częstotliwością rezonansową struktury może dojść do uszkodzenia membrany, bez której aktuator nie będzie działał. W takich przypadkach znajomość danych materiałowych oraz parametrów fizycznych membran ma kluczowe znaczenie. Mogąc uzyskać taki sam efekt należałoby korzystać z częstotliwości rezonansowej komory jeśli byłoby to możliwe w celu eliminacji ryzyka uszkodzenia membran.

Mając na uwadze powyższe wnioski, w celu uzupełnienia wyników badań zdecydowano się na przeprowadzenie symulacji numerycznych do zobrazowania generowania struktur wirowych. Wykorzystując oprogramowanie komputerowe opracowano modele umożliwiające uzyskanie struktur wirowych na wyjściu z ak-tuatora. Wyniki symulacji przedstawione zostały w kolejnym rozdziale.

## 4. Analiza numeryczna aktuatorów syntetycznych dżetów

Główną motywacją wykorzystania metod numerycznych było uzupełnienie wyników badań eksperymentalnych przeprowadzonych z wykorzystaniem aktuatorów syntetycznych dżetów oraz przygotowanie narzędzia umożliwiającego sprawdzenie założeń projektowych przed etapem produkcji aktuatorów. Takie podejście pozwoli na zaoszczędzenie czasu potrzebnego na przygotowanie badań eksperymentalnych. Przedstawione w prezentowanej pracy wyniki badań numerycznych zostały uzyskane z wykorzystaniem oprogramowania komercyjnego ANSYS Fluent. Obliczenia przeprowadzono w Centrum Informatyki – Trójmiejskim Akademickim Superkomputerze – CI TASK w Gdańsku.

### 4.1. Podstawowe równania modelu przepływu

W celu opisanie ruchu płynu posiadającego cechy lepkości oraz ściśliwości należy uwzględnić trzy główne równania mechaniki płynów. Tymi równaniami są: równanie zachowania masy, równanie zachowania ilości ruchu oraz równanie zachowania energii. Równanie opisujące prawo zachowania masy, mówiące o tym, iż pochodna substancjalna (zmiana w czasie) masy w objętości kontrolnej jest równa zero, można przedstawić w postaci całkowej jako

$$\frac{d}{dt} \int_{\tau(S)} \rho d\tau = 0, \quad (4.1)$$

gdzie  $\tau(S)$  oznacza objętość płynną ograniczoną powierzchnią  $S$ , a  $\rho$  gęstość. Po przekształceniu, równanie zachowania masy (4.1), można przedstawić w formie różniczkowej w postaci

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{u}) = 0, \quad (4.2)$$

gdzie  $\vec{u}$  oznacza wektor prędkości.

Kolejnym omawianym równaniem jest równanie zachowania ilości ruchu, mówiące o tym, iż pochodna substancjalna (zmiana w czasie) ilości ruchu w dowolnej objętości płynnej  $\tau(S)$  jest równa sumie sił masowych, działających na tę objętość, oraz sił powierzchniowych, działających na powierzchnię płynną  $S$ , które przyjmuje następującą postać:

$$\frac{d}{dt} \int_{\tau(S)} \rho \vec{u} d\tau = \vec{F}_\tau + \vec{F}_S, \quad (4.3)$$

gdzie  $\vec{F}_\tau$  oznacza sumę sił masowych, a  $\vec{F}_S$  sumę sił powierzchniowych.

Po przekształceniu, równanie zachowania ilości ruchu (4.3), można przedstawić w formie różniczkowej w postaci

$$\rho \frac{d\vec{u}}{dt} = \rho \vec{f} + \text{div} \vec{P}, \quad (4.4)$$

gdzie  $\mathbf{f}$  jest wektorem gęstości rozkładu sił masowych, a  $\mathbf{P}$  tensorem stanu naprężenia (tensorem naprężenia).

Zastosowanie hipotezy Newtona pozwala na wprowadzenie do powyższego równania tensora naprężeń, co z kolei pozwala na zredukowanie ilości niewiadomych w równaniu zachowania ilości ruchu. Hipoteza Newtona bazuje na liniowej relacji pomiędzy tensorem naprężeń  $\mathbf{P}$  a tensorem prędkości deformacji  $\mathbf{D}$ , która przyjmuje postać

$$\mathbf{P} = a\mathbf{E} + b\mathbf{D}, \quad (4.5)$$

gdzie  $a$ ,  $b$  są nieznanymi współczynnikami, a  $\mathbf{E}$  tensorem jednostkowym.

Korzystając z rachunku tensorowego równanie (4.5) można zapisać w postaci

$$p_{xx} + p_{yy} + p_{zz} = 3a + 2\mu \operatorname{div} \vec{u}, \quad (4.6)$$

gdzie  $p_{xx}$ ,  $p_{yy}$ ,  $p_{zz}$  są naprężeniami normalnymi, a  $\mu$  jest współczynnikiem lepkości dynamicznej, zależnym od temperatury  $T$ , który, korzystając z prawa Sutherlanda, wyraża się wzorem

$$\mu = \mu_{ref} \left( \frac{T}{T_{ref}} \right)^{\frac{3}{2}} \frac{T_{ref} + S}{T + S}, \quad (4.7)$$

gdzie  $T_{ref}$  jest temperaturą referencyjną ( $T_{ref} = 273,15$  K),  $\mu_{ref}$  referencyjną lepkością w temperaturze referencyjnej  $T_{ref}$  ( $\mu_{ref} = 1716 \times 10^{-5}$  kg/m s), a  $S$  jest stałą Sutherlanda i wynosi  $S = 110,4$  K.

Korzystając ze wspomnianej hipotezy Newtona, naprężenia występujące w równaniu (4.6) można uśrednić i operować jednym symbolem dla naprężeń normalnych, który określa się mianem ciśnienia hydrodynamicznego  $p$ , które przyjmuje wartość

$$p = -\frac{1}{3}(p_{xx} + p_{yy} + p_{zz}). \quad (4.8)$$

Uwzględniając zależności (4.6) oraz (4.8) równanie (4.5) można zapisać w postaci

$$\mathbf{P} = -\left(p + \frac{2}{3}\mu \operatorname{div} \vec{u}\right)\mathbf{E} + 2\mu\mathbf{D}. \quad (4.9)$$

Z powyższego równania wynika, iż współczynniki liniowej relacji pomiędzy tensorem naprężeń  $\mathbf{P}$  a tensorem prędkości deformacji  $\mathbf{D}$  z równania (4.5) wynoszą odpowiednio:

$$a = -\left(p + \frac{2}{3}\mu \operatorname{div} \vec{u}\right) \quad (4.10)$$

oraz

$$b = 2\mu. \quad (4.11)$$

Po uwzględnieniu powyższych zależności równanie zachowania ilości ruchu (4.3), będzie wyglądało następująco:

$$\rho \frac{d\vec{u}}{dt} = \rho \mathbf{f} - \text{grad } p - \text{grad} \left( \frac{2}{3} \mu \text{div} \vec{u} \right) + \text{div}(2\mu \mathbf{D}) . \quad (4.12)$$

Ostatnim omawianym podstawowym równaniem jest równanie zachowania energii. Ogólna postać równania zachowania energii w formie całkowej, uwzględniająca zmianę w czasie w danej objętości energii kinetycznej ruchu makroskopowego oraz energii kinetycznej ruchu molekularnego (określanej mianem energii wewnętrznej płynu), w zestawieniu z mocą sił masowych i sił powierzchniowych oraz ciepła doprowadzonego do objętości płynnej przyjmuje postać

$$\frac{d}{dt} \int_{\tau(S)} \rho \left( \frac{u^2}{2} + e \right) d\tau = \int_{\tau(S)} \rho \vec{f} \vec{u} d\tau + \int_{\tau(S)} \text{div}(\mathbf{P} \vec{u}) d\tau - \int_{\tau(S)} \text{div}(\vec{j}) d\tau \quad (4.13)$$

lub po przeniesieniu wszystkich składników na lewą stronę

$$\int_{\tau(S)} \left[ \rho \frac{d}{dt} \left( \frac{u^2}{2} + e \right) - \rho \vec{f} \vec{u} - \text{div}(\mathbf{P} \vec{u}) + \text{div}(\vec{j}) \right] d\tau = 0 \quad (4.14)$$

Z powyższego równania wynika postać różniczkowa równania zachowania energii:

$$\rho \frac{d}{dt} \left( \frac{u^2}{2} + e \right) - \rho \vec{f} \vec{u} - \text{div}(\mathbf{P} \vec{u}) + \text{div}(\vec{j}) = 0 , \quad (4.15)$$

gdzie  $\vec{j}$  jest ciepłem doprowadzonym do objętości płynnej, które z kolei można wyrazić, korzystając z prawa Fouriera dla przewodnictwa cieplnego, wzorem

$$\vec{j} = -\lambda \text{grad } T , \quad (4.16)$$

gdzie  $\lambda$  jest współczynnikiem przewodnictwa cieplnego, który zdefiniowany jest jako

$$\lambda = \frac{\mu c_p}{Pr} . \quad (4.17)$$

W powyższym wzorze  $c_p$  jest ciepłem właściwym przy stałej temperaturze, a  $Pr$  liczbą Prandtla (wartość dla powietrza  $Pr = 0,72$ ). Aby możliwe było rozwiązanie powyższego układu równań, należy dołączyć równania domykające. Pierwszym z nich jest termiczne równanie stanu:

$$p = p(T, \rho) , \quad (4.18)$$

które w formie równania stanu dla gazu termodynamicznie doskonałego można zapisać jako

$$\frac{p}{\rho} = R T , \quad (4.19)$$

gdzie  $R$  jest indywidualną stałą gazową (w przypadku powietrza suchego  $R = 287,05 \text{ J/kgK}$ ). Drugim równaniem zamykającym powyższy układ jest kaloryczne równanie stanu:

$$e = e(T, \rho) , \quad (4.20)$$

które w przypadku gazu półdoskonałego lub doskonałego można zapisać w postaci

$$e(T) = c_v T + e_0, \quad (4.21)$$

gdzie  $c_v$  jest ciepłem właściwym przy stałej objętości, a  $e_0$  poziomem odniesienia energii wewnętrznej.

Przedstawione powyżej równania zamykają układ równań opisujący ruch płynu.

## 4.2. Model przepływu turbulentnego

Przepływ turbulentny płynu charakteryzuje się fluktuacją prędkości. Przepływ taki jest bardzo złożonym zjawiskiem, które zawiera całe spektrum struktur wirowych, zarówno czasowe, jak i przestrzenne, w których z kolei występują struktury wirowe o różnych skalach. W 1942 roku Kołmogorow zwrócił uwagę na istnienie ciągłej struktury skal wirów w ruchu turbulentnym. Ruch ten można opisać jako kaskadowy zbiór wirów od największych wymiarów do wymiarów najmniejszych. Według teorii Kołmogorowa energia ruchu głównego przepływu przekazywana jest do dużych wirów, następnie poprzez ich rozpad na coraz mniejsze wiry aż do poziomu, w którym najmniejsze wiry ulegną dyssypacji z udziałem sił lepkości. Dochodzi do zamiany energii kinetycznej wirów w energię wewnętrzną. W celu rozwiązania tak skomplikowanego zagadnienia, które obejmuje wszystkie równania opisujące ruch turbulentny płynu zawierające spektrum skali czasowej oraz przestrzennej, dodatkowo uwzględniające wiry w całym zakresie skal, należy posłużyć się symulacjami numerycznymi, określanymi mianem metody DNS (ang. *direct numerical simulation*). Metoda ta umożliwia uzyskanie pełnego obrazu przepływu, wymaga jednak zastosowania odpowiedniej dyskretyzacji domeny obliczeniowej w celu uzyskania informacji o efektach zarówno mikro-, jak i wielkoskalowych. Takie podejście wymaga rozdzielczości przestrzennej i czasowej przy użyciu ogromnych mocy obliczeniowych, które wykraczają poza obecnie dostępne możliwości centrów obliczeniowych. Na chwilę obecną symulacje numeryczne wykorzystujące metodę DNS jest możliwe dla niewielkich liczb Reynoldsa oraz dla niezbyt skomplikowanych geometrii.

Alternatywą dla modelu DNS jest metoda LES (ang. *large eddy simulation*) [113], która polega na numerycznej symulacji dużych struktur wirowych i ograniczeniu stosowania modeli turbulencji do małych skal turbulencji mieszczących się w zakresie poniżej gęstości siatki obliczeniowej. Metoda ta wymaga użycia dużej ilości pamięci komputera i dłuższych czasów obliczeń. Istnieją również metody hybrydowe DES (ang. *detached eddy simulation*) [114] oraz ich modyfikacje: DDES (ang. *delayed detached eddy simulation*) [115] lub SDES (ang. *stimulated detached eddy simulation*) [116] wykorzystywane do analizy przypadków z wyższymi liczbami Reynoldsa.

Aktualnie najbardziej powszechną metodą rozwiązywania przepływów turbulentnych jest metoda RANS (ang. *Reynolds averaged Navier-Stokes*), która opiera się na hipotezie zaproponowanej przez Reynoldsa. Zgodnie z tą hipotezą, chwilowe wartości wszystkich charakteryzujących przepływ wielkości fizycznych w danym punkcie obszaru przepływu są sumą wielkości uśrednionych

w czasie i składowej fluktuacji (turbulencji), która jest losową funkcją czasu i przestrzeni. Dekompozycja ta przyjmuje postać

$$\vec{u} = \vec{\bar{u}} + \vec{u}' , \quad (4.22)$$

gdzie  $\vec{\bar{u}}$  jest wektorem prędkości średniej, a  $\vec{u}'$  prędkością pulsacji dookoła ruchu średniego. Wprowadzenie opisanej wyżej dekompozycji wektora prędkości do układu równań wpływa na pojawienie się tensora naprężeń turbulentnych, zdefiniowanego jako

$$\tau_T = -\rho \vec{\bar{u}} \vec{\bar{u}} . \quad (4.23)$$

Równanie zachowania ilości ruchu po uwzględnieniu tensora naprężeń turbulentnych przyjmuje w takim wypadku następującą postać:

$$\rho \frac{d\vec{\bar{u}}}{dt} + \text{div}(\rho \vec{\bar{u}} \vec{\bar{u}}) = \rho \mathbf{f} + \text{div} \vec{\mathbf{P}} - \text{div}(\rho \vec{\bar{u}} \vec{\bar{u}}) . \quad (4.24)$$

Występowanie tensora naprężeń turbulentnych w układzie równań zawierającym równanie zachowania masy oraz ilości ruchu jest podstawą metody RANS. Aby rozwiązać taki układ równań należy użyć równań domykających ze względu na niewiadome występujące w tensorze naprężeń turbulentnych. Jedną z metod jest koncepcja Boussinesq'a, według której tensor naprężeń turbulentnych wyrażony jest w funkcji tensora prędkości deformacji i przyjmuje następującą postać:

$$\tau_T = -\frac{2}{3} k E + \mu_T \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) , \quad (4.25)$$

gdzie  $k$  oznacza energię kinetyczną ruchu pulsacyjnego,  $E$  jest wektorem jednostkowym,  $\mu_T$  jest dynamicznym współczynnikiem lepkości turbulentnej, natomiast ostatni człon jest odpowiednikiem tensora prędkości deformacji. Większość modeli turbulencji wykorzystuje hipotezę Boussinesq'a. Celem takich modeli jest określenie wartości dynamicznego współczynnika lepkości turbulentnej w postaci zależności funkcyjnej  $f$  oraz zależności wartości argumentów  $y$  w odpowiednich punktach obszaru przepływu:

$$\mu_T = f(y_1, y_2, y_3, \dots, y_n) . \quad (4.26)$$

W zależności od liczby równań, które określają te parametry istnieją model zerorównaniowy, jednorównaniowy, dwurównaniowy itd. W modelu zerorównaniowym nie dodaje do układu równań Reynoldsa żadnych dodatkowych równań, wprowadza natomiast wyrażenie algebraiczne określające drogę mieszania turbulentnego. Dodatkowo energia kinetyczna fluktuacji  $k$  oraz dyssypacja energii kinetycznej  $\varepsilon$  są równe zero. W przypadku modelu jednorównaniowego, wprowadzone zostaje jedno równanie transportu energii kinetycznej  $k$ , natomiast lepkość turbulentna wyznaczana jest z zależności zawierającej drogę mieszania oraz energię kinetyczną. Przykładem modelu jednorównaniowego może być model Spalarta-Allmarasa. W przypadku modeli dwurównaniowych dodane zostają dwa

równania transportu. Jednym z nich jest energia kinetyczna  $k$ , natomiast drugi człon jest dyssypacją energii kinetycznej  $\varepsilon$  lub współczynnikiem dyssypacji turbulencji  $\omega$ , w zależności od modelu (model  $k$ - $\varepsilon$  lub  $k$ - $\omega$ ). Standardowy model turbulencji  $k$ - $\varepsilon$  jest dwurównaniowym modelem odpowiednim do przepływów w pełni turbulentnych. Jest to model rozbudowany i dość dokładny pomimo wielu ograniczeń i bardzo szeroko stosowany dla zastosowań przemysłowych ze względu na model turbulencji. Standardowy model turbulencji  $k$ - $\omega$  charakteryzuje się wysoką, w porównaniu do modeli z grupy  $k$ - $\varepsilon$ , skutecznością symulacji zjawisk zachodzących w warstwie przyściennej, zaburzeń przepływów i przepływów przy niskich wartościach liczby Reynoldsa. Zawiera moduły uwzględniające ściśliwość płynów oraz stan przejściowy pomiędzy przepływem laminarnym i turbulentnym. Jest powszechnie stosowany w branży lotniczej i maszynach wirnikowych. Przykładem modelu, który dodaje do układu równań Reynoldsa większej ilości równań jest model RSM (ang. *Reynolds stress model*). Model ten składa się z siedmiu równań, z których sześć bezpośrednio opisują niewiadome tensora naprężeń, natomiast siódme równanie opisuje dyssypację energii kinetycznej turbulencji. Jest to model wymagający większych mocy obliczeniowych niż modele dwurównaniowe, jest trudniejszy do uzyskania zbieżności rozwiązania ze względu na ściśle sprzężenie równań. Model RSM jest odpowiedni do trójwymiarowych przepływów ze znacznymi zmianami kierunku przepływu oraz dużą wirowością.

