



MIKE CEDRIC TCHEUTCHOUA SOH¹⁾

ORCID: 0009-0007-6254-9591

MAËL SONNA DONKO²⁾

ORCID: 0000-0002-7169-6194

EMANUELE MAIORANA³⁾

ORCID: 0000-0002-3574-1410

AEROELASTIC ANALYSIS OF NON-CONVENTIONAL AND SLENDER SUSPENSION BRIDGES

ANALIZA AEROELASTYCZNA NIEKONWENCJONALNYCH I SMUKŁYCH MOSTÓW WISZĄCYCH

STRESZCZENIE. Celem przedstawionej pracy było zbadanie oddziaływań dynamicznych wiatru na przekrój poprzeczny mostu i zaproponowanie wykresów wspomagających projektowanie pomostów smukłych i niekonwencjonalnych. W pierwszej kolejności dokonano analizy wartości własnych i zweryfikowano jej wyniki doświadczalnie. Następnie wykonano analizę aeroelastyczną przekroju pomostu. W ramach analizy uwzględniono zarówno metodę analityczną według Eurokodu, jak i symulację z zastosowaniem obliczeniowej mechaniki płynów. Obie metody wykazały, że most jest podatny na drgania wywołane wzbudzeniem wirowym. Jako środki przeciwdziałające tym drganiom odchylacze strumienia wiatru wykazują większą skuteczność niż obecnie stosowane na obiekcie blachy kierujące. Zbadano również wpływ szerokości pomostu. Szersze i bardziej opływowe przekroje wykazywały większą stateczność aerodynamiczną. Badania pokazały również, że Eurokod zawyża szacowaną pochodną współczynnika momentu aerodynamicznego o 53% do 93%. W rezultacie zaproponowano zoptymalizowane wykresy, aby poprawić dokładność obliczeń prędkości flatteru (łopotania) oraz wspomóc projektowanie bezpiecznych i wydajnych mostów tego typu.

SŁOWA KLUCZOWE: aeroelastyczność, badania w tunelu aerodynamicznym, drgania wzbudzone wiatrem, most wiszący, obliczeniowa mechanika płynów.

ABSTRACT. The aim of this study was to investigate the dynamic effects of wind actions on bridge cross sections, with a goal to propose design charts for non-conventional and slender bridge decks. An eigenvalue analysis was conducted first and the results were validated experimentally. Subsequently, aeroelastic analysis of the bridge deck section was performed. This analysis encompassed the analytical method adhering to the Eurocode and computational fluid dynamics simulations. Both methodologies indicated that the bridge was susceptible to vortex-induced vibrations. To mitigate these vibrations, wind noses provide better stability than the currently used guide vanes. The effect of changing deck width was also studied. Wider and more streamlined sections displayed better aeroelastic performance. The study also revealed that the Eurocode overestimates the derivatives of aerodynamic moment coefficient by 53% to 93%. Consequently, optimized charts are proposed to enhance the accuracy of torsional divergence and flutter speed calculations, facilitating the safe and efficient design of such bridges.

KEYWORDS: aeroelasticity, computational fluid dynamics, suspension bridge, wind-induced vibrations, wind tunnel testing.

DOI: 10.7409/rabdim.024.016

¹⁾ National Advanced School of Public Works, 3.439 Elig-Effa St., Yaoundé, Cameroon and University of Padova, Via Marzolo 9, 35121 Padova, Italy; mcsoh17@gmail.com

²⁾ Institut National des Sciences Appliquées de Rennes, 20 Avenue des Buttes des Coësmes, 35708 Rennes, France; mael.sonna-donko@insa.rennes.fr

³⁾ University of the Republic of San Marino, Department of Economics, Science, Engineering and Design, Via Consiglio dei Sessanta 99, 47891 Dogana, San Marino; e.maiorana@unirmsm (✉)

1. WSTĘP

Obiekty mostowe stanowią nieodzowny składnik infrastruktury transportowej, wspomagający przewóz osób i towarów. Ciągły rozwój techniczny przyczynia się do wzrostu wykonalności mostów o długich przęsłach, co owocuje powstawaniem imponujących konstrukcji i coraz dłuższych przepraw. Mosty nad Wielkim Bełtem (Storebæltsbroen) oraz nad cieśniną Akashi (Akashi Kaikyō), oba oddane do użytku w 1998 roku, mają przęsła główne o długości ponad 1,6 km. Nowsze mosty wiszące, takie jak Xihoumen w Chinach (otwarty w 2009 r.) i Çanakkale 1915 w Turcji (otwarty w 2022 r.), stanowią kontynuację tego trendu. Niemniej jednak, z mostami o tak długich przęsłach wiążą się wyjątkowe wyzwania spowodowane ich rozmiarami, podatnością i ekspozycją na oddziaływania środowiskowe [1–3]. W przeciwieństwie do obiektów zaprojektowanych zgodnie z powszechnie stosowanymi procedurami projektowymi i obliczeniowymi, mosty wiszące stwarzają problemy w zakresie stateczności aerodynamicznej. Zapotrzebowanie na konstrukcje tego typu sprawia, że odniesienie się do zjawisk aerodynamicznych jako do głównego czynnika w procesie projektowania staje się coraz istotniejsze [1].