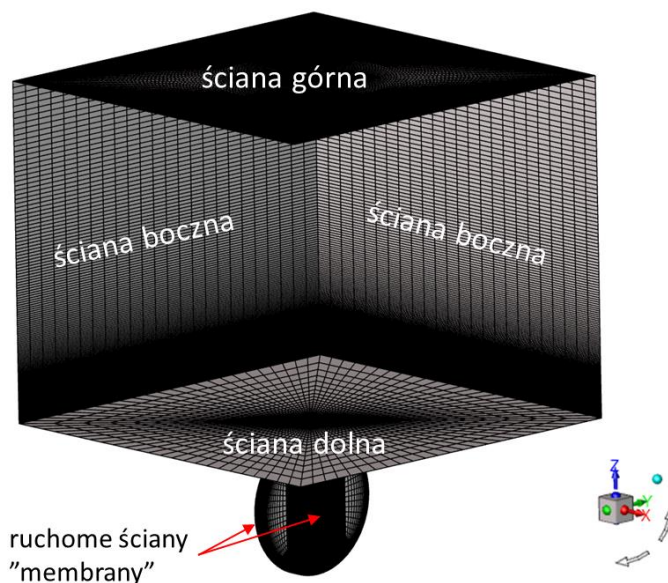
W niniejszej pracy przedstawione zostały wyniki badań numerycznych, które zostały wygenerowane w oparciu o metody RANS z wykorzystaniem modelu turbulencji  $k$ - $\omega$  SST (ang. *shear stress transport*). Biorąc pod uwagę badaną geometrię oraz powstające struktury wirowe zdecydowano się na wykorzystanie wspomnianego modelu. Model turbulencji  $k$ - $\omega$  SST jest dwurównaniowym modelem hybrydowym. Stanowi płynne przejście z modelu standardowego  $k$ - $\omega$ , wykorzystywanego w warstwie przyściennej, do modelu  $k$ - $\varepsilon$  w miarę oddalania się od powierzchni ograniczającej przepływ.

### 4.3. Kod numeryczny oraz siatka obliczeniowa

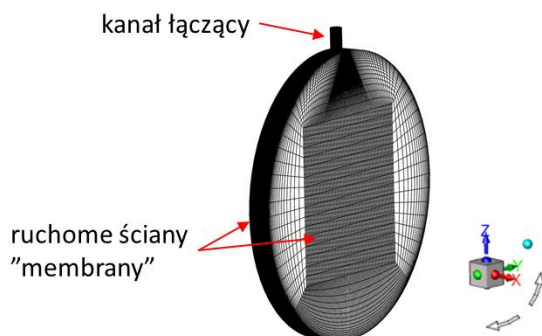
W celu przeprowadzenia obliczeń numerycznych wygenerowano siatki obliczeniowe typu niestukturalnego. W tym celu wykorzystano oprogramowanie NUMECA Hexpress. Obszar obliczeniowy obejmował komorę, zawierającą dwie ściany reprezentujące membrany, kanał łączący komorę z otoczeniem oraz otoczenie – przestrzeń ponad akuatorem. Wygenerowana siatka posiadała następujące parametry opisujące jej jakość:

- współczynnik kształtu (ang. *aspect ratio*) – dla większości elementów mieściła się w zakresie od 1 do 10;
- skośność (ang. *skewness*) – dla większości elementów (objętości) mieściła się w zakresie od 0 do 0,2;
- parametr  $y^+$  (bezwymiarowa odległość od ściany do środka pierwszej komórki siatki) – wynosił około 1,4.
- współczynnik rozciągnięcia (ang. *stretching ratio*) – wynosił 1,2.

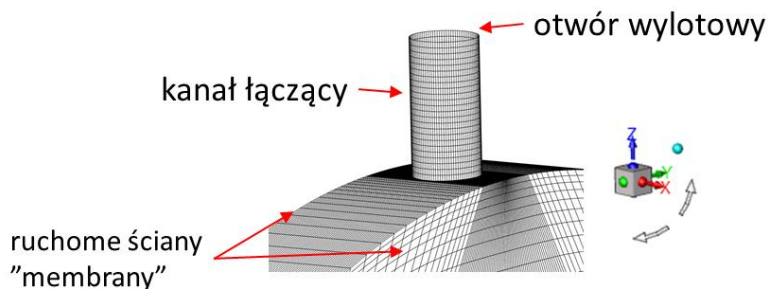
Wykorzystana siatka obliczeniowa liczyła 2 084 608 elementów zarówno dla przypadku z jedną, jak i z dwiema membranami w komorze. Widok ogólny na całą domenę obliczeniową przedstawiony jest na rys. 4.1 (dla przejrzystości nie wszystkie linie siatki zostały pokazane). Komora aktuatora połączona jest z otoczeniem poprzez kanał łączący. Siatka obliczeniowa dla wspomnianych elementów przedstawiona jest na rys. 4.2 oraz w przybliżeniu na kanał łączący na rys. 4.3.



Rys. 4.1. Domena obliczeniowa – generator z membranami oraz otoczenie



Rys. 4.2. Siatka obliczeniowa w obszarze generatora oraz kanału łączącego



Rys. 4.3. Siatka obliczeniowa w obszarze generatora oraz kanału łączącego – szczegóły

Obliczenia numeryczne prezentowane w pracy wykonywane były z wykorzystaniem komercyjnego pakietu obliczeniowego Ansys Fluent. Ruch membran w generatorze został zasymulowany z wykorzystaniem metody deformacji siatki (ang. *moving-deforming-mesh*, *MDM*). Metoda ta pozwala na deformowanie elementów modelu obliczeniowego, w tym przypadku – ścian będących membranami, korzystając ze zdefiniowanych przez użytkownika funkcji (ang. *user defined functions*, *UDF*) określających profil deformacji. W niniejszej pracy wykorzystano równanie deformacji okrągłej membrany zamocowanej na sztywno na obrzeżach. Równanie to przyjmuje następującą postać (dla odkształceń w kierunku X):

$$x = A \sin(2\pi ft) \left[ 1 - \left( \frac{y}{r} \right)^2 - \left( \frac{z}{r} \right)^2 \right]^2, \quad (4.27)$$

gdzie:  $A$  – amplituda przemieszczenia środka membrany [m],  $f$  – częstotliwość wymuszająca drgania [Hz],  $t$  – czas [s],  $x, y, z$  – współrzędne na powierzchni membrany w układzie kartezjańskim [m],  $r$  – promień membrany [m]. Wykorzystanie metody MDM pozwoliło na symulację zmiany objętości komory podczas pracy aktuatora, przez co symulacje numeryczne w jeszcze lepszym stopniu odwzorowały rzeczywistość. W obliczeniach niestacjonarnych wykorzystano schematy typu ciśnieniowego (ang. *pressure based solver*) podwójnej precyzji z dyskretyzacją przestrzenną drugiego rzędu. Jako warunek brzegowy na wylocie z obszaru obliczeniowego zastosowano warunek ciśnieniowy. Warunkiem brzegowym wejściowym, jak już wcześniej wspomniano, była deformacja jednej lub obu (w przypadku symulacji z dwiema membranami) ścian modelu. W przypadku dla jednej membrany druga membrana nie poruszała się, była nieruchomą ścianką. Celem analizy numerycznej było stworzenie modeli umożliwiających uzyskanie struktur wirowych na wyjściu z aktuatora, których średnie prędkości na wylocie odpowiadały by prędkościom zmierzonym podczas badań eksperymentalnych.

#### 4.4. Numeryczna analiza przepływu

W celu uzyskania struktur wirowych na wylocie z aktuatora zdecydowano się na wykorzystanie wspomnianej wcześniej metody MDM. Aby wymusić ruch ścianki modelu będącej membraną należy wprowadzić do równania ugięcia membrany (4.27) parametr  $A$  – amplitudę drgań membrany. Ponieważ nie przeprowadzono pomiarów odkształceń oraz, jak już wcześniej wspomniano, własności materiałowe membran używanych w badaniach nie były znane, proces doboru odpowiedniej amplitudy drgań membrany był iteracyjny. Symulacje numeryczne przeprowadzono dla geometrii z jedną aktywną membraną oraz z dwiema membranami dla przypadków odpowiadających badaniom eksperymentalnym dla napięć 15 V oraz 20 V, dla zmierzonych maksymalnych prędkości dla częstotliwości rezonansowych komory ( $f_H$ ), jak i częstotliwości rezonansowej membrany ( $f_{str}$ ).

Wartości zmierzonych prędkości oraz częstotliwości dla aktuatora numer 14 przedstawione są w tabeli 9. Do porównania wyników analizy numerycznej z eksperymentem wybrano pomiary prędkości uzyskane w badaniach aktuatora numer 14. Wybrany aktuator posiadał w komorze dwie membrany. Wyniki pomiarów sondą termooanemometryczną wykazały, iż maksymalne prędkości dźwiętu dla lewej, jak i prawej membrany uzyskiwane są w bardzo zbliżonym zakresie częstotliwości zarówno dla częstotliwości rezonansowych komory ( $f_H$ ), jak i wyznaczonych częstotliwości drgań własnych membran ( $f_{str}$ ). Na szaro zaznaczono wartości będące wartościami odniesienia dla przeprowadzonych symulacji numerycznych.

Tabela 9. Wartości zmierzonych prędkości oraz częstotliwości dla aktuatora numer 14

| Przypadek                   | Napięcie,<br>$U$ [V] | Częstotliwość,<br>$f_H$ [Hz] | $U_{max}$<br>[m/s] | Częstotliwość,<br>$f_{str}$ [Hz] | $U_{max}$<br>[m/s] |
|-----------------------------|----------------------|------------------------------|--------------------|----------------------------------|--------------------|
| Aktuator 14<br>Lewy         | 15                   | 1020                         | 4,87               | 2360                             | 3,81               |
|                             | 20                   | 1005                         | 5,84               | 2327                             | 5,25               |
| Aktuator 14<br>Prawy        | 15                   | 960                          | 4,86               | 2320                             | 5,06               |
|                             | 20                   | 970                          | 6,22               | 2285                             | 7,40               |
| Aktuator 14<br>Lewy + Prawy | 15                   | 1005                         | 9,09               | 2240                             | 13,73              |
|                             | 20                   | 970                          | 10,70              | 2260                             | 20,39              |

Sygnałem wymuszającym drgania membrany, tak jak w przypadku badań eksperymentalnych, był sygnał sinusoidalny. W celu zapewnienia odpowiedniej jakości kształtu sygnału wymuszającego, krok czasowy w każdym przypadku został dobrany tak, aby jeden okres drgań został zrealizowany w 40 krokach czasowych. Całkowity czas symulacji dla każdego przypadku obejmował 10 pełnych cykli zasysania oraz wydmuchu powietrza przez generator. Dobrana amplituda drgań oraz kroki czasowe dla wszystkich konfiguracji (jedna oraz dwie membrany, częstotliwość  $f_H$  oraz  $f_{str}$ , napięcie  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V) zostały zebrane w tabeli 10. Co prawda amplitudy dla tych samych parametrów napięcia dla jednej i dwóch membran nieznacznie się różnią, ale priorytetem w obliczeniach CFD było pokazanie struktur wirowych dla prędkości jak najbardziej zbliżonych do

eksperymentu. Amplituda membrany w tym przypadku była bardziej parametrem niż celem obliczeń.

Tabela 10. Parametry symulacji numerycznych – amplituda drgań oraz krok czasowy

| Napięcie,<br>$U$ [V] | Częstotliwość, $f$<br>[Hz] | Krok czasowy,<br>$\Delta t \times 10^{-5}$ [s] | Amplituda, $A$<br>[ $\mu\text{m}$ ] |
|----------------------|----------------------------|------------------------------------------------|-------------------------------------|
| Jedna membrana       |                            |                                                |                                     |
| 15                   | $f_H = 960$                | 2,604                                          | 2,5                                 |
| 20                   | $f_H = 970$                | 2,577                                          | 3,5                                 |
| 15                   | $f_{str} = 2320$           | 1,078                                          | 14,0                                |
| 20                   | $f_{str} = 2285$           | 1,094                                          | 17,5                                |
| Dwie membrany        |                            |                                                |                                     |
| 15                   | $f_H = 1005$               | 2,488                                          | 3,0                                 |
| 20                   | $f_H = 970$                | 2,577                                          | 3,5                                 |
| 15                   | $f_{str} = 2240$           | 1,116                                          | 16,0                                |
| 20                   | $f_{str} = 2260$           | 1,106                                          | 24,0                                |

Jak wcześniej wspomniano, proces doboru odpowiedniej amplitudy drgań membrany był iteracyjny. Dla każdej geometrii przeprowadzono symulacje numeryczne oraz sprawdzano wartość prędkości w płaszczyźnie prostopadłej do osi kanału wylotowego aktuatora w odległości 0,3 mm od powierzchni. Wartość ta odpowiadała średniej odległości włókna sondy termooanemometrycznej podczas pomiarów eksperymentalnych. Zestawienie otrzymanych wyników dla konfiguracji z jedną oraz z dwiema membranami w komorze przedstawione jest w tabeli 11.

Tabela 11. Porównanie zmierzonych prędkości dżetu z wartościami z analizy numerycznej

| Napięcie<br>$U$ [V] | Częstotliwość $f$<br>[Hz] | Amplituda $A$<br>[ $\mu\text{m}$ ] | $U_{dżet}$ CFD<br>[m/s] | $U_{dżet}$ EXP<br>[m/s] | Błąd<br>względny<br>[%] |
|---------------------|---------------------------|------------------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| Jedna membrana      |                           |                                    |                         |                         |                         |
| 15                  | $f_H = 960$               | 2,5                                | 4,77                    | 4,86                    | 1,85                    |
| 20                  | $f_H = 970$               | 3,5                                | 6,35                    | 6,22                    | 2,09                    |
| 15                  | $f_{str} = 2320$          | 14,0                               | 5,14                    | 5,06                    | 1,58                    |
| 20                  | $f_{str} = 2285$          | 17,5                               | 7,46                    | 7,40                    | 0,81                    |
| Dwie membrany       |                           |                                    |                         |                         |                         |
| 15                  | $f_H = 1005$              | 3,0                                | 9,35                    | 9,09                    | 2,86                    |
| 20                  | $f_H = 970$               | 3,5                                | 10,79                   | 10,70                   | 0,84                    |
| 15                  | $f_{str} = 2240$          | 16,0                               | 13,77                   | 13,73                   | 0,29                    |
| 20                  | $f_{str} = 2260$          | 24,0                               | 20,34                   | 20,39                   | 0,25                    |

Najmniejszy błąd względny wyrażony w procentach pomiędzy wartością prędkości zmierzonej a otrzymaną w wyniku symulacji numerycznej wynosił 0,25% dla przypadku z dwiema membranami drgającymi z częstotliwością 2260 Hz. Natomiast największy błąd względny wynosił 2,86% dla przypadku z dwiema membranami w komorze drgającymi z częstotliwością 1005 Hz. Dla pozostałych przypadków wartość błędu względnego pomiędzy prędkościami

otrzymaną z symulacji CFD a prędkością dżetu zmierzoną eksperymentalnie nie przekroczyła 2,1%.