Katastrofa mostu Tacoma Narrows w stanie Waszyngton w 1940 r. stanowiła bardzo ważny moment w historii mostownictwa. Most ten, nazywany nieraz „Galloping Gertie”, uległ zniszczeniu w kilka miesięcy po oddaniu do użytkowania – ze względu na oddziaływania aeroelastyczne. Silne wiatry wprowadziły most w drgania pionowe i skrętne, ostatecznie doprowadzając do zawalenia pomostu [4–6]. Katastrofa stała się impulsem do podjęcia wytężonych badań nad zjawiskami aeroelastycznymi w mostownictwie.

Badacze starają się określać krytyczne parametry wpływające na zachowania aeroelastyczne mostów na podstawie badań analitycznych, doświadczeń w tunelach aerodynamicznych, symulacji numerycznych i obserwacji terenowych [2, 3, 7–20]. Do istotnych parametrów zalicza się prędkość i kierunek wiatru, jak również geometrię, sztywność i charakterystykę tłumienia mostu. Niemniej jednak, wciąż potrzebne są badania nad wpływem geometrii przekroju pomostu na zjawiska aeroelastyczne. Co więcej, ze względu na brak wyczerpujących wytycznych i wykresów poświęconych projektowaniu aerodynamicznemu przekroju pomostu niezbędne jest przeprowadzenie obszernych badań w tym temacie i stworzenie skutecz-

1. INTRODUCTION

Bridges are a vital component of transportation infrastructure, connecting communities and facilitating the movement of people and goods. With the ongoing engineering advancements, construction of long-span bridges has become increasingly feasible, enabling creation of impressive structures that span long distances. The Great Belt Bridge and the Akashi Kaikyō Bridge, both opened in 1998, have a main span of over 1.6 km. Other suspension bridges, such as the Xihoumen Bridge in China (opened in 2009) and the 1915 Çanakkale Bridge in Turkey (opened in 2022) follow this trend. However, these long-span bridges face unique challenges due to their size, flexibility, and exposure to environmental forces [1–3]. Unlike in the case of well-known bridge structural design and analysis procedures, suspension bridges pose a notable challenge in terms of aerodynamic stability. The demand for such structures elevates the importance of addressing aerodynamic stability as a primary focal point in the design process [1].

The failure of the Tacoma Narrows Bridge in 1940, a few months after it had been put into service, was a significant event in the history of bridge engineering. The bridge, often referred to as Galloping Gertie, located in Washington state, experienced catastrophic structural failure due to aeroelastic effects. Strong winds caused the bridge deck to oscillate vertically and torsionally, leading to its ultimate collapse [4–6]. Since then, extensive research efforts have been invested in investigation of aeroelastic effects in bridges.

Through analytical studies, wind tunnel experiments, numerical simulations and field observations, researchers have sought to identify the critical parameters that influence aeroelastic behaviour in bridges [2, 3, 7–20]. These parameters include wind speed and direction, bridge geometry, stiffness, and damping characteristics. However, there is still need for additional investigation into how changes in bridge deck geometry affect aeroelastic effects. Furthermore, the absence of thorough design charts and guidelines specific to the aerodynamic design of bridge deck sections calls for comprehensive research and creation of effective design guidelines and mitigation strategies to guarantee aerodynamic stability and safety of bridges. Therefore, the main objective of this research work is to investigate the dynamic effects of wind actions on different bridge cross sections, and to propose design

nich strategii przeciwdziałania zjawiskom aerodynamicznym, gwarantujących stateczność i bezpieczeństwo mostów. W związku z powyższym, głównym celem niniejszej pracy jest zbadanie oddziaływań dynamicznych wiatru na pomosty o różnych przekrojach i przedstawienie propozycji wykresów wspomagających projektowanie pomostów niekonwencjonalnych i smukłych. Za reprezentatywny przykład analizowanego typu obiektów przyjęto most wschodni nad Wielkim Bełtem – jeden z najdłuższych mostów wiszących na świecie.

2. METODYKA

W tym rozdziale omówione zostały metody, które zastosowano, aby osiągnąć założony główny cel pracy – włączając analizę wartości własnych, analizę aeroelastyczną oraz rozpatrywane techniki stabilizacji przekroju.

Analizy wartości własnych pełnego modelu obiektu rozpatrywanego jako studium przypadku dokonano w oprogramowaniu Midas/Civil [21]. W ramach analizy określono częstotliwości i postacie drgań własnych mostu. Elementami zastosowanego modelu numerycznego były liny (element *cable*), belki i masy skupione, dzięki którym odwzorowano charakterystykę mostu z dostateczną dokładnością. System lin głównych i wieszakowych został odwzorowany za pomocą elementów *cable*. Elementy *cable* są automatycznie przekształcane w równoważne pręty lub sprężyste ciągną, zależnie od tego, czy prowadzona jest analiza liniowa czy geometrycznie nieliniowa. Dźwigar zamodelowano jako element belkowy umiejscowiony w geometrycznym środku przekroju i rozciągający się między wieszakami. Wyniki analizy porównano z wynikami weryfikacji doświadczalnej przedstawionymi przez Larsena [9].

Analiza aeroelastyczna przedstawiona w niniejszej pracy obejmowała analizę wzbudzenia wirowego, symulację z zastosowaniem obliczeniowej mechaniki płynów (CFD, ang. *computational fluid dynamics*) oraz analizę flatteru (łopotania) i dywergencji skrętnej.

Podstawowe parametry wzbudzenia wirowego, w tym krytyczną prędkość wiatru, liczbę Strouhala i liczbę Reynoldsa, wyznaczono zgodnie z Załącznikiem E do Eurokodu EN 1991-1-4. Parametry te pozwalają na przeprowadzenie analizy podatności konstrukcji na drgania wywołane wzbudzeniem wirowym. Obliczono stosunek największego do najmniejszego wymiaru konstrukcji w płaszczyźnie prostopadłej do kierunku wiatru. Następnie

charts for non-conventional and slender bridge decks, exemplified by the Great Belt Bridge – one of the world's longest suspension bridges.

2. METHODOLOGY

The methodology employed to attain the main objective will be discussed in this section, including the eigenvalue analysis method, aeroelastic analysis method and stabilisation techniques.

The eigenvalue analysis of a full model of the case study was realised in Midas/Civil software [21] to determine the natural frequencies and mode shapes of the bridge. This numerical model uses cable elements, beam elements and concentrated masses so that the bridge's characteristics can be modelled with sufficient accuracy. The cable system and hangers have been modelled as cable elements. A cable element is automatically transformed into an equivalent truss element or elastic catenary cable element, in the case of linear analysis and geometric nonlinear analysis, respectively. The girder was modelled as a beam element, placed in the centroid of the section and spanning between hangers. The results of the analysis were compared with the ones provided by Larsen [9] for experimental validation.

The aeroelastic analysis performed in this study comprised vortex shedding analysis, computational fluid dynamics (CFD) analysis, and flutter and torsional divergence analysis.

The basic parameters for vortex shedding, including the critical wind speed, the Strouhal number and the Reynolds number, have been determined in accordance with Annex E of the EN 1991-1-4 Eurocode. These parameters enable one to investigate the susceptibility of a structure to vortex-induced vibrations. The ratio of the largest to the smallest crosswind dimension of the structure, both taken in the plane perpendicular to the wind, has been computed. The critical wind velocity for the first vertical mode was computed subsequently. The effects of vortex shedding were investigated for the dimension ratio greater than 6 and the critical wind velocity less than 1.25 times the characteristic 10 minutes mean wind velocity v_m . The 10 minutes mean wind velocity was computed following the recommendations given in the Eurocode.

A 2D CFD analysis was performed to visualise vortex shedding on the bridge deck section and to compute the aerodynamic force coefficients of the case study and other

wyznaczono krytyczną prędkość wiatru dla pierwszej postaci drgań pionowych. Wpływ wzbudzenia wirowego zbadano przy stosunku wymiarów konstrukcji przekraczającym 6 oraz wartości krytycznej prędkości wiatru mniejszej niż 1,25 wartości średniej 10-minutowej charakterystycznej prędkości v_m . Średnia 10-minutowa wartość charakterystyczna prędkości wiatru została obliczona zgodnie z zaleceniami podanymi w Eurokodzie.

Z zastosowaniem metody CFD dokonano symulacji 2D, która pozwoliła na zwizualizowanie wzbudzenia wirowego pomostu oraz obliczenie współczynników sił aerodynamicznych dla badanego studium przypadku oraz innych rozpatrywanych przekrojów pomostu. Symulacji CFD dokonano w programie Midas NFX [22]. W oprogramowaniu wykonano model przekroju pomostu w skali 1:300, stanowiący odwzorowanie modelu badanego podczas weryfikacji doświadczalnej na Uniwersytecie Zachodniego Ontario [23]. Model mostu wschodniego nad Wielkim Bełtem został wówczas wykonany w skali 1:300, ponieważ taka skala umożliwia wiarygodną symulację warstwy granicznej w rzeczywistej lokalizacji przeprawy [23]. Wymiary dziedziny obliczeniowej zdefiniowano, stosując długość $13B$ i wysokość $4.3B$, gdzie B to szerokość pomostu po przeskalowaniu. Pomost umiejscowiono w $1/3$ długości dziedziny licząc od wlotu, jak na Rys. 1. Właściwości materiałowe dziedziny odpowiadały powietrzu w 20°C ; gęstość wynosiła $1,225 \text{ kg/m}^3$, zaś lepkość kinematyczna: $1,48 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$. Dyskretyzacja dziedziny obliczeniowej została przeprowadzona automatycznie przez oprogramowanie, przy czym elementy znajdujące się bliżej granicy przekroju pomostu były mniejsze. Wygenerowana siatka składała się z elementów trójkątnych o maksymalnej długości boku $8,17 \times 10^{-4} \text{ m}$. Jako warunek brzegowy na wlocie zadano krytyczną prędkość wiatru uzyskaną z Eurokodu EN 1991-1-4 dla wzbudzenia wirowego; na wylocie zadano wartość ciśnienia atmosferycznego. Intensywność turbulencji podano na podstawie intensywności turbulencji uzyskanej z danych wiatrowych [9]. Górnej i dolnej ścianie dziedziny obliczeniowej przypisano warunki brzegowe bez poślizgu; płaszczyzny pomostu ustawiono jako ściany z poślizgiem.