W konfiguracji z jedną membraną w komorze wartość amplitudy drgań dla częstotliwości drgań własnych membrany była ponad pięciokrotnie wyższa niż w przypadku częstotliwości rezonansowej wynikającej z geometrii komory i wynosiła odpowiednio:

- dla napięcia 15 V: 14  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_{str} = 2320$  Hz, natomiast 2,5  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_H = 960$  Hz;
- dla napięcia 20 V: 17,5  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_{str} = 2285$  Hz, natomiast 3,5  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_H = 970$  Hz.

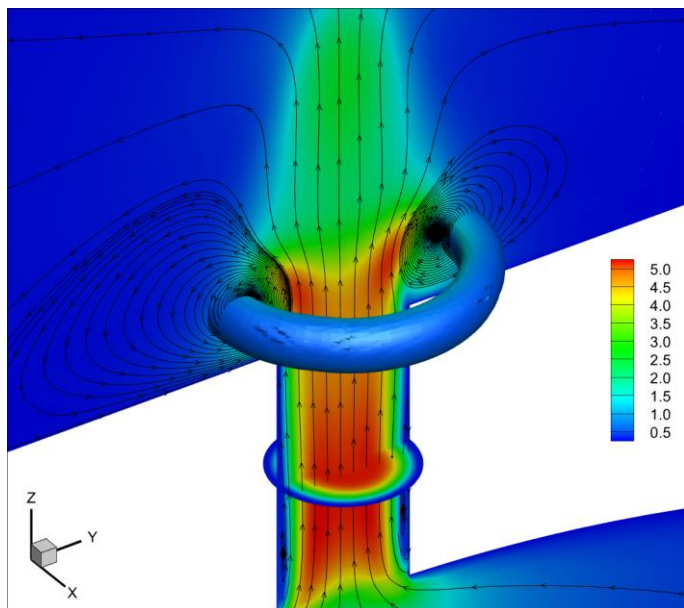
W konfiguracji z dwiema membranami w komorze wartość amplitudy drgań dla częstotliwości drgań własnych membrany była ponad pięciokrotnie wyższa – dla napięcia 15 V, oraz blisko siedmiokrotnie wyższa – dla napięcia 20 V, niż w przypadku częstotliwości rezonansowej wynikającej z geometrii komory i wynosiła odpowiednio:

- dla napięcia 15 V: 16  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_{str} = 2240$  Hz, natomiast 3  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_H = 1005$  Hz;
- dla napięcia 20 V: 24  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_{str} = 2260$  Hz, natomiast 3,5  $\mu\text{m}$  dla częstotliwości  $f_H = 970$  Hz.

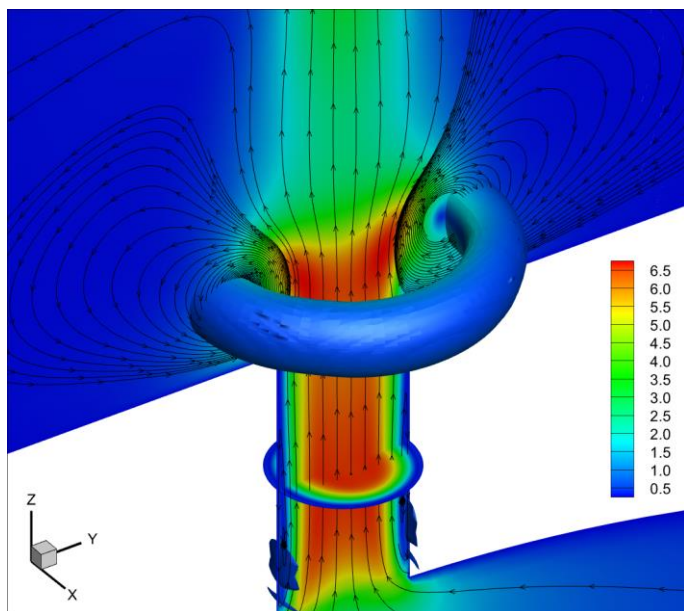
W dalszej części rozdziału przedstawiona została wizualizacja wyników symulacji numerycznej powstawania struktury wirowej z wykorzystaniem generatorów syntetycznych dżetów. Na zaprezentowanych rysunkach przedstawione zostały:

- kontury modułu prędkości w płaszczyźnie YZ, będącej płaszczyzną równoległą do kierunku drgań membrany oraz prostopadłą do powierzchni otworu wylotowego z komory;
- kontury modułu prędkości w płaszczyźnie XY umieszczonej w połowie wysokości kanału łączącego komorę z otoczeniem;
- izopowierzchnia dla składowej prędkości w kierunku Z o wartości  $U_z = -0,5$  m/s (w przypadku jednej membrany aktywnej) oraz  $U_z = -1,0$  m/s (w przypadku obu membrany aktywnych);
- linie prądu w płaszczyźnie YZ.

Wszystkie prezentowane wyniki zostały wygenerowane dla każdego przypadku dla fazy wydmuchu, w momencie uzyskania maksymalnej prędkości dżetu. Na rys. 4.4 i 4.5 przedstawione zostały struktury wirowe powstające dla pierwszej częstotliwości rezonansowej ( $f_H$ ) z jedną aktywną membraną w komorze, odpowiadające przypadkom eksperymentalnym dla dwóch napięć, odpowiednio  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. Struktury wirowe powstają na skutek zmiany przekroju kanału łączącego komorę z otoczeniem. Dochodzi do nagłego rozszerzenia pola przepływu, kierunek przepływu powietrza znajdującego się przy ścianie na wylocie z kanału ulega odchyleniu od osi kanału. Następuje zawirowanie strugi na całym obwodzie płaszczyzny wylotowej kanału, wskutek czego powstaje struktura wirowa w postaci torusa (zaznaczona na rysunkach w formie izopowierzchni składowej prędkości w kierunku Z). Linie prądu ukazują przepływ niezaburzony w osi oraz część strugi odchyloną od osi generującą strukturę wirową.



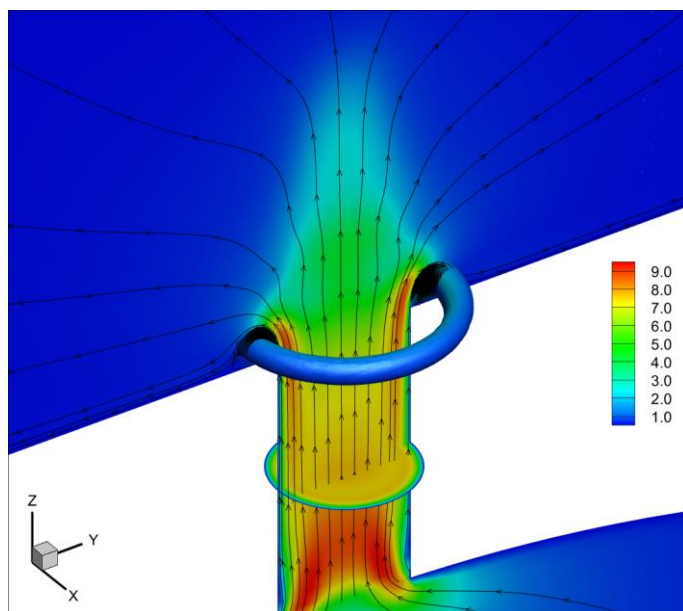
Rys. 4.4. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 1 membrana w komorze,  $U = 15$  V,  $f_H = 960$  Hz



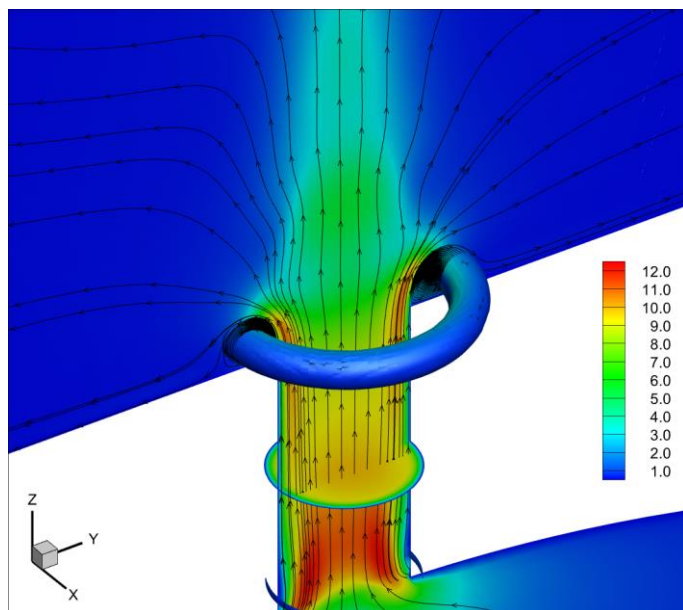
Rys. 4.5. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 1 membrana w komorze,  $U = 20$  V,  $f_H = 970$  Hz

W przypadku  $U = 15$  V,  $f_H = 960$  Hz maksymalna prędkość przepływu wynosi 5 m/s, podczas gdy w przypadku  $U = 20$  V,  $f_H = 970$  Hz maksymalna prędkość przepływu wynosi 6,5 m/s.

W obu przypadkach powstałe struktury w kształcie pierścienia znajdują się w podobnej odległości od wylotu z kanału (ok. 0,5 mm). W przypadku z jedną membraną,  $f_H = 970$  Hz ( $U = 20$  V) na rys. 4.5 widoczna jest strefa recyrkulacji przepływu w dolnej części kanału (poniżej płaszczyzny znajdującej się w połowie wysokości kanału). Pojawienie się strefy recyrkulacji nie wpływa w opisywanym przypadku na tworzenie się struktur wirowych na wylocie z aktuatora. Na rys. 4.6 i 4.7 przedstawione zostały struktury wirowe powstające dla drugiej częstotliwości rezonansowej ( $f_{str}$ ) z jedną aktywną membraną w komorze, odpowiadające przypadkom eksperymentalnym dla dwóch napięć, odpowiednio  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. Powstające struktury wirowe, w przeciwieństwie do przedstawionych na rys. 4.4 i 4.5, znajdują się tuż nad powierzchnią wylotową z kanału. Rozmiary generowanych wirów są znacznie mniejsze, natomiast kontury prędkości maksymalnych znajdują się w dolnej części kanału oraz przy krawędzi wylotowej z kanału. W przypadku  $U = 15$  V,  $f_{str} = 2320$  Hz maksymalna prędkość przepływu osiąga poziom 9 m/s, podczas gdy w przypadku  $U = 20$  V,  $f_{str} = 2285$  Hz maksymalna prędkość przepływu wynosi 12 m/s.

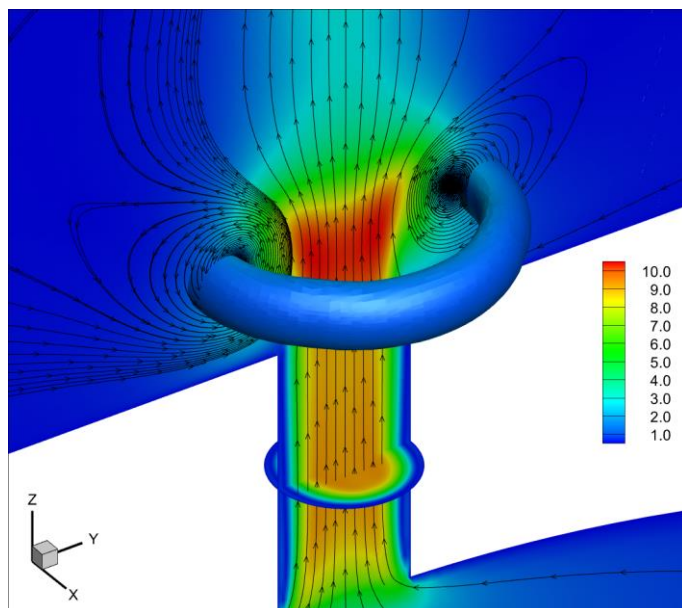


Rys. 4.6. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 1 membrana w komorze,  $U = 15$  V,  $f_{str} = 2320$  Hz

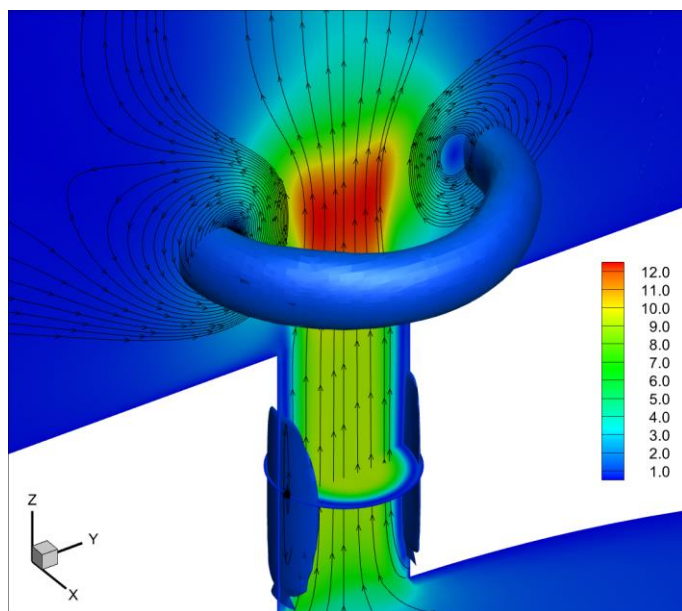


Rys. 4.7. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 1 membrana w komorze,  $U = 20$  V,  $f_{str} = 2285$  Hz

Na rys. 4.8 i 4.9 przedstawione zostały struktury wirowe powstające dla pierwszej częstotliwości rezonansowej ( $f_H$ ) z dwiema aktywnymi membranami w komorze, odpowiadające przypadkom eksperymentalnym dla dwóch napięć, odpowiednio  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. Użycie dwóch membran w komorze skutkuje zwiększeniem prędkości wylotowej z kanału w porównaniu do przypadku z jedną membraną. W obu omawianych przypadkach widoczna jest duża struktura wirowa powstająca ponad wylotem z kanału, maksymalne prędkości przepływu występują w rdzeniu strugi w osi kanału. Zwiększenie prędkości przepływu powietrza w kanale wskutek użycia dwóch membran w komorze powoduje powstawanie obszarów recyrkulacji przepływu w kanale, zaznaczonych czerwonymi strzałkami. W przypadku  $f_H = 1005$  Hz strefa recyrkulacji widoczna jest w dolnej części kanału (rys. 4.8), podczas gdy dla przypadku  $f_H = 970$  Hz strefa recyrkulacji przepływu znajduje się na całej długości kanału (rys. 4.9). Pomimo występowania dużej strefy oderwania przepływu w kanale dla przypadku z dwiema membranami ( $f_H = 970$  Hz), prędkość strugi na wylocie z kanału jest dość wysoka aby doprowadziło to do wygenerowania silnej struktury wirowej. Podobnie jak w przypadku z jedną membraną w komorze dla pierwszej częstotliwości rezonansowej ( $f_H$ ), w omawianych przypadkach powstające struktury znajdują się w odległości ok. 0,5 mm ponad wylotem z kanału łączącego. W przypadku  $U = 15$  V,  $f_H = 1005$  Hz maksymalna prędkość przepływu osiąga wartość 10 m/s, podczas gdy w przypadku  $U = 20$  V,  $f_H = 970$  Hz maksymalna prędkość przepływu wynosi 12 m/s.