Przepływ symulowano jako niestacjonarny w schemacie niejawnym, z modelem turbulencji SST $k-\omega$, przy założeniu jednorodności i nieściśliwości. Miało to na celu odwzorowanie warunków panujących w tunelu aerodynamicznym zastosowanym podczas badań doświadczalnych

deck sections considered in this study. The 2D CFD simulation was performed in Midas NFX [22]. A 1:300 scale cross-section of the bridge deck has been modelled in Midas NFX to resemble the model of the validation experiment at the University of Western Ontario [23]. The geometrical scale of 1:300 chosen for the East Bridge (Great Belt) model allowed a faithful simulation of the atmospheric boundary layer at the bridge site [23]. The domain size is defined by the length of $13B$ and the height of $4.3B$, where B is the down-scaled deck width. The deck was placed at $1/3$ of the domain length from the inlet, as shown in Fig. 1. The material properties for the domain were set to air at 20°C , density of 1.225 kg/m^3 and kinetic viscosity of $1.48 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$. Meshing of the domain was automatically generated by the software, with smaller cells close to the boundary of the deck section. The generated mesh comprised triangular elements, with a maximum size of $8.17 \times 10^{-4} \text{ m}$. The critical wind speed for the onset of vortex shedding obtained from EN 1991-1-4 was imposed as the inlet boundary condition, while atmospheric pressure was set at the outlet. The turbulence intensity was inputted with respect to the turbulence intensity obtained from the wind data [9]. Both the upper and lower walls of the domain were assigned slip wall conditions, while a non-slip wall condition was used around the walls of the deck.

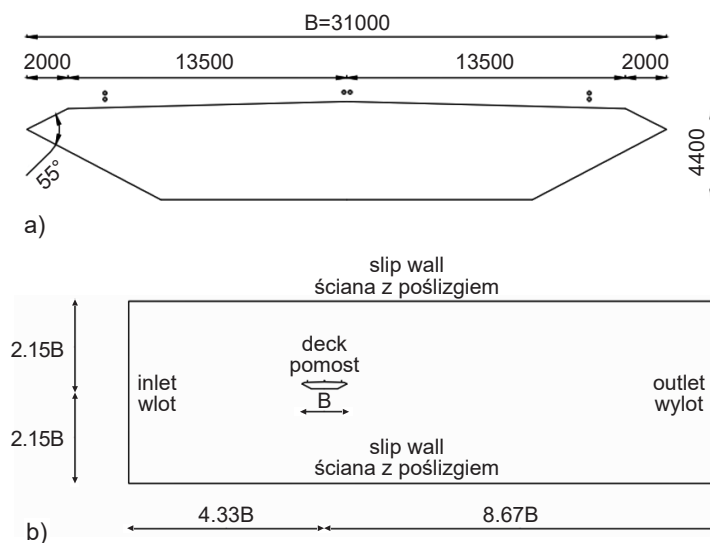


Fig. 1. Computational 2D model of the bridge deck cross-section: a) deck geometry with full-scale dimensions in [mm]; b) computational 2D domain
Rys. 1. Model obliczeniowy 2D przekroju pomostu: a) geometria pomostu z wymiarami w pełnej skali podanymi w milimetrach; b) dziedzina obliczeniowa 2D

prowadzonych na fizycznym modelu omawianego mostu. Symulacje numeryczne przeprowadzono dla liczby Reynoldsa określonej zgodnie z Eurokodem EN 1991-1-4. Analizę niestacjonarną CFD przeprowadzono z krokiem czasowym 0,01 s. Po zbiegnięciu się analizy uzyskano całkowite siły wynikające z różnicy ciśnień, aby określić współczynniki sił aerodynamicznych według wzoru (1). Procedury te przeprowadzono dla trzech różnych kątów natarcia (-5° , 0° i 5°), zgodnie z konwencją znaków przedstawioną na Rys. 2. W tym właśnie zakresie mosty wykazują największą wrażliwość na zmiany kąta natarcia wiatru. W ramach walidacji symulacji CFD otrzymane współczynniki porównano z wartościami uzyskanymi doświadczalnie przez Duński Instytut Morski. Ponadto zwizualizowano linie prądu w okolicy pomostu, aby uwiocznici powstawanie wirów.

$$C_L = \frac{L}{0,5\rho U^2 B}, \quad C_D = \frac{D}{0,5\rho U^2 B}, \quad C_M = \frac{M}{0,5\rho U^2 B^2}, \quad (1)$$

gdzie:

L – aerodynamiczna siła nośna [N],

D – siła oporu aerodynamicznego [N],

M – moment aerodynamiczny [Nm],

ρ – gęstość powietrza [kg/m^3],

U – niezaburzona prędkość wiatru [m/s],

B – szerokość przekroju pomostu [m].