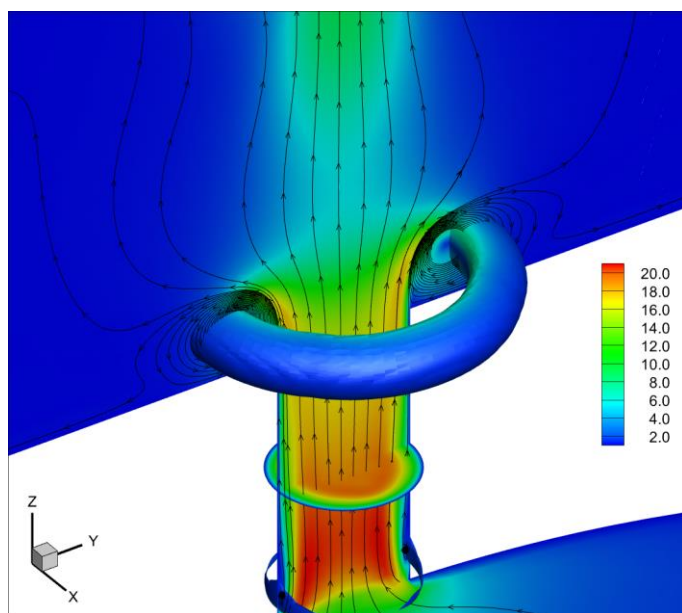
Rys. 4.8. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 2 membrany w komorze,  $U = 15$  V,  $f_H = 1005$  Hz



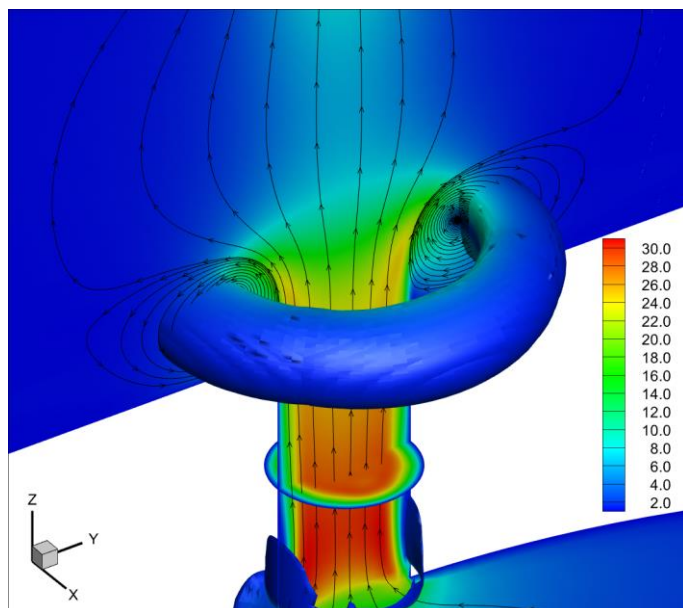
Rys. 4.9. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 2 membrany w komorze,  $U = 20$  V,  $f_H = 970$  Hz

Na rys. 4.10 i 4.11 przedstawione zostały struktury wirowe powstające dla drugiej częstotliwości rezonansowej ( $f_{str}$ ) z dwiema aktywnymi membranami w komorze, odpowiadające przypadkom eksperymentalnym dla dwóch napięć, odpowiednio  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. Podobnie jak w przypadku z jedną membraną w komorze dla drugiej częstotliwości rezonansowej ( $f_{str}$ ), w omawianych przypadkach powstające struktury wirowe znajdują się w tuż nad wylotem z kanału łączącego. Rozmiar powstających wirów jest mniejszy niż w przypadku dla pierwszej częstotliwości rezonansowej. Zauważalna jest różnica w wielkości powstających pierścieni wirowych pomiędzy przypadkiem dla  $U = 15$  V,  $f_{str} = 2240$  Hz a przypadkiem  $U = 20$  V,  $f_{str} = 2260$  Hz, gdzie powstający torus jest dwukrotnie większy. Ponownie, kontury maksymalnych prędkości przepływu występują w dolnej części kanału oraz przy krawędzi wylotowej z kanału.

Wzrosty prędkości przepływu w kanale wskutek wyższych amplitud drgań membran powoduje powstawanie strefy oderwania na wlocie do kanału w obu przypadkach (rys. 4.10 i 4.11). W przypadku  $U = 15$  V,  $f_{str} = 2240$  Hz maksymalna prędkość przepływu osiąga poziom 20 m/s, podczas gdy w przypadku  $U = 20$  V,  $f_{str} = 2260$  Hz maksymalna prędkość przepływu wynosi 30 m/s.

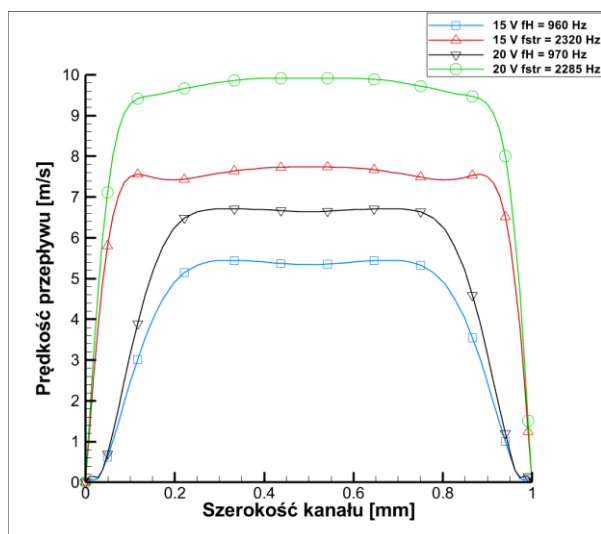


Rys. 4.10. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 2 membrany w komorze,  $U = 15$  V,  $f_{str} = 2240$  Hz



Rys. 4.11. Struktura wirowa na wylocie z aktuatora, 2 membrany w komorze,  $U = 20$  V,  $f_{str} = 2260$  Hz

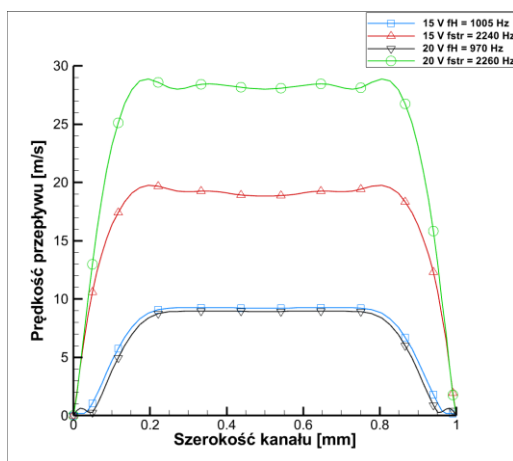
Na rys. 4.12 przedstawiono rozkład modułu prędkości przepływu w środku kanału dla układu z jedną membraną w komorze podczas fazy wydmuchu. Profile prędkości w każdym z przypadków przyjmują charakter turbulentny.



Rys. 4.12. Rozkład prędkości w środku kanału dla 1 membrany w komorze – faza wydmuchu

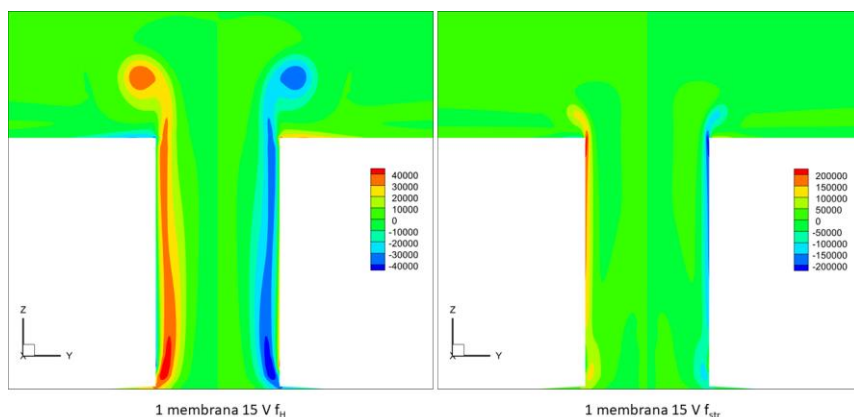
Dla przypadku  $f_H = 960$  Hz (linia niebieska/kwadrat) oraz  $f_H = 970$  Hz (linia czarna/delta) widoczna jest zmiana prędkości przy ściankach kanału, co świadczy o występowaniu strefy recyrkulacji przepływu. Dla przypadku  $f_{str} = 2320$  Hz (linia czerwona/trójkąt) oraz  $f_{str} = 2285$  Hz (linia zielona/okrąg) widoczne jest wypełnienie przekroju w większym stopniu niż w pozostałych przypadkach. Profil prędkości przy ściankach kanału nie jest zaburzony co świadczy o braku strefy recyrkulacji przepływu.

Na rys. 4.13 przedstawiono rozkład modułu prędkości przepływu w środku kanału dla układu z dwiema membranami w komorze podczas fazy wydmuchu. Podobnie jak w przypadku z jedną membraną w komorze, dla przypadku  $f_H = 1005$  Hz (linia niebieska/kwadrat) oraz  $f_H = 970$  Hz (linia czarna/delta) widoczna jest zmiana prędkości przy ściankach kanału, co świadczy o występowaniu strefy recyrkulacji przepływu. Poziome prędkości w środku kanału dla wspomnianych przypadków jest taki sam i wynosi ok. 9 m/s. Dla przypadku  $f_{str} = 2240$  Hz (linia czerwona/trójkąt) oraz  $f_{str} = 2260$  Hz (linia zielona/okrąg) podobnie jak w układzie z jedną membraną, widoczne jest wypełnienie przekroju w większym stopniu oraz brak strefy recyrkulacji przy ściankach kanału.



Rys. 4.13. Rozkład prędkości w środku kanału dla 2 membran w komorze – faza wydmuchu

Na poniższych rysunkach przedstawiono porównanie składowej wirowości w kierunku X ( $\omega_x$ ) na wylocie z aktuatora dla częstotliwości charakterystycznych podczas fazy wydmuchu (maksymalna prędkość dżetu). W przypadku jednej membrany w komorze oraz dla napięcia  $U = 15$  V (rys. 4.14) widoczna jest znaczna różnica w poziomie wirowości pomiędzy częstotliwościami charakterystycznymi ( $f_H$  i  $f_{str}$ ) oraz położeniem rdzenia struktury wirowej, co można było już zauważyć w rozkładzie prędkości (por. rys. 4.4 i 4.6). Dla częstotliwości rezonansowej komory (rys. 4.14 lewa) struktura wirowa jest znacznie bardziej odsunięta od płaszczyzny wylotowej z kanału niż dla częstotliwości rezonansowej struktury (rys. 4.14 prawa), która znajduje się tuż przy krawędzi wylotowej kanału.



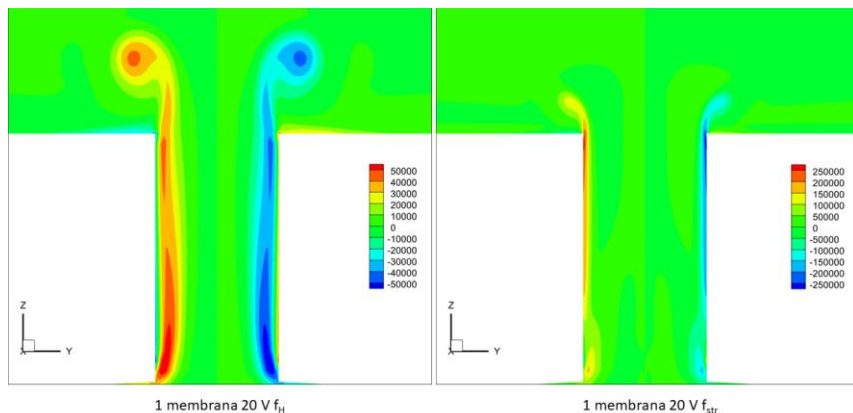
Rys. 4.14. Kontury wirowości ( $\omega_x$ ) dla 1 membrany w komorze oraz  $U = 15$  V ( $f_H$  – lewa,  $f_{str}$  – prawa)

Wygenerowana struktura wirowa dla częstotliwości rezonansowej komory przy takim samym napięciu zasilającym jest znacznie większa od struktury wirowej powstającej w przypadku dla częstotliwości rezonansowej membrany. Większa struktura wirowa przekłada się na mniejszy poziom wirowości i w tym przypadku jest on około trzykrotnie mniejszy w porównaniu do częstotliwości rezonansowej struktury.

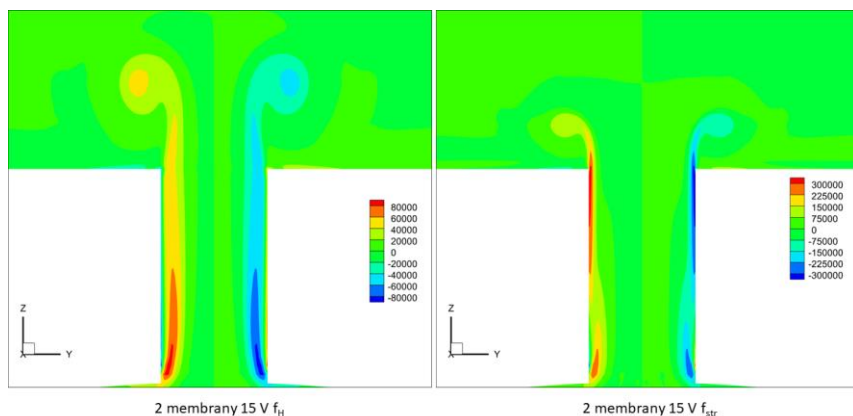
Analiza przepływu na rys. 4.4, 4.6 oraz 4.14 pokazuje skąd bierze się większa wirowość dla częstotliwości rezonansowej struktury, praktycznie przy bardzo podobnych średnich prędkościach przepływu na wylocie. W przypadku częstotliwości rezonansowej komory oderwanie generowane na krawędzi z komory do kanału ciągnie się wzdłuż całego kanału, co doprowadzi do powstania przyściennego obszaru o zwiększonej wirowości i do dyssypacji energii w przepływie. Finalnie na wylocie z kanału otrzymujemy torus o mniejszej wirowości i pogorszenie transportu pędu do dolnych warstw przyściennych, co może się przekładać na pogorszenie efektywności zastosowanych generatorów syntetycznych wirów. W przypadku częstotliwości struktury, po początkowym oderwaniu mamy przylgnięcie przepływu, mniejszą dyssypację energii, a na wylocie dużą większą wirowość otrzymanej koherentnej struktury wirowej.

Bardzo podobny charakter ma porównanie przepływów z częstotliwością rezonansową komory i membrany na kolejnych rysunkach (rys. 4.15–4.17). W przypadku częstotliwości rezonansowej komory przepływ niezaburzony zajmuje znacznie mniejszą część kanału w porównaniu z przepływem w kanale dla przypadku z częstotliwością rezonansową membrany.

Porównanie składowej wirowości  $\omega_x$  na wylocie z aktuatora dla częstotliwości charakterystycznych podczas fazy wydmuchu dla przypadku z dwiema membranami przedstawiono na rys. 4.16 i 4.17. Podobnie jak dla przypadku z jedną membraną, wartości wirowości w rdzeniu torusa dla częstotliwości rezonansowych struktury są znacznie wyższe niż dla częstotliwości rezonansowych komory.



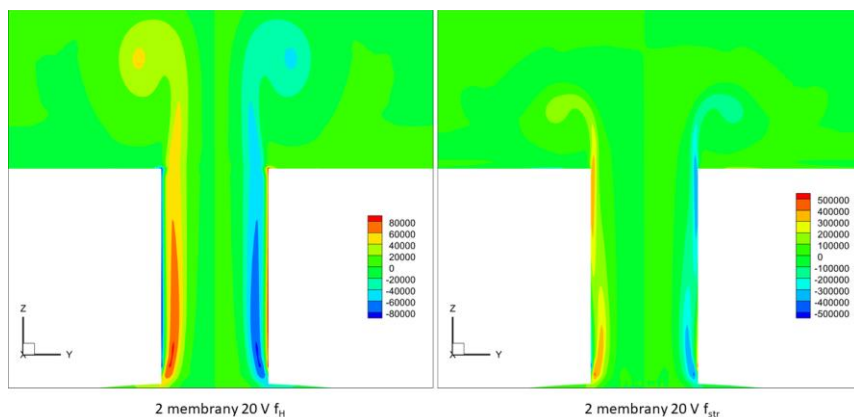
Rys. 4.15. Kontury wirowości ( $\omega_x$ ) dla 1 membrany w komorze oraz  $U = 20$  V ( $f_H$  – lewa,  $f_{str}$  – prawa)



Rys. 4.16. Kontury wirowości ( $\omega_x$ ) dla 2 membran w komorze oraz  $U = 15$  V ( $f_H$  – lewa,  $f_{str}$  – prawa)

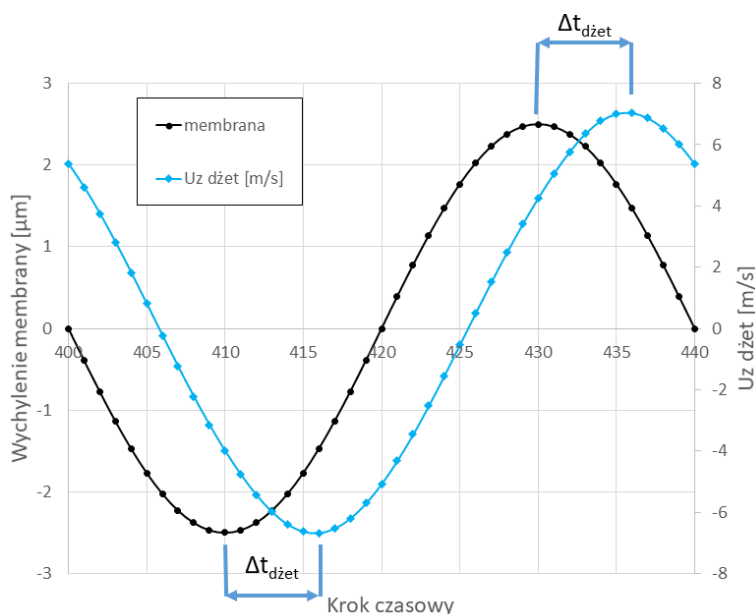
Dla obu napięć zasilających 15 V oraz 20 V, struktury wirowe powstające przy częstotliwościach rezonansowych komory są znacznie większe oraz ich rdzenie są bardziej oddalone od płaszczyzny wylotowej z kanału niż w przypadku dla częstotliwości rezonansowej struktury.