Procedurę określenia współczynników sił aerodynamicznych powtórzono również dla czterech przekrojów pomostu odmiennych od pierwotnie zaprojektowanego. Celem było zbadanie wpływu szerokości pomostu i kąta nachylenia jego krawędzi na współczynniki aerodynamiczne. Różne przekroje, oznaczone od S1 do S4, uzyskano poprzez modyfikacje odległości poziomej b od krawędzi nawietrznej do górnej krawędzi pomostu; w konsekwencji zmianom ulegał również kąt między nachylonymi powierzchniami bocznymi pomostu θ_p , jak pokazano na Rys. 3. Wartość b zmieniano w zakresie od 1 m to 3 m, to jest ± 1 m od wartości pierwotnie zaprojektowanej. Wartości z rozpatrywanego zakresu stosowane są w większości mostów wiszących z pomostami o aerodynamicznych przekrojach. Na przykład w mostach nad rzekami Severn i Humber zastosowano wartości b odpowiednio: 2,3 m i 1,9 m. Co więcej, przy odległości poziomej b mniejszej niż 1 m pomost o kształcie zbliżonym

The simulated flow was modelled as uniform and implicit unsteady, with the SST $k-\omega$ turbulence model, and incompressibility was assumed. This was to reproduce conditions in the wind tunnel test of the case study. The simulations were performed at a Reynolds number equal to that obtained in EN 1991-1-4. A transient CFD analysis was performed with a time step of 0.01 s. The total force due to pressure difference on the deck section was obtained after convergence of analysis to determine the aerodynamic force coefficients given in equation (1). The above procedures were performed for three different angles of attack (-5° , 0° and 5°), in accordance with the sign convention shown in Fig. 2. This is the range in which bridges are most sensitive to changes in the angle of attack. The obtained coefficients were compared with experimental values from the Danish Maritime Institute for the validation of CFD simulations. Moreover, the flow paths around the deck section have been visualised to illustrate vortex shedding.

$$C_L = \frac{L}{0,5\rho U^2 B}, \quad C_D = \frac{D}{0,5\rho U^2 B}, \quad C_M = \frac{M}{0,5\rho U^2 B^2}, \quad (1)$$

where:

L – aerodynamic lift [N],

D – aerodynamic drag [N],

M – aerodynamic moment [Nm],

ρ – air density [kg/m^3],

U – undisturbed wind velocity [m/s],

B – deck cross section width [m].

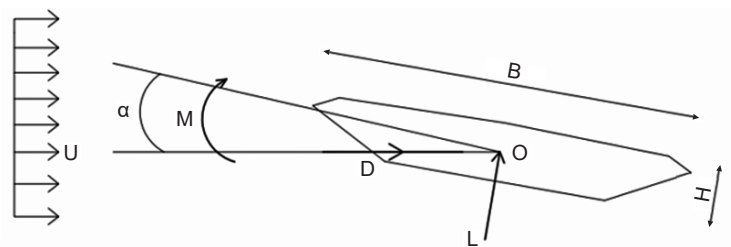


Fig. 2. Force and sign convention of a bridge deck under constant wind velocity [24]

Rys. 2. Konwencja znaków i oznaczeń sił działających na pomost przy stałej prędkości wiatru [24]

do rozpatrywanego wykazywałyby niestateczność aerodynamiczną bez dodatkowych elementów takich jak kłapy, skrzydła czy deflektory, co wykazał Larsen w jednym z badań [9]. Z drugiej strony wykazano, że pomosty o odległości poziomej b większej niż 3 m są w zakresie aerodynamiki zaprojektowane nazbyt konserwatywnie.

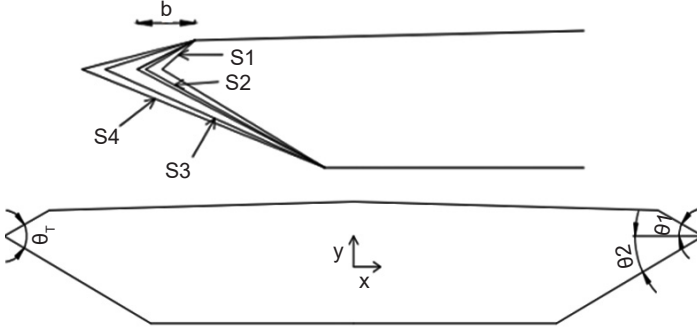


Fig. 3. Different deck sections and angles used for the parametric study

Rys. 3. Różne przekroje i kąty nachylenia powierzchni bocznych zastosowane w analizie parametrycznej

Analiza flutteru w niniejszym badaniu wykonana została analitycznie za pomocą uproszczonej metody zaproponowanej w [10]. W metodzie tej bezwymiarowa częstość oscylacji flutteru X jest określona przez równanie (2), zaś bezwymiarowa prędkość wiatru rozpoczynająca flutter $\frac{U}{nB}$ wyznaczana jest jako rozwiązanie równania (3),

$$X = \gamma_\omega^2 \left(\frac{A_2^* + r_\alpha^2 \cdot H_1^*}{A_2^* + \gamma_\omega^2 \cdot r_\alpha^2 \cdot H_1^*} \right), \quad (2)$$

$$A_2^* \cdot A_3^* + \gamma_\omega^2 \cdot r_\alpha^2 \cdot H_1^* \cdot A_3^* - r_\alpha^2 \cdot \mu \cdot A_2^* (\gamma_\omega^2 - 1) = 0, \quad (3)$$

gdzie:

$$\mu = \frac{2m}{\rho B^2}, \quad r_\alpha = \sqrt{\frac{I}{mB^2}}, \quad \gamma_\omega = \frac{\omega_\alpha}{\omega_h}, \quad X = \frac{\omega_\alpha^2}{\omega^2},$$

μ – stosunek masy pomostu do masy powietrza poruszanego przez pomost [–],

r_α – bezwymiarowy promień bezwładności pomostu [–],

γ_ω – stosunek częstości (w powietrzu stojącym) pomiędzy postaciami skrętnymi i giętnymi drgań, podatnymi na sprzężenie [–],

m – masa pomostu na jednostkę długości [kg/m],

ω_α – częstość kołowa skrętnej postaci drgań [rad/s],

ω_h – częstość kołowa giętnej postaci drgań [rad/s],

The procedures for determination of the aerodynamic force coefficients have been reproduced on four different deck sections besides the original design. The aim is to investigate the influence of changing the deck width and edge angle on the aerodynamic coefficients. The different sections, denoted S1 to S4, were obtained by modifying the horizontal distance b from the leading edge to the upper corner of the main deck section and consequently changing the angle of the leading and trailing edges θ_p , as shown in Fig. 3. The value of b varied from 1 m to 3 m, that is ± 1 m from the original bridge deck horizontal distance. This is the range used in the majority of suspension bridge decks with aerodynamic box sections. For example, the Severn Bridge and Humber Bridge have horizontal distances b of 2.3 m and 1.9 m, respectively. Moreover, with horizontal distance b of less than 1 m, a bridge deck similar to that observed in the case study will be aerodynamically unstable without aerodynamic appendages like flaps, spoilers or deflectors, as has been demonstrated by Larsen in one of his studies [9]. In contrast, bridge decks with horizontal distances greater than 3 m have been shown to be too conservative in terms of their aerodynamic design.

The flutter analysis in this study was performed analytically using a simplified method proposed by Manini [10]. In this method, the nondimensional frequency of oscillation at flutter X is given by equation (2), while the nondimensional wind speed at onset of flutter $\frac{U}{nB}$ is determined by solving equation (3)

$$X = \gamma_\omega^2 \left(\frac{A_2^* + r_\alpha^2 \cdot H_1^*}{A_2^* + \gamma_\omega^2 \cdot r_\alpha^2 \cdot H_1^*} \right), \quad (2)$$

$$A_2^* \cdot A_3^* + \gamma_\omega^2 \cdot r_\alpha^2 \cdot H_1^* \cdot A_3^* - r_\alpha^2 \cdot \mu \cdot A_2^* (\gamma_\omega^2 - 1) = 0, \quad (3)$$

where:

$$\mu = \frac{2m}{\rho B^2}, \quad r_\alpha = \sqrt{\frac{I}{mB^2}}, \quad \gamma_\omega = \frac{\omega_\alpha}{\omega_h}, \quad X = \frac{\omega_\alpha^2}{\omega^2},$$

μ – ratio of the mass of the deck to the mass of the air moved by the deck [–],

r_α – nondimensional radius of inertia of the deck [–],

γ_ω – frequency ratio in still air between the torsional and bending modes susceptible to coupling [–],

m – mass of the deck per unit length [kg/m],

ω_α – circular frequency of pitching mode [rad/s],

I – biegunowy moment bezwładności pomostu na jednostkę długości [kg m²/m],
 H_i^* oraz A_j^* – pochodne flatteru.

Stosując współczynniki sił uzyskane z symulacji CFD dla różnych przekrojów, obliczono pochodne flatteru do podstawienia w równaniach (2) i (3) za pomocą przybliżenia quasi-stacjonarnego [11]. Na podstawie modelu quasi-stacjonarnego można wyrazić pochodne flatteru za pomocą współczynników sił, zestawiając model quasi-stacjonarny i model Scanlana, jak pokazano we wzorze (4). Aby rozwiązać równanie (3), przyjmowano bezwymiarową prędkość wiatru $\frac{U}{v_{NB}}$ w zakresie od 0 do 25, z krokiem 5, zaś prędkość krytyczną flatteru określono na podstawie interpolacji liniowej. Uzyskane wartości krytycznej prędkości wiatru rozpoczynającej flatter porównano z wartościami uzyskanymi doświadczalnie przez Larsena [9]:

$$\begin{cases} H_1^* = -\frac{C'_{L,0} + C'_{D,0}}{K} & H_2^* = \frac{C'_{L,0} + C'_{D,0}}{K} \mu_H & H_3^* = -\frac{C'_{L,0}}{K^2} \\ A_1^* = \frac{C'_{M,0}}{K} & A_2^* = -\frac{C'_{M,0}}{K} \mu_A & A_3^* = \frac{C'_{M,0}}{K^2} \\ \mu_H \approx \frac{A_1^*}{H_1^*} & \mu_A \approx \frac{A_3^*}{H_3^*} & K = \frac{B_\omega}{U} \end{cases} \quad (4)$$