Użycie dwóch membran w komorze powoduje wzrost prędkości przepływu w kanale oraz wzrost wirowości. Podobnie jak dla konfiguracji z jedną membraną, również w omawianym układzie w przypadku częstotliwości rezonansowej komory przepływ o zwiększonej wirowości zajmuje znacznie większą część kanału w porównaniu z przepływem w kanale dla przypadku z częstotliwością rezonansową membrany, zarówno dla napięcia 15 V, jak i dla 20 V.



Rys. 4.17. Kontury wirowości ( $\omega_x$ ) dla 2 membran w komorze oraz  $U = 20$  V ( $f_H$  – lewa,  $f_{str}$  – prawa)

Jak wcześniej wspomniano, wszystkie prezentowane wyniki zostały wygenerowane dla każdego przypadku dla fazy wydmuchu, w momencie uzyskania maksymalnej prędkości dżetu. Na rys. 4.18 linią czarną przedstawiono przebieg podczas jednego cyklu wychylenia membrany, natomiast linia niebieska odpowiada składowej prędkości dżetu w kierunku Z ( $U_{z \text{ dżet}}$ ) wyznaczonej w środku kanału łączącego komorę z membranami z otoczeniem dla przypadku jednej membrany w komorze,  $f_H = 960$  Hz,  $U = 15$  V.



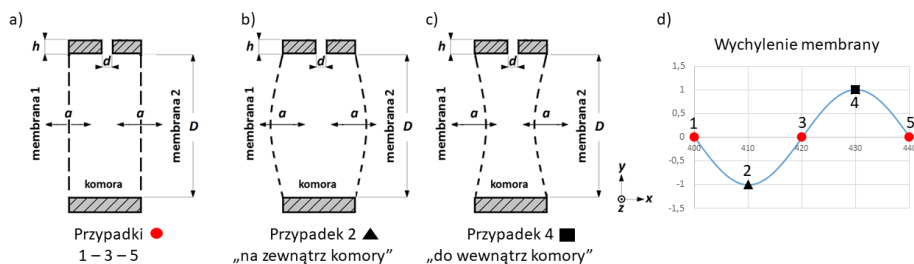
Rys. 4.18. Składowa prędkości dżetu w kierunku osi Z (linia niebieska) oraz wychylenie membrany (linia czarna)

Można zauważyć, iż maksima obu krzywych nie przypadają na ten sam krok czasowy. Przesunięcie w czasie pomiędzy zarówno minimalnymi, jak i maksymalnymi wartościami  $\Delta t_{dżet}$  wynosi 6 kroków czasowych, tj.  $\Delta t_{dżet} = 15,625 \times 10^{-3}$  s.

Na przedstawionym wykresie widać wyraźnie, iż płyn znajdujący się w komorze oraz w kanale łączącym podąża za zmianami ciśnienia w komorze wywołanymi drganiami membrany z pewnym opóźnieniem wynikającym z bezwładności płynu. Również inne czynniki wpływają na wielkość tego opóźnienia, są to m.in.:

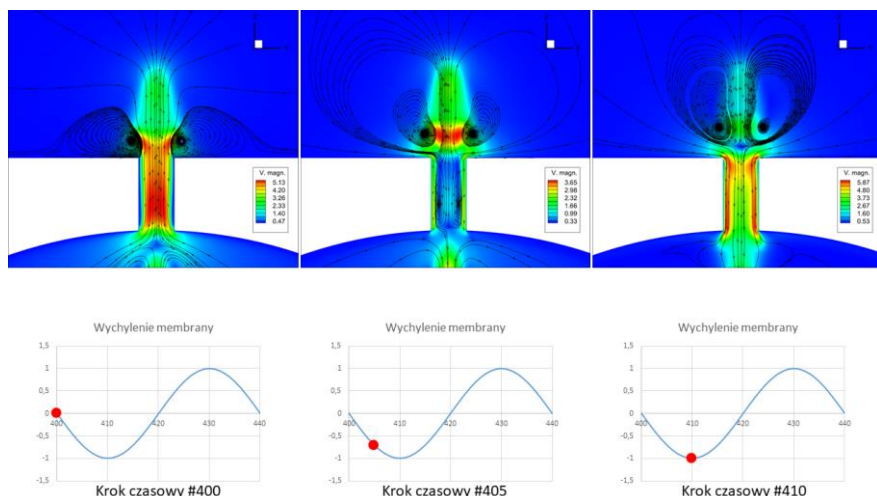
- struktura przepływu w komorze,
- struktura przepływu w kanale łączącym komorę z otoczeniem.

Na wyżej wymienione czynniki główny wpływ mają parametry geometryczne zarówno kanału, jak i komory: szerokość, długość oraz wysokość. Mając powyższe na uwadze postanowiono prześledzić rozkład prędkości na wylocie z generatora w zależności od wychylenia membrany. Na rys. 4.19a–c przedstawiono schematycznie wychylenie membran w zależności od poszczególnych faz cyklu przedstawionych na rys. 4.19d, oznaczonych kółkiem dla przypadków 1, 3 oraz 5; trójkątem dla przypadku 2 oraz kwadratem dla przypadku 4. Rysunek 4.19a przedstawia sytuację, w której obie membrany znajdują się odpowiednio: w przypadku 1 – początek fazy zasysania; w przypadku 3 – koniec fazy zasysania, początek fazy wydmuchu; w przypadku 5 – koniec fazy wydmuchu, początek fazy zasysania. Rysunek 4.19b przedstawia maksymalne ugięcie membran w fazie zasysania powietrza (przypadek 2, rys. 4.19d) – membrany wychylają się „na zewnątrz komory”. Natomiast rys. 4.19c przedstawia maksymalne ugięcie membran w fazie wydmuchu powietrza (przypadek 4, rys. 4.19d), gdy membrany wychylają się „do wewnątrz komory”.



Rys. 4.19. Kierunek wychylenia membran w zależności od fazy cyklu drgań

Na rys. 4.20–4.22 przedstawiono kontury modułu prędkości z liniami prądu dla jedenastego cyklu drgań membrany, tj. kroki czasowe od 400 do 440 co 5 kroków. Każdemu rozkładowi pola prędkości towarzyszy schematycznie przedstawione na wykresie wychylenie membrany z zaznaczonym za pomocą czerwonej kropki odpowiadającemu mu krokowi czasowemu. W kroku czasowym #400 (rys. 4.20 lewa) membrana znajduje się w położeniu wyjściowym, jednak na rozkładzie linii prądu oraz konturów prędkości można zauważyć strukturę wirową powstałą w poprzednim cyklu. Rdzeń struktury wirowej znajduje się tuż ponad wylotem z kanału. Można zauważyć również zawirowania płynu w samej komorze generatora.

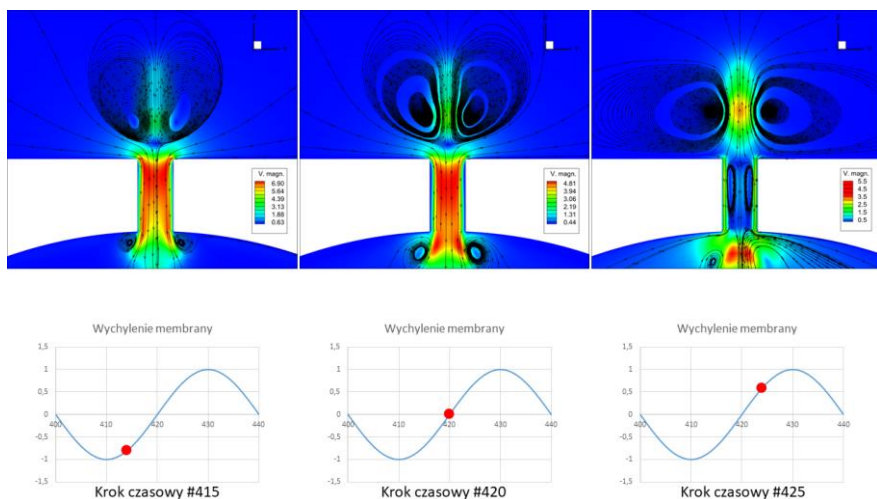


Rys. 4.20. Pola prędkości dla kolejnych kroków czasowych: # 400 (lewa), #405 (środek), #410 (prawa)

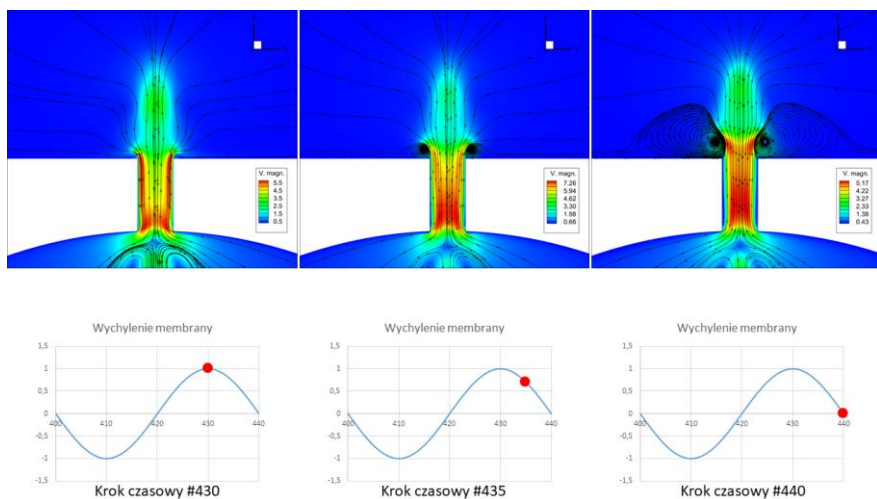
Ugięciu membrany do zewnątrz komory (rys. 4.20 środek) towarzyszy zmiana struktury przepływu w kanale. Widoczne zawirowanie na całej długości kanału spowodowane jest zmianą kierunku przepływu. Rdzeń struktury wirowej nie zmienia swojej pozycji jednak zauważalna jest zmiana rozmiaru całego wiru. W momencie, gdy membrana osiąga maksymalne ugięcie w kierunku na zewnątrz komory (rys. 4.20 prawa), przepływ w kanale odbywa się już tylko w jednym kierunku – do wewnątrz komory. Nie występuje strefa przepływu powrotnego, maksymalne prędkości przepływu występują przy ściankach kanału. Rozmiar struktury uległ znacznemu zmniejszeniu. W kroku czasowym #415 (rys. 4.21 lewa) membrana porusza się w kierunku do środka, nastąpiło zmniejszenie objętości komory jednak przepływ w kanale wciąż odbywa się do środka. Widoczne są powstające zawirowania na łączeniu kanału z komorą. Podczas dalszej deformacji membrany w kierunku do środka komory, w kroku czasowym #420 (rys. 4.21 środek), objętość komory wraca do wartości początkowej. Powietrze wciąż przepływa do środka komory jednak prędkość przepływu maleje. Powstające zawirowania na łączeniu komory z kanałem zwiększają swój rozmiar, natomiast wir nad powierzchnią wylotową z nie zmienia swojego położenia. W momencie, gdy objętość komory zmalała na skutek deformacji membrany do wnętrza generatora, przepływ w kanale ponownie zmienił kierunek (rys. 4.21 prawa).

W kanale łączącym powstała strefa niskiej prędkości z widocznym obszarem zawirowania przepływu, która spowodowała zmianę kształtu struktury wirowej na wylocie z generatora. Rdzeń wiru oddalił się od wylotu jednak cała struktura uległa rozciągnięciu wzdłuż powierzchni wylotowej. Dalsze ugięcie membrany do środka komory prowadzi do osiągnięcia minimalnej objętości komory w kroku czasowym #430 (rys. 4.22 lewa). Widoczny jest przepływ w kanale w kierunku

na zewnątrz komory. Maksymalne prędkości przepływu występują na łączeniu kanału z komorą oraz wzdłuż ścian kanału.



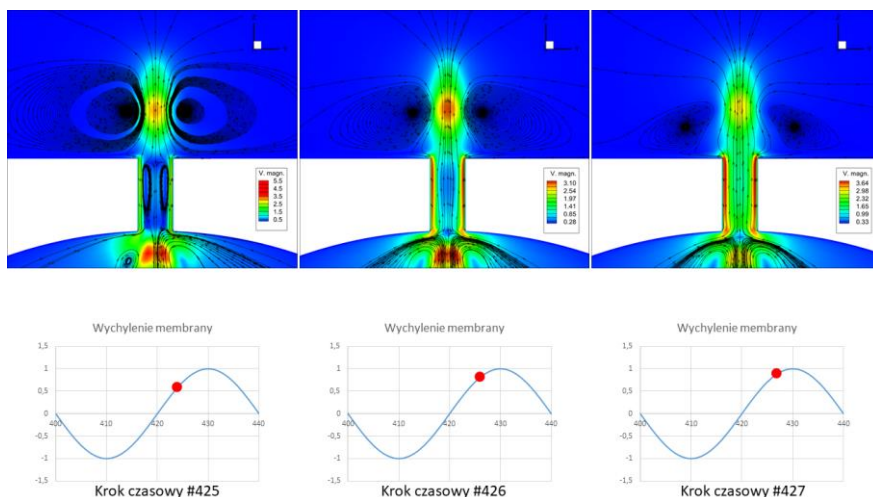
Rys. 4.21. Pola prędkości dla kolejnych kroków czasowych: # 415 (lewa), #420 (środek), #425 (prawa)



Rys. 4.22. Pola prędkości dla kolejnych kroków czasowych: # 430 (lewa), #435 (środek), #440 (prawa)

Widoczne jest również duże zawirowanie występujące wewnątrz komory. Na wylocie z kanału nie ma struktury wirowej powstałej w poprzednim cyklu – uległa dyssypacji. Membrana po osiągnięciu maksymalnego wychylenia zaczyna odkształcać się w przeciwnym kierunku, tym samym zwiększając objętość w komorze. Na rys. 4.22 środek widoczny jest wzrost prędkości przepływu powietrza

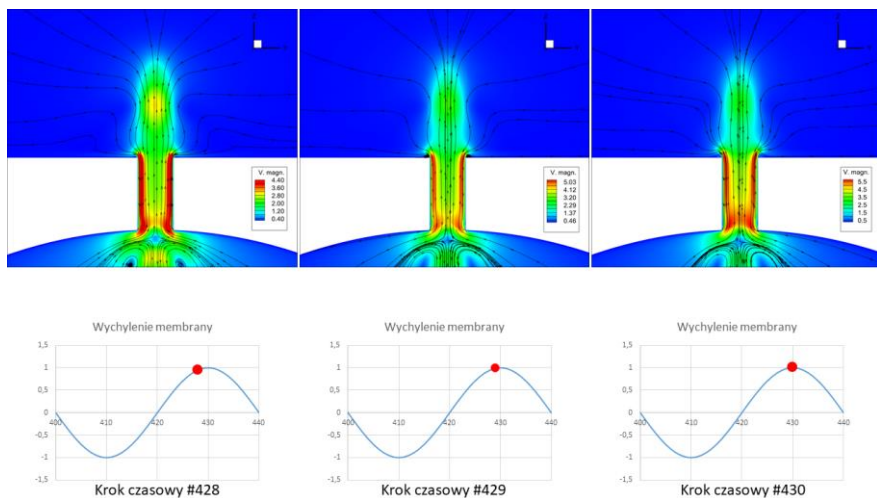
w kanale na całej jego długości. Na wylocie z kanału dochodzi do zawirowania strugi, powstaje nowa struktura wirowa. W momencie, gdy membrana osiąga położenie początkowe (rys. 4.22 prawa) prędkości w praktycznie całym przekroju kanału osiągają wartości maksymalne, natomiast powstała struktura wirowa zwiększyła swój rozmiar i jej rdzeń znajduje się tuż ponad wylotem z kanału. Membrana wykonała jeden pełen cykl drgań a struktura przepływu w komorze, jak i w kanale zmieniała się w odpowiedzi na zmiany ciśnienia w generatorze. Pola prędkości wraz liniami prądu w całym cyklu drgań membrany dla wybranego przypadku (1 membrana w komorze,  $f_H = 960$  Hz,  $U = 15$  V) pokazują, że wygenerowana struktura wirowa podczas całego cyklu utrzymuje się nad wylotem z kanału. Powoduje to, iż jest podatna na zmiany warunków panujących w komorze oraz w kanale łączącym. Na rys. 4.23 i 4.24 przedstawiono kroki czasowe od #425 do #430, podczas których dochodzi do zaniku struktury wirowej opisanej powyżej. Membrana w tych krokach czasowych przybliża się do maksymalnego wychylenia do środka komory.