Dywergencję skrętną analizowano dla różnych przekrojów pomostu, stosując zalecenie Eurokodu EN 1991-1-4 oraz współczynniki aerodynamiczne uzyskane z analizy CFD. Krytyczna prędkość wiatru dywergencji skrętnej określona jest przez równanie (5). Jeśli krytyczna prędkość dywergencji skrętnej v_{div} spełnia warunek podany we wzorze (6), to obiekt jest podatny na dywergencję skrętną. Procedurę powtórzono, stosując pochodną współczynnika momentu aerodynamicznego z analizy CFD, a następnie ponownie sprawdzono wzory (5) i (6). Pozwoliło to na weryfikację przydatności wykresu z Eurokodu do sprawdzania dywergencji skrętnej mostów podobnych do rozpatrywanego mostu nad Wielkim Bełtem.

$$v_{div} = \sqrt{\frac{2k_\alpha}{\rho d^2 \left(\frac{dC_M}{d\alpha} \right)}}, \quad (5)$$

$$v_{div} < 2 v_m, \quad (6)$$

gdzie:

k_α – sztywność na skręcanie [Nm/m],

ω_h – circular frequency of heaving mode [rad/s],

I – polar inertia moment of deck per unit length [kg m²/m],

H_i^* and A_j^* – flutter derivatives.

Using the force coefficients obtained in the CFD simulations for different deck sections, flutter derivatives to be used in equations (2) and (3) have been computed based on quasi-steady formulation [11]. From the quasi-steady model, the flutter derivatives may be expressed in terms of force coefficients by comparing the quasi-steady and Scanlan's model, as given in equation (4). To solve equation (3), the non-dimensional wind speed $\frac{U}{v_{NB}}$ was varied from 0 to 25, with an interval of 5, and the critical wind speed for flutter onset was determined by linear interpolation. The values of the critical speed for flutter onset computed have been compared with values obtained experimentally by Larsen [9]:

$$\begin{cases} H_1^* = -\frac{C'_{L,0} + C'_{D,0}}{K} & H_2^* = \frac{C'_{L,0} + C'_{D,0}}{K} \mu_H & H_3^* = -\frac{C'_{L,0}}{K^2} \\ A_1^* = \frac{C'_{M,0}}{K} & A_2^* = -\frac{C'_{M,0}}{K} \mu_A & A_3^* = \frac{C'_{M,0}}{K^2} \\ \mu_H \approx \frac{A_1^*}{H_1^*} & \mu_A \approx \frac{A_3^*}{H_3^*} & K = \frac{B_\omega}{U} \end{cases} \quad (4)$$

The torsional divergence analysis was performed for different deck sections with respect to recommendations from the EN 1991-1-4 Eurocode and aerodynamic coefficients computed in the CFD analysis. The critical wind velocity for torsional divergence of a bridge is given by equation (5). If the critical wind velocity for torsional divergence v_{div} satisfies the criterion of formula (6), then the structure is prone to divergence. The procedure was repeated using the aerodynamic derivative of the moment coefficient from the CFD analysis and equations (5) and (6) were checked again. This enabled verification of applicability of the chart given in the Eurocode to torsional divergence of decks akin to the Great Belt Bridge.

$$v_{div} = \sqrt{\frac{2k_\alpha}{\rho d^2 \left(\frac{dC_M}{d\alpha} \right)}}, \quad (5)$$

$$v_{div} < 2 v_m, \quad (6)$$

where:

k_α – torsional stiffness [Nm/m],

$\frac{dC_M}{d\alpha}$ – pochodna współczynnika momentu aerodynamicznego względem kąta obrotu wokół osi skręcania α [-],

d – szerokość (ciężka) konstrukcji w linii wiatru [m],

ρ – gęstość powietrza [kg/m^3],

v_m – średnia prędkość wiatru [m/s].

Metody stabilizacji aerodynamicznej – które mogą polegać na modyfikacjach konstrukcyjnych, modyfikacjach aerodynamicznych lub zastosowaniu tłumików – mają na celu poprawę stateczności i trwałości konstrukcji pod obciążeniami wywołanymi oddziaływaniem wiatru. Metody stabilizacji użyte na moście rozpatrywanym jako studium przypadku zostały przeanalizowane w niniejszej pracy z zastosowaniem współczynników aerodynamicznych uzyskanych z symulacji CFD. Ponadto zaproponowano i przeanalizowano dwie inne metody zwiększenia stateczności pomostu. Wyniki uzyskane dla pomostów z różnymi rozwiązaniami porównano pod względem skuteczności w przeciwdziałaniu wzbudzeniu wirowemu oraz uzyskanych pochodnych aerodynamicznych.