Rys. 4.23. Pola prędkości dla kolejnych kroków czasowych: # 425 (lewa), #426 (środek), #427 (prawa)

Jak już wcześniej opisano (rys. 4.21 prawa) w kanale łączącym powstała strefa niskiej prędkości z widocznym obszarem zawirowania przepływu, która spowodowała zmianę kształtu struktury wirowej na wylocie z generatora, przedstawiona również na rys. 4.23 lewa. W kolejnym kroku czasowym #426 (rys. 4.23 środek) przepływ odbywa się już tylko w kierunku na zewnątrz komory. Struktura wirowa na wylocie pozostaje na poprzedniej wysokości jednak prędkości przepływu powietrza znacznie spadają. W kroku #427 (rys. 4.23 prawa) dochodzi do wzrostu prędkości przepływu wzdłuż ścian kanału, natomiast struktura wirowa ponad wylotem z generatora zmniejsza swój rozmiar, obniża się jednocześnie od-

suwając się od osi wylotu z kanału. W kolejnych krokach czasowych przedstawionych na rys. 4.24 widoczny jest dalszy wzrost prędkości w całym przekroju kanału, jednak struktura wirowa z poprzedniego cyklu uległa dyssypacji.



Rys. 4.24. Pola prędkości dla kolejnych kroków czasowych: # 428 (lewa), #429 (środek), #430 (prawa)

## 5. Podsumowanie i wnioski

Przedstawione w niniejszej publikacji wyniki zostały zrealizowane w badaniach eksperymentalnych oraz numerycznych. Zaprojektowano oraz wykonano model bumpy – ciała o zakrzywionej geometrii ścianki generującego silne oderwanie przepływu, w którym następnie zamontowano układ składający się z szeregu czternastu generatorów syntetycznych dżetów wyposażonych w membrany o układzie pionowym.

Zaproponowano nowy, autorski, układ generatorów wirów z pionowymi membranami z możliwością wykorzystania jednej lub obu membran umieszczonych w komorze. Ponadto do pionowego układu generatorów zaproponowano wylot z okrągłym otworem do każdego aktuatora. Całkowita powierzchnia otworów wylotowych z generatora jest znacznie mniejsza w porównaniu do tradycyjnych z jedną szczeliną wylotową. Pozwala to zmniejszyć zużycie energii dostarczonej do generatorów w porównaniu z szczelinowym odpowiednikiem. Zastosowanie przedstawionego nowego generatora syntetycznych dżetów pozwala udoskonalić technikę aktywnego sterowania przepływem w obrębie zwiększenia zakresu maksymalnej prędkości strugi możliwej do uzyskania z aktuatora z urządzeniem MEMS. Nowatorskie rozwiązanie zmodyfikowanego generatora syntetycznych dżetów poddano analizie wpływu jego działania na obszar oderwania w przepływie, co pozwoliło na poszerzenie stanu wiedzy o oddziaływaniu takiego generatora z przepływem.

Podczas badań eksperymentalnych wyznaczono charakterystyki wszystkich generatorów z tego względu, iż zastosowano mosiężne membrany z materiałem piezoelektrycznym dla których nie były znane dane materiałowe, niezbędne do wyznaczenia w sposób analityczny częstotliwości charakterystycznych. W celu ich wyznaczenia eksperymentalnie użyto jednowłóknowej sondy termooanemometrycznej 55P15 oraz systemu miniCTA firmy Dantec Dynamics. W wyniku pomiarów uzyskano prędkość dżetu w zależności od częstotliwości wymuszającej w zakresie  $f = 0\div 3000$  Hz dla dwóch wartości napięć zasilających  $U = 15$  V oraz  $U = 20$  V. W przypadku wszystkich generatorów wyznaczono eksperymentalnie pierwszą częstotliwość charakterystyczną, podczas gdy drugiej częstotliwości charakterystycznej – odpowiadającej częstości drań własnych membrany, nie udało się wyznaczyć dla dwóch z czternastu generatorów. We wszystkich przypadkach poziomy prędkości dżetu osiągały wartości maksymalne gdy drgania były wymuszane z częstotliwościami rezonansowymi.

Otrzymane wyniki pomiarów sondą termooanemometryczną wykazują, iż wzrost napięcia z wartości  $U = 15$  V do wartości  $U = 20$  V powoduje wzrost średniej prędkości dżetu dla układu z jedną membraną w komorze na poziomie 23,2% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej oraz wzrost średniej prędkości dżetu o 26,2% dla drugiej częstotliwości charakterystycznej.

Zwiększeniu napięcia zasilającego w generatorach z dwiema membranami towarzyszyły zaskakujące wyniki. W akuatorze A1 L+P prędkość maksymalna dżetu spadła o 14,5% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej oraz o 21,7% dla drugiej częstotliwości charakterystycznej. Natomiast w przypadku aktuatora numer A14 L+P wzrost napięcia spowodował wzrost prędkości maksymalnej dżetu o 17,6% dla pierwszej częstotliwości charakterystycznej oraz o 48,4% dla drugiej częstotliwości charakterystycznej.

Tylko w jednym przypadku aktuatora A1 L oraz napięcia  $U = 20$  V zaobserwowano, oprócz dwóch częstotliwości charakterystycznych, trzecią wartość częstotliwości, dla której prędkość generowanego dżetu przyjmuje wartość maksymalną. Występowanie trzeciej częstotliwości charakterystycznej, która nie występuje w generatorach z jedną membraną oddzielonych od siebie sztywną ścianką w formie stalowego krążka o grubości wielokrotnie większej niż grubość membrany, może świadczyć o wymuszeniu drgań membrany „nieaktywnej”. Do wzbudzenia membrany pełniącej funkcję „sztywnej” ścianki mogło dojść na skutek oddziaływania płynu znajdującego się w komorze generatora poddawanego zmianom ciśnienia wywoływanego harmonicznymi zmianami objętości komory podczas drgań membrany „aktywnej”.

Wyniki badań przeprowadzonych na modelu generującym silne oderwanie przepływu dla trzech prędkości przepływu głównego  $U_\infty = 8, 10$  oraz  $12$  m/s pokazują, iż dobór odpowiedniego poziomu prędkości syntetycznych dżetów w zależności od prędkości przepływu głównego ma kluczowy wpływ na zmianę rozmiarów obszaru oderwania.

- W przypadku przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 8$  m/s generowane struktury wirowe nie były w stanie dostarczyć energii do obszaru oderwania w całym zakresie używanych napięć zasilających. Uzyskane wyniki pokazują, iż struktury wirowe dostarczyły energię do warstwy przyściennej przepływu głównego tylko w trzech z ośmiu przypadków, przy czym uzyskane wyniki różniły się od referencyjnych o maksymalnie 8,75%. W pozostałych pięciu przypadkach nie uzyskano poprawy sytuacji.
- W przypadku przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 10$  m/s we wszystkich przypadkach zanotowano wpływ syntetycznych dżetów na redukcję maksymalnego rozmiaru obszaru oderwania. Dla pierwszej częstotliwości rezonansowej zredukowano maksymalny rozmiar strefy oderwania aż o 15% dla najwyższego napięcia wynoszącego 30 V, podczas gdy dla drugiej częstotliwości rezonansowej zredukowano maksymalny rozmiar strefy oderwania aż o 17%. W przypadku pierwszej częstotliwości wzrostowi napięcia towarzyszył wzrost pozytywnego wpływu na redukcję maksymalnego rozmiaru obszaru oderwania, natomiast w przypadku drugiej częstotliwości – spadek.
- W przypadku przepływu głównego z prędkością  $U_\infty = 12$  m/s uzyskano poprawę sytuacji w sześciu z ośmiu badanych przypadków. Maksymalny rozmiar oderwania uległ zmniejszeniu od 1,41% do 12,68%. Dla pierwszej

częstotliwości rezonansowej wzrostowi napięcia towarzyszył wzrost pozytywnego wpływu na redukcję maksymalnego rozmiaru obszaru oderwania podczas gdy w przypadku drugiej częstotliwości nie można wskazać żadnej zależności.

Zwiększaniu napięcia zasilającego towarzyszyła generalnie tendencja do wzrostu prędkości generowanych dżetów. W celu wyznaczenia optymalnych warunków pracy należałoby przebadac odpowiedzi generatorów na większy zakres napięć zasilających. Pozwoliłoby to na wyznaczenie mapy przypadków, w których generatory mogłyby być używane w zależności od panujących warunków przepływowych oraz od rozmiaru oderwania. W połączeniu z kolejną istotną cechą zaobserwowaną podczas analizy wyników pomiarów jaką jest uzyskiwanie zbliżonych efektów wykorzystując różne częstotliwości i/lub różne napięcia zasilające generatory, możliwe jest zbudowanie układu do aktywnej kontroli przepływu. W zależności od potrzeb układ aktywnego sterowania generatorami syntetycznych dżetów dobierałby odpowiednią częstotliwość wymuszającą drgania membrany, odpowiedni poziom napięcia zasilającego oraz pracę z jedną lub dwiema membranami w celu zwiększenia prędkości dżetów.

Uzyskane wyniki badań eksperymentalnych pokazują, iż zastosowanie zaproponowanego układu generatorów syntetycznych dżetów umożliwia aktywne kontrolowanie przepływu w celu redukcji obszaru oderwania. Użycie układu aktuatorów z pionowym układem membran w celu zagęszczenia rozłożenia otworów wylotowych w szeregu spowodowało, iż dostarczenie energii do przepływu w postaci małych zaburzeń, jakimi były wygenerowane struktury wirowe, wpłynęło pozytywnie na znaczną redukcję silnego oderwania. Mając powyższe na uwadze można sądzić, iż efektywność zaproponowanego rozwiązania powinna jeszcze wzrosnąć w przypadku użycia w każdym z generatorów membran o takich samych własnościach fizycznych oraz materiałowych. W niniejszych badaniach użyto uśrednionych wartości częstotliwości wymuszających  $f_{H\_sr} = 1015$  Hz oraz średniej częstotliwości strukturalnej  $f_{str\_sr} = 2225$  Hz. Zabieg ten podyktowany faktem, iż wszystkie generatory podłączone były do jednego układu sterującego sprawił, iż niektóre z generatorów nie pracowały z częstotliwościami, przy których prędkości dżetów osiągałyby wartości maksymalne. Użycie jednakowych membran pomogłoby w wyeliminowaniu powyższej niedogodności i zapewne ich skuteczność w redukcji obszaru oderwania przepływu jeszcze by wzrosła.

Wykorzystanie symulacji numerycznych pozwoliło na analizę rozmiarów oraz intensywności generowanych wirów w zależności od częstotliwości wymuszającej. Powstające struktury wirowe w przypadkach jednej membrany w komorze oraz pierwszej częstotliwości rezonansowej są duże i są odsunięte od powierzchni wylotowej z generatora w przeciwieństwie do struktur otrzymanych dla drugiej częstotliwości rezonansowej, gdy struktury wirowe znajdują się tuż nad powierzchnią wylotową z kanału. Takie zjawisko zachodzi dla obu wartości napięć zasilających. Jednakże poziom wirowości w przypadku częstotliwości rezonansowej struktury jest pięciokrotnie wyższy niż dla przypadku częstotliwości re-

zonansowej komory, dla obu wartości napięć zasilających. Jest to wynikiem struktury przepływu w kanale wylotowym. W przypadku zastosowania sygnału częstotliwości rezonansowej komory do zasilania generatora w kanale wylotowym powstaje oderwanie, co znacząco wpływa na obniżenie wirowości w formowanej strukturze wirowej.

Również w przypadku z dwiema membranami w komorze dla drugiej częstotliwości rezonansowej w omawianych przypadkach powstające struktury wirowe znajdują się tuż nad wylotem z kanału łączącego. Rozmiar powstających wirów jest mniejszy niż w przypadku dla pierwszej częstotliwości rezonansowej i użyciu dwóch membran w komorze. Takie zjawisko zachodzi dla obu wartości napięć zasilających. Poziom wirowości dla częstotliwości rezonansowej struktury jest prawie czterokrotnie wyższy niż dla przypadku częstotliwości rezonansowej komory dla napięcia  $U = 15$  V oraz ponad sześciokrotnie wyższy dla napięcia  $U = 20$  V.

Na podstawie wyników badań eksperymentalnych można stwierdzić, iż zaproponowany układ czternastu generatorów z pionowymi membranami z możliwością wykorzystania jednej lub obu membran umieszczonych w komorze daje możliwości poprawy własności aerodynamicznych poprzez redukcję strefy oderwania. Wykorzystując przygotowane narzędzie numeryczne do wyznaczania maksymalnych prędkości w generatorach syntetycznych dżetów możliwe jest zoptymalizowanie układu w celu dalszej poprawy jego efektywności. Szczególnie istotne jest lepsze zaprojektowanie kanału wylotowego dla dżetu, tak aby minimalizować w nim powstawanie oderwań przepływu. Z analizy symulacji numerycznych wynika, że jego naroże od strony wewnętrznej powinno być zoptymalizowane. Należałoby też rozważyć zmianę kształtu kanału wylotowego dżetu na stożkowy ze zwężeniem w kierunku wylotu. Takie rozwiązanie działałoby by korzystnie w kierunku przepływu przylgniętego w kanale wylotowym generatora wirów.

## 5.1. Wizja dalszych badań

Przedstawione w niniejszej publikacji badania eksperymentalne planowane są o rozszerzenie o kolejne pomiary, podobnie jak symulacje numeryczne, które są wciąż rozwijane.

- W celu wyznaczenia amplitudy drgań membran z materiałem piezoelektrycznym planowana jest eksperymentalna analiza odkształcenia membrany z wykorzystaniem metody laserowej (ang. *laser Doppler vibrometry*, LDV), polegającej na bezkontaktowym pomiarze drgań powierzchni. Wyznaczone rzeczywiste amplitudy drgań zostaną użyte jako warunek brzegowy w modelu numerycznym generatora oraz posłużą do jego aktualizacji.
- Powstające struktury wirowe w generatorze są w pełni trójwymiarowe, także planowane jest rozszerzenie badań z wykorzystaniem metody PIV o układ dwukamerowy stereo w celu wyznaczenia struktur trójwymiarowych. Wyniki badań pozwolą na jeszcze lepszą aktualizację modelu numerycznego generatora.

- W celu przyspieszenia badań na efektywnością syntetycznych dżetów w redukcji obszaru oderwania planowane jest rozwinięcie modelu numerycznego o symulacje oderwania powstającego na bumpie dla różnych prędkości przepływu głównego. Kolejnym krokiem będzie użycie generatorów syntetycznych dżetów w symulacjach z przepływem głównym.
- Szybki rozwój metod numerycznych sprawił, iż planowane jest wykorzystanie metody symulacji interakcji pomiędzy płynem oraz strukturą (ang. *fluid structure interaction*, FSI) w celu zbadania zjawisk zachodzących wewnątrz komory generatora.

## 5.2. Możliwości wdrożeniowe w przemyśle lotniczym oraz motoryzacyjnym

Generatory syntetycznych dżetów znajdują coraz szersze zastosowanie w zaawansowanych technologiach przepływowych. Dzięki zdolności do bezmasowego wytwarzania strugi powietrza, są atrakcyjnym rozwiązaniem w kontroli przepływu, chłodzeniu i redukcji oporu aerodynamicznego. Ich implementacja wymaga jednak dostosowania do specyfiki branży.

Wdrożenie generatorów syntetycznych dżetów w lotnictwie powinno uwzględniać precyzyjne umiejscowienie dysz, najczęściej na krawędziach natarcia, w obrębie klap i lotek. System powinien być zintegrowany z czujnikami ciśnienia i systemami sterującymi (np. *fly-by-wire*), umożliwiając adaptacyjne działanie w czasie rzeczywistym. Dysze powinny być ukryte w strukturze aerodynamicznej, by nie zwiększać oporu przy ich wyłączeniu. W miarę możliwości sterowanie syntetycznymi dżetami powinno być rozproszone aby zapewnić użycie wielu generatorów aktywowanych selektywnie w zależności od warunków lotu. W celu maksymalizowania efektywności syntetycznych dżetów sterowanie powinno odbywać się w układzie zamkniętym, na podstawie danych z czujników, z wykorzystaniem adaptacyjnych lub predykcyjnych algorytmów. Niezwykle istotna jest trwałość materiałowa – generatory powinny być wykonane z wysokowytrzymałych stopów takich jak tytan, Inconel czy piezoceramiki odporne na temperaturę oraz wibracje. Wykorzystanie generatorów syntetycznych dżetów w lotnictwie wymagałoby zgodności omawianej technologii z normami aeronautycznymi dla aktywnych systemów kontroli przepływu. Badania powinny być dalej prowadzone w tunelach aerodynamicznych z wykorzystaniem modeli wykonanych w skali oraz na rzeczywistych wymiarów modelach w locie. Analiza numeryczna CFD powinna być w dalszym ciągu walidowana bazując na badaniach eksperymentalnych wykorzystujących dostępne metody pomiarowe.

W branży motoryzacyjnej generatory syntetycznych dżetów mają zastosowanie głównie w redukcji oporu aerodynamicznego, poprawie chłodzenia oraz ograniczaniu hałasu generowanego przez przepływ powietrza wokół pojazdu. Potencjalne miejsca montażu to m.in.: obszary przy lusterkach bocznych (ograniczenie zawirowań), wnęki kół i hamulców (chłodzenie), tylna klapa i dyfuzory (zmniejszenie oporu), wloty powietrza i kanały chłodzące (optymalizacja przepływu).

Generatory syntetycznych dżetów mogą być zintegrowane w strukturze nadwozia, np. w zderzakach, spoilerach czy listwach aerodynamicznych. Zasilanie może być realizowane z pokładowych systemów 12V/48V, co czyni je odpowiednimi dla coraz bardziej powszechnych pojazdów elektrycznych (ang. *electric vehicles*, EV). Sterowanie generatorami może współpracować z systemami takimi jak zaawansowany system wspomagania kierowcy (ang. *advanced driver assistance systems*, ADAS) lub być aktywowane automatycznie przy określonych prędkościach jazdy. Wykorzystywane materiały powinny być odporne na warunki środowiskowe, w tym wilgoć, sól drogową i duże wahania temperatury. Wykorzystanie generatorów syntetycznych dżetów w branży motoryzacyjnej wymagałoby zgodności omawianej technologii z normami motoryzacyjnymi.

## Bibliografia

- [1] “Global Carbon Budget 2019”, <https://doi.org/10.5194/essd-11-1783-2019>
- [2] „European Aeronautics: A Vision for 2020” Report of the Group of Personalities, 2001.
- [3] „Strategic Research Agenda 1” ACARE, 2002.
- [4] “Flightpath 2050” Europe’s Vision for Aviation. Report of the High Level Group on Aviation Research, doi 10.2777/50266.
- [5] Gudmundsson S.: *General Aviation Aircraft Design. Applied Methods and Procedures*, rozdz. 10: „Anatomy of Lift Enhancement”, Butterworth-Heinemann, 2014, doi: <https://doi.org/10.1016/C2011-0-06824-2>
- [6] Jeffrey D., Zhang X., Hurst D.W.: Aerodynamics of Gurney flaps on a single-element high-lift wing, *Journal of Aircraft* 37(2000), 2, 295–301.
- [7] Troolin D.R., Longmire E.K., Lai W.T.: Time resolved PIV analysis of flow over a NACA 0015 airfoil with Gurney flap, *Experiments in Fluids* 41(2006), 241–254, <https://doi.org/10.1007/s00348-006-0143-8>
- [8] Lee T., Su Y.Y.: Lift enhancement and flow structure of airfoil with joint trailing-edge flap and Gurney flap, *Experiments in Fluids* 50(2011), 1671–1684. <https://doi.org/10.1007/s00348-010-1024-8>
- [9] Tang D., Dowell E.: Aerodynamic loading for an airfoil with oscillating gurney flap, *Journal of Aircraft* 44(2007), 4, 1245–1257
- [10] Chow R., van Dam C.P.: Unsteady computational investigations of deploying load control microtabs, *Journal of Aircraft* 43(2006), 5, 1458–1469.
- [11] Baker J.P., Standish K.J., van Dam C.P.: Two-dimensional wind tunnel and computational investigation of a microtab modified airfoil, *Journal of Aircraft* 44(2007), 2, 563–572.
- [12] Kinzel M.P., Maughmer M.D., Duque E.P.N.: Numerical investigation on the aerodynamics of oscillating airfoils with deployable Gurney flaps, *AIAA Journal* 48(2010), 7, 1457–1469, <https://doi.org/10.2514/1.J050070>
- [13] Liebeck R.H.: Design of subsonic airfoils for high lift, *Journal of Aircraft* 15(1978), 9, 547–561.
- [14] [https://en.wikipedia.org/wiki/Gurney\\_flap](https://en.wikipedia.org/wiki/Gurney_flap) Dostęp 10/2024
- [15] Yeo H.: Assessment of active controls for rotor performance enhancement, *Journal of the American Helicopter Society* 53(2008), 2, 152–163.

- [16] Maughmer M.D., Bramesfeld G.: Experimental investigation of gurney flaps, *Journal of Aircraft* 45(2008), 6, 2062–2067. doi:10.2514/1.37050.
- [17] Storms, B. L. and Jang, C. S., “Lift enhancement of an airfoil using a Gurney flap and vortex generators, *Journal of Aircraft*, 31(1994), 3, 542–547. doi:10.2514/3.46528.
- [18] Baker, J.P., Standish, K.J., van Dam, C.P.: Two-dimensional wind tunnel and computational investigation of a microtab modified airfoil, *Journal of Aircraft* 44(2007), 2, 563–572, doi:10.2514/1.24502.
- [19] Giguere P., Lemay J., Dumas G.: Gurney flap effects and scaling for low-speed airfoils” *AIAA 13th Applied Aerodynamics Conference*, AIAA, Washington, D.C. 1995, 966–976.
- [20] Jang, C.S., Ross, J.C., Cummings R.M.: Numerical investigation of an airfoil with a Gurney flap, *Aircraft Design* 1(1998), 2, 75–88, doi:10.1016/S1369-8869(98)00010-X.
- [21] Lee, H.-T., Kroo, I.M., Bieniawski, S.: Flutter suppression for high aspect ratio flexible wings using microflaps, 43rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ACS Structures, *Structural Dynamics and Materials Conference*, Reno, April 2002, AIAA Paper (2002) 2002-1717.
- [22] Matalanis C.G., Eaton J.K.: Wake vortex alleviation using rapidly actuated segmented Gurney flaps *AIAA Journal* 45(2007), 8, 1874–1884, doi:10.2514/1.28319.
- [23] Wilson D.G., Berg, D.E., Li, D.W., Zayas J.R.: Optimized active aerodynamic blade control for load alleviation on largewind turbines, *AWEA Windpower 2008 Conference & Exhibition*, Houston, June 2008.
- [24] Vey S., Paschereit O.C., Greenblatt D., Meyer R.: Flap vortex management by active Gurney flaps. *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, Jan. 2008, AIAA Paper (2008), 2008-286.
- [25] Yee K., Joo W., Lee D.H.: Aerodynamic performance analysis of a gurney flap for rotorcraft applications, *Journal of Aircraft* 44(2007), 3, 1003–1014.
- [26] Liu L., Padthe A.K., Friedmann P.P.: Computational study of microflaps with application to vibration reduction in helicopter rotors, *AIAA Journal* 49(2011), 7, 1450–1465.
- [27] Min B., Sankar L.N., Rajmohan N., Prasad J., Computational investigation of gurney flap effect on rotors in forward flight, *Journal of Aircraft* 46(2009), 6, 1957–1964.
- [28] Karim M.A., Acharya M.: Suppression of dynamic-stall vortices over pitching airfoils by leading-edge suction, *AIAA Journal* 32(1994), 8, 1647–1655.

- 
- [29] Badran B., McCormick S., Gursul I.: Control of leading-edge vortices with suction, *Journal of Aircraft* 35(1998), 1, 163–165.
- [30] Doerffer P., Bohning R.: Shock wave – boundary layer interaction control by wall ventilation, *Aerospace Science and Technology* 7(2003), 3, 171–179.
- [31] Park J., Choi H.: Effects of uniform blowing or suction from a spanwise slot on a turbulent boundary layer flow, *Physics of Fluids* 11(1999), 10, 3090–3105.
- [32] Yu Y.H., Lee S., McAlister K.W., Tung C., Wang C.M.: Dynamic stall control for advanced rotorcraft application, *AIAA Journal* 33(1995), 2, 289–295.
- [33] Djojodihardjo H., Abdulhamid M.F., Basri S., Abdul Majid D.: Numerical simulation and analysis of Coanda effect circulation control for wind-turbine application considerations, *IJUM Engineering Journal* (2011), 19–42.
- [34] Mitchell A.M., Barberis D., Molton P., Dalery J.: Oscillation of vortex breakdown location and blowing control of time-averaged location, *AIAA Journal* 38(1996), 5, 793–803.
- [35] Santhanakrishnan A., Jacob J.: *On Plasma Synthetic Jet Actuators*, 2006, doi:10.2514/6.2006-317.
- [36] Kato K., Breitsamter C.: Flow control on Gö 387 airfoil by using nanosecond pulse plasma actuator, w: „Instability and Control of Massively Separated Flows”, V. Theofilis, J. Soria (red.), *Fluid Mechanics and Its Applications*, vol. 107, Springer, 2015, [https://doi.org/10.1007/978-3-319-06260-0\\_9](https://doi.org/10.1007/978-3-319-06260-0_9)
- [37] Dadfar R., Hanifi A., Henningson D.S.: Feedback control for laminarization of flow over wings, *Flow Turbulence Combust* 94(2015), 43–62. <https://doi.org/10.1007/s10494-014-9578-9>
- [38] Moralev I., Klimov A., Bityurin V., Kazansky P.: Lift and drag control of NACA 23012 airfoil model by surface HF plasma actuator, *52nd Aerospace Sciences Meeting, 13-17 January 2014, National Harbor*, <https://doi.org/10.2514/6.2014-1263>.
- [39] <https://cordis.europa.eu/project/id/234201/pl> Dostęp 10/2024
- [40] Post M.L., Corke T.C. Separation control using plasma actuators: dynamic stall vortex control on oscillating airfoil, *AIAA Journal* 44(2006) (12), 3125–3135.
- [41] Taylor H.D.: The elimination of diffuser separation by vortex generators, *United Aircraft Corporation Report No R-4012-3*, June 1947.

- [42] Chu P., He L., Tao W.Q.: Three dimensional numerical study of flow and heat transfer enhancement using vortex generators in fin-and-tube heat exchangers, *Journal of Heat Transfer* 131(2009), 9, 1–9.
- [43] Keuthe A.M.: Effect of streamwise vortices on wake properties associated with sound generation, *Journal of Aircraft* 9(1972), 10, 715–719.
- [44] Holmes A., Hickey P., Murphy W., Hilton D.: The application of sub-boundary layer vortex generators to reduce canopy “Mach rumble” interior noise on the Gulfstream III, *25th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, (1987), <http://dx.doi.org/10.2514/6.1987-84>
- [45] Rao J.R., Kariya T.T.: Boundary layer submerged vortex generators for separation control — An explanatory study, *1st National Fluid Dynamics Conference*, (1988).
- [46] McCormic D.C.: Shock/boundary-layer interaction control with vortex generators and passive cavity, *AIAA Paper* 31(1993), 1, 91–96.
- [47] Lin J.C., Robinson S.K., McGhee R.J., Valarezo W.O.: Separation control on high lift airfoils via micro-vortex generators, *Journal of Aircraft* 31(1994), 6, 1317–1323.
- [48] Lin J.C.: Review of research on low-profile vortex generators to control boundary-layer separation, *Progress in Aerospace Sciences* 38(2002), 4-5, 389–420.
- [49] Szwaba R.: Odziaływanie strumieniowych generatorów wirów wzdłużnych na obszar oderwania, *Zeszyty Naukowe IMP PAN 558/1517/2013*, Wydawnictwa IMP PAN, Gdańsk 2013
- [50] Compton D.A., James P., Johnston J.P.: Streamwise vortex production by pitched and skewed jets in a turbulent boundary layer, *AIAA Journal* 30(1992), 3, 640–647.
- [51] Johnston J.P. Nishi M.: Vortex generator jets – Means for flow separation control, *AIAA Journal* 28(1990), 6, 989–994.
- [52] Szwaba R.: Influence of air-jet vortex generator diameter on separation region, *Journal of Thermal Science* 22(2013), 4, 294–303.
- [53] Bray T.P., Garry K.P.: On the velocity profile of inclined jets in a boundary layer for vorticity production, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering* 214(2000), 1, 55–64. doi:10.1243/0954410001531917
- [54] Prince S.A., Khodagolian V. Low-speed static stall suppression using steady and pulsed air-jet vortex generators, *AIAA Journal* 49(1996), 3, 642–654.

- 
- [55] Prince S.A., Khodagolian V., Singh C., Kokkalis T.: Aerodynamic stall suppression on airfoil using passive air-jet vortex generators, *AIAA Journal* 47(2009), 9, 2232–2242.
  - [56] Utturkar Y., Holman R., Mittal R., Carroll B., Sheplak M., Cattafesta L.: A jet formation criterion for synthetic jet actuators, *41st Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, January 2003.
  - [57] Holman R., Utturkar Y., Mittal R., Smith B.L., Cattafesta L.: Formation criterion for synthetic jets, *AIAA Journal* 43(2005), 10, 2110–2116.
  - [58] Gallas Q., Holman R., Nishida T., Carroll B., Sheplak M., Cattafesta L.: Lumped element modeling of piezoelectric-driven synthetic jet actuators, *AIAA Journal* 41(2003), 2, 240–247.
  - [59] Gallas Q., Holman R., Raju R., Mittal R., Sheplak M., Cattafesta L.: Low dimensional modeling of zero-net mass-flux actuators, *AIAA Paper* (2004), 2004–2413.
  - [60] Gallas Q., Wang G., Papila M., Sheplak M., Cattafesta L.: Optimization of synthetic jet actuators, *AIAA* (2003), 2003-0635.
  - [61] Chiatto M., Palumbo A., de Luca L.: Design approach to predict synthetic jet formation and resonance amplifications, *Experimental Thermal and Fluid Science* 107(2019), 79–87.
  - [62] Grinstein F.: Vortex dynamics and entrainment in regular free jets, *Journal of Fluid Mechechanics* 437(2001), 69–101.
  - [63] Garcillan L., Zhong S., Pokusevski Z., Wood N.: A PIV study of synthetic jets with different orifice shape and orientation, *2nd AIAA Flow Control Conference*, AIAA, 2004.
  - [64] Kim Y., Garry K.P.: Optimization of a rectangular orifice synthetic jet generator, *3rd AIAA Flow Control Conference*, June 2006, AIAA, 2006.
  - [65] Van Buren T., Whalen E., Amitay M.: Vortex formation of a finite-span synthetic jet: Effect of rectangular orifice geometry, *Journal of Fluid Mechechanics* 745(2014), 180–207.
  - [66] Garcillan L., Zhong S., Pokusevski Z., Wood N.: A PIV study of synthetic jets with different orifice shape and orientation, *2nd AIAA Flow Control Conference*, AIAA, 2004.
  - [67] Oren L., Gutmark E., Muragappan S., Khosla S.: Flow characteristics of noncircular synthetic jets, *AIAA Paper* (2009), 2009-1309.
  - [68] Jabbal M., Tang H., Zhong S.: The effect of geometry on the performance of synthetic jet actuators, *25th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences*, March 2014 (ICAS vol. 25(2006)).

- [69] Jain M., Puranik B., Agrawal A.: A numerical investigation of effects of cavity and orifice parameters on the characteristics of a synthetic jet flow, *Sensors and Actuators A: Physical* 165(2011), 351–366.
- [70] Mallinson G., Hong G., Reizes J.A.: Some characteristics of synthetic jets, *AIAA 30th Fluid Dynamics Conference, Norfolk*, 1999, AIAA Paper (1999), 99-3651.
- [71] Mane P.: Experimental design and analysis of piezoelectric synthetic jets in quiescent air, M.Sc. dissertation, Virginia Commonwealth University, 2005.
- [72] Rizzetta D.P., Visbal M.R., Stanek M.J.: Numerical investigation of synthetic-jet flowfields, *AIAA Journal* 37(1999), 8, 919.
- [73] Ingard U, Labate S.: Acoustic circulation effects and the nonlinear impedance of orifices, *Journal of the Acoustical Society of America* 22(1950), 211–219.
- [74] Mednikov E.P., Novitskii B.G.: Experimental study of intense acoustic streaming, *Soviet Physics Acoustics* 21(1975), 152–154.
- [75] Smith B., Glezer A.: The formation and evolution of synthetic jets, *Physics of Fluids* 31(1998), 2281–2297.
- [76] Crook A., Wood N.J.: Measurements and visualizations of synthetic jets, *AIAA Paper* (2001), 2001-0145).
- [77] Rediniotis O.K., Ko J., Yue X., Kurdila A.J.: Synthetic jets, their reduced order modelling and applications to flow control, *AIAA Paper* (1999), 99-1000, 1999.
- [78] Chen J., Yao C., Beele G.B., Bryant R.G., Fox R.L.: Development of synthetic jet actuators for active flow control at NASA Langley, *AIAA Paper* (2000), 2000-2405.
- [79] Cater J.E., Soria J.: The evolution of round zero-net-mass-flux jets, *Journal of Fluid Mechanics* 472(2002), 167–200.
- [80] Cannelle F., Amitay M.: Synthetic jets: Spatial evolution and transitory behavior. *AIAA Fluid Dynamics Conference, Reno*, 2005, AIAA Paper (2005) 2005-0102.
- [81] Amitay M., Cannelle F.: Evolution of finite span synthetic jets, *Physics of Fluids* 18(2006), 054101.
- [82] Kral L.D., Donovan J.F., Cain, A.B., Cary A.W.: Numerical simulation of synthetic jet actuators, In *28<sup>th</sup> AIAA Fluid Dynamics Conference, Reno*, 1997, AIAA Paper (1997), 97-1824.

- 
- [83] Guo D., Kral L.D.: Numerical simulation of the interaction of adjacent synthetic jet actuators. *AIAA Fluids 2000 Meeting*, Denver, 2000, AIAA Paper (2000), 2000-2565.
- [84] Muller M.O., Bernal L.P., Miska P.K., Washabaugh P.D., Chou, T.K.A. i.in.: Flow structure and performance of axisymmetric synthetic jets, *AIAA 39th Aerospace Sciences*, 2001, AIAA(2001) Paper 2001-1008.
- [85] Cui J., Agarwal R.K.: 3D CFD validation of a synthetic jet in quiescent air (NASA Langley workshop validation: Case 1), AIAA Paper (2004), 2004-2222.
- [86] Fugal S.R., Smith B.L., Spall R.E.: Displacement amplitude scaling of a two-dimensional synthetic jet, *Physics of Fluids* 17(2005), 045103–045103-10.
- [87] Davis S.A.: The manipulation of large- and small-scale flow structures in single and coaxial jets using synthetic jet actuators, *Doctoral thesis*, Georgia Institute of Technology, 2000.
- [88] Smith B.L., Glezer A.: Jet vectoring using synthetic jets, *Journal of Fluid Mechanics* 458(2002), 1–34.
- [89] Tamburello D., Amitay M.: Three dimensional interaction of a free jet with a perpendicular synthetic jet, *Journal of Turbulence* (2007).
- [90] Amitay M., Smith D.R., Kibens V., Parekh D.E., Glezer A.: Modification of the aerodynamics characteristics of an unconventional airfoil using synthetic jet actuators, *AIAA Journal* 39(2001), 3, 361–370.
- [91] Amitay M., Cannelle F.: Evolution of finite span synthetic jets, *Physics of Fluids* 18(2006), 5, 054101.
- [92] Vasile J.D., Amitay M.: Interaction of a finite-span synthetic jet near the tip of a sweptback wing, *Physics of Fluids* 27(2015), 067102.
- [93] Elimelech Y., Vasile J., Amitay M.: Secondary flow structures due to interaction between a finite-span synthetic jet and a 3-D cross flow, *Physics of Fluids* 23(2011), 9, 094104.
- [94] Van Buren T., Leong C.M., Whalen E., Amitay M.: Impact of orifice orientation on a finite-span synthetic jet interaction with a crossflow, *Physics of Fluids* 28(2016), 3, 037106.
- [95] Jabbar M., Zhong S.: Particle image velocimetry measurements of the interaction of synthetic jets with a zero-pressure gradient laminar boundary layer, *Physics of Fluids* 22(2010), 6, 063603.
- [96] Zhang W., Samtaney R.: A direct numerical simulation investigation of the synthetic jet frequency effects on separation control of low-Re flow past an airfoil, *Physics of Fluids* 27(2015), 5, 055101.

- 
- [97] Taylor K., Amitay M.: Dynamic stall process on a finite span model and its control via synthetic jet actuators, *Physics of Fluids* 27(2015), 077104.
- [98] Xu Y., Li Z.Y., Wang J.J., Yang L.J.: On the interaction between turbulent vortex rings of a synthetic jet and porous walls, *Physics of Fluids* 31(2019), 105112.
- [99] Van Buren T., Beyar M., Leong C.M., Amitay M.: Three-dimensional interaction of a finite-span synthetic jet in a crossflow, *Physics of Fluids* 28(2016), 037105.
- [100] Fung P., Amitay M.: Active flow control application on a mini ducted fan UAV, *Journal of Aircraft* 39(2002), 4, 561–571.
- [101] Amitay, M., Washburn, A.E., Anders, S.G. and Parekh, D.E., Active flow control on the stingray UAV: Transient behavior, *AIAA Journal* 42 (11), 2004, 2205–2215.
- [102] Mahalingam R., Rumigny N., Glezer A.: Thermal management using synthetic jet ejectors, *IEEE Transaction on Components and Packaging Technologies* 27(2004), 3, 439–444.
- [103] Pavlova A., Amitay M.: Electronic cooling using synthetic jet impingement, *Journal of Heat Transfer* 9(2006), 897–907.
- [104] Amitay M., Smith B., Glezer A.: Aerodynamic flow control using synthetic jet technology, *36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, AIAA (1998), 1998-208.
- [105] Glezer A., Amitay M.: Synthetic jets, *Annual Review of Fluid Mechanics* 34 (2002), 1, 503–529.
- [106] Hassan A.A., Ram J., Ram D.: Effects of zero-mass “synthetic” jets on the aerodynamics of the NACA-0012 airfoil, *Journal of the American Helicopter Society* 43(1998), 4, 303–311.
- [107] Hassan A.A.: Applications of zero-net-mass jets for enhanced rotorcraft aerodynamic performance, *Journal of Aircraft* 38(2001), 3), 478–485.
- [108] Feng L.H., Wang J.J., Pan, C.: Effect of novel synthetic jet on wake vortex shedding modes of a circular cylinder, *Journal of Fluids and Structures* 26(2010), 6, 900–917.
- [109] Xiong D., Zhixun X., Zhenbing, L., Lin W.: A novel optimal design for an application-oriented synthetic jet actuator, *Chinese Journal of Aeronautics* 27(2014), 3, 514–520.
- [110] Goldschmied F.R.: Approach to turbulent incompressible separation under adverse pressure gradients, *AIAA Journal of Aircraft* 2(1965), 108–115.
- [111] Rumsey C., La R.C.: CFD Validation of Synthetic Jets and Turbulent Separation Control Workshop , March 29-31, Williamsburg, 2004.

- 
- [112] Seifert A., Pack L.: Active flow separation control on wall-mounted hump at high Reynolds numbers, *AIAA Journal* 40(2002), 7, 2.1796.
- [113] Lesieur M., Metais O.: New trends in large-eddy simulations of turbulence, *Annual Review of Fluid Mechanics* 28(1996), 45–82.
- [114] Spalart P.R., Jou W.H., Strelets M., Allmaras S.R.: Comments on the feasibility of LES for wings, and on a hybrid RANS/LES approach. Advances in DNS/LES: Direct numerical simulation and large eddy simulation, Greyden Press 1997, 137–148.
- [115] Spalart P.R., Deck S., Shur M.L., Squires K.D., Strelets M.Kh., Travin A.: A new version of detached-eddy simulation, Resistant to ambiguous grid densities, *Theoretical and Computational Fluid Dynamics* 20(2006), 81–195.
- [116] Deck S., Weiss P.E., Pamiès M., Garnier E.: On the use of stimulated detached eddy simulation (SDES) for spatially developing boundary layers, *Advances in Hybrid RANS-LES Modelling*, Springer Berlin Heidelberg, 2008, 67–76.



## Dodatek. Profil odkształcenia membrany – UDF

W celu symulacji odkształcenia mosiężnej membrany z materiałem piezoelektrycznym wykorzystano metodę deformacji siatki obliczeniowej (ang. *moving-deforming-mesh*) w pakiecie obliczeniowym Ansys Fluent. W tym celu posłużono się zdefiniowanymi przez użytkownika funkcjami (ang. *user defined function*, UDF) określającymi profil deformacji. W niniejszej pracy wykorzystano równanie deformacji okrągłej membrany zamocowanej na sztywno na obrzeżach. Przykład użytej funkcji dla membrany drgającej z częstotliwością  $f = 960$  Hz oraz z amplitudą drgań wynoszącą  $0,000003$  m przedstawiony jest poniżej.

```
#include "udf.h"

/* Put proper values in VALUE(variable) places */

#define freq 960 /* częstotliwość wymu-
szająca , Hz*/
#define amp 0.000003 /* amplituda drgań w
metrach*/
#define L 0.0125 /*promień membrany w
metrach*/
#define offset 0.001 /* szerokość komory w
metrach*/

DEFINE_GRID_MOTION(moving_membrane_pos_x, domain, dt, time,
dttime)
{
    Thread          *tf          =          DT_THREAD          (dt);
    face_t f;
    Node *node_p;
    /*real omega, alpha, x, y_one, y_two, y; */
    real omega, alpha, x, x_one, x_two, y, z;
    int n;

    /* Set/activate the deforming flag on adjacent cell zone, which */
    /* means that the cells adjacent to the deforming wall will also be */
    /* deformed, in order to avoid skewness. */

    SET_DEFORMING_THREAD_FLAG (THREAD_T0 (tf));

    omega = 2.*M_PI*freq;
    alpha = omega * CURRENT_TIME;
```

```

begin_f_loop (f, tf)
{
    f_node_loop (f, tf, n)
    {
        node_p = F_NODE (f, tf, n);

        /* Update the current node only if it has not been previously visited: */
        if
(NODE_POS_NEED_UPDATE (node_p))

        {
            /* Set flag to indicate that
the current node's position has */
            /* been updated, so that it
will not be updated during a future */
            /* pass through the loop: */

            NODE_POS_UPDATED (node_p);
            z = NODE_Z (node_p);
            y = NODE_Y (node_p);
            x_one = amp*sin(alpha);
            x_two = (1-(z/L)*(z/L)-(y/L)*(y/L))*(1-(z/L)*(z/L)-(y/L)*(y/L)); /* coordi-
nate system in the middle of the membrane */
            x = x_one*x_two+offset;
            NODE_X (node_p) = x;
        }
    }
}
end_f_loop (f, tf);
}

DEFINE_GRID_MOTION(moving_membrane_neg_x, domain, dt, time,
dtime)
{
    Thread *tf = DT_THREAD (dt);
    face_t f;
    Node *node_p;
    /*real omega, alpha, x, y_one, y_two, y; */
    real omega, alpha, x, x_one, x_two, y, z;
    int n;

    /* Set/activate the deforming flag on adjacent cell zone, which */

```

```
/* means that the cells adjacent to the deforming wall will also be */
/* deformed, in order to avoid skewness. */
```

```
SET_DEFORMING_THREAD_FLAG (THREAD_T0 (tf));
```

```
omega = 2.*M_PI*freq;
alpha = omega * CURRENT_TIME;
```

```
begin_f_loop (f, tf)
{
  f_node_loop (f, tf, n)
  {
    node_p = F_NODE (f, tf, n);
```

```
/* Update the current node only if it has not been previously visited: */
if
```

```
(NODE_POS_NEED_UPDATE (node_p))
```

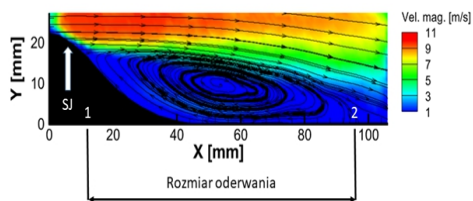
```

{
/* Set flag to indicate that
the current node's position has */
/* been updated, so that it
will not be updated during a future */
/* pass through the loop: */
```

```

  NODE_POS_UPDATED (node_p);
  z = NODE_Z (node_p);
  y = NODE_Y (node_p);
  x_one = -amp*sin(alpha);
  x_two = (1-(z/L)*(z/L)-(y/L)*(y/L))*(1-(z/L)*(z/L)-(y/L)*(y/L)); /* coordi-
nate system in the middle of the membrane */
  x = x_one*x_two-offset;
  NODE_X (node_p) = x;
}
}
}
end_f_loop (f, tf);
}
```





Redukcja oporów aerodynamicznych może znacząco przyczynić się do zmniejszenia emisji szkodliwych gazów cieplarnianych. W celu poprawy właściwości aerodynamicznych stosuje się różne metody kontroli przepływu, które pozwalają ograniczyć opory i zredukować strefy

oderwania przepływu. Oderwanie warstwy przyściennej — często wywołane dodatnim gradientem ciśnienia — prowadzi do spadku sprawności urządzeń przepływowych oraz zwiększenia strat energii. Dlatego istotne jest projektowanie kształtów minimalizujących opory oraz zapobiegających oderwaniom. Jeśli jednak nie można ich uniknąć, stosuje się odpowiednie metody kontroli przepływu. Metody te dzielą się ze względu na miejsce działania (na powierzchni ciała lub poza nią) oraz zapotrzebowanie na energię. Kontrola pasywna (ang. passive control) nie wymaga zasilania ani czujników, natomiast kontrola aktywna (ang. active control) wymaga dostarczania energii zewnętrznej. Wybór odpowiedniej metody dla danego przypadku ma kluczowe znaczenie dla uzyskania jak najwyższej skuteczności. Należy przy tym uwzględnić m.in. zużycie energii potrzebnej do zasilania systemu, całkowitą masę układu oraz potencjalne efekty akustyczne, jakie może generować. Odpowiednie określenie zakresu działania wybranej metody oraz właściwe dobranie jej parametrów otwierają szerokie możliwości w zakresie poprawy właściwości aerodynamicznych.

Niniejsza publikacja skupia się na analizie wpływu aktywnych generatorów wirów, opartych na syntetycznych dżetach (ang.: synthetic jets), na redukcję obszaru oderwania, wykorzystując autorskie rozwiązanie generatorów z okrągłym otworem i pionowymi membranami.

W ramach badań wykonano serie pomiarów, wyznaczając charakterystyki aktuatorów, przy pomocy sondy termoanemometrycznej, w postaci zależności prędkości dżetu na wylocie z aktuatorów od napięcia zasilającego oraz częstotliwości wymuszającej. W celu wyznaczenia wpływu generowanych struktur wirowych wykonano pomiary pola prędkości, wykorzystując metodę anemometrii obrazowej PIV (ang.: particle image velocimetry). Uzyskane wyniki badań eksperymentalnych pokazują, iż zastosowanie zaproponowanego układu generatorów syntetycznych dżetów umożliwia aktywne kontrolowanie przepływu w celu redukcji obszaru oderwania. Główną motywacją wykorzystania metod numerycznych było uzupełnienie wyników badań eksperymentalnych przeprowadzonych z wykorzystaniem aktuatorów syntetycznych dżetów oraz przygotowanie narzędzia umożliwiającego sprawdzenie założeń projektowych przed etapem produkcji aktuatorów.