3. WYNIKI I Dyskusja

W Tabl. 1 zestawiono częstości drgań własnych uzyskane przez autorów w programie Midas/Civil z wartościami podanymi przez Larsena [9], który opublikował wyniki doświadczalne uzyskane w tunelu aerodynamicznym na modelu wschodniego mostu nad Wielkim Bełtem w skali 1:300. Wybrana skala modelu wymusiła konieczność zbudowania w Duńskim Instytucie Morskim tunelu aerodynamicznego o szerokości 14 m specjalnie na potrzeby tych doświadczeń. Pełny model mostu badano w warunkach przepływu laminarnego i turbulentnego; również przy wiatrach wiejących pod różnymi kątami względem osi obiektu [9]. Podobny model belkowy mostu z masami skupionymi został utworzony przez autorów niniejszej pracy w oprogramowaniu MES. W porównaniach z wynikami Larsena wyniki uzyskane przez autorów wykazywały różnicę względną nie większą niż 5,5%. Zbliżony poziom zgodności uzyskane wyniki wykazały również w porównaniu do wartości uzyskanych w analizie numerycznej w ADISNOL 3D przez Jurado [3]. Uzasadnione jest więc stwierdzenie, że model opracowany przez autorów dobrze odwzorowuje pracę mostu.

Podstawowe parametry analizy oddziaływania wzbudzenia wirowego przedstawiono w Tabl. 2. Przedstawiona analiza wskazuje, że wg Załącznika E do Eurokodu

$\frac{dC_M}{d\alpha}$ – rate of change of the aerodynamic moment coefficient with respect to rotation about the torsional centre α [-],

d – in-wind depth of the structure [m],

ρ – air density [kg/m^3],

v_m – mean wind velocity [m/s].

Stabilisation methods, which may consist in structural modification, aerodynamic modification or the use of dampers, are intended to enhance the stability and structural integrity of the bridge under wind-induced loads. The stabilisation methods used in the case study are analysed herein using the aerodynamic coefficients computed after the CFD analysis. Two other stabilisation methods were proposed and analysed as well. The results obtained for different stabilised decks were compared based on their vortex-shedding mitigation performance and their aerodynamic derivatives.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Table 1 compares natural frequencies obtained by the authors in Midas/Civil with those provided by Larsen [9], who reported the results of wind tunnel tests performed on a 1:200 scale full aeroelastic model of the Great Belt East Bridge. The selected model scale necessitated construction of a purpose-built 14 m wide wind tunnel at the Danish Maritime Institute. The full bridge model was tested under smooth and turbulent flow, and under yawed winds relative to the bridge axis [9]. A similar beam model of the full bridge with concentrated masses was modelled by the authors using FEM. The FEM results presented herein display relative differences of no more than 5.5% when compared with Larsen's results. Similar accuracy was obtained when the results were compared with those obtained numerically in ADISNOL 3D by Jurado [3]. Therefore, it can be concluded that the authors' model is accurate.

Basic parameters for vortex shedding analysis of the bridge deck are presented in Table 2. The analysis presented herein indicates that, according to Annex E of the EN 1991-1-4 Eurocode, the bridge is susceptible to vortex-induced vibrations. Literature review shows that the bridge deck has already been subjected to vortex-shedding excitations at the same vertical bending mode as the one determined in this study [25]. Therefore, it can be concluded that the results of the vortex shedding analysis presented in this study are valid.

EN 1991-1-4 most jest podatny na drgania wywołane wzbudaniem wirowym. Z przeglądu literatury wynika, że pomost doznawał już wywołanych wzbudaniem wirowym drgań tej samej postaci giętej pionowej, co jedna z określonych w niniejszej pracy [25]. Można więc stwierdzić, że przedstawione wyniki analizy oddziaływania wzbudzania wirowego są prawidłowe.

The values of the aerodynamic force coefficient derivatives obtained by the authors from the CFD simulations and those obtained experimentally at the Danish Maritime Institute (DMI) are compared in Table 3. With an average relative deviation in the CFD simulation of 10%, it can be concluded that the CFD simulation is valid. Analysis of pure vortex shedding on the bridge deck section can be seen in Fig. 4.

Table 1. Comparison of the calculated natural frequencies with those obtained experimentally

Tablica 1. Porównanie częstości drgań własnych uzyskanych w analizach numerycznych i w doświadczeniach w tunelu aerodynamicznym

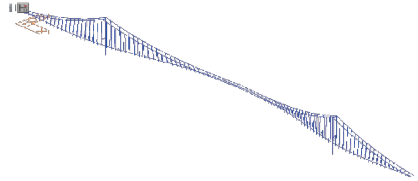
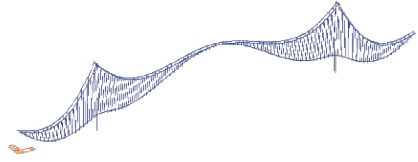
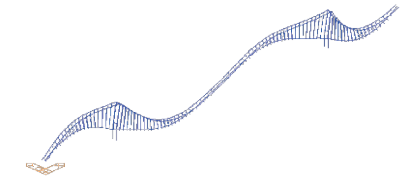
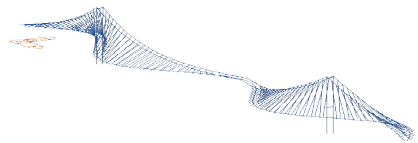
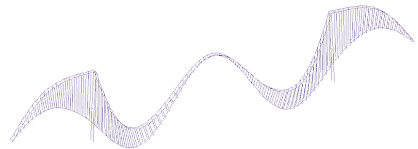
Mode no. Postać nr	Larsen [9] [rad/s]	ADISNOL 3D [3] [rad/s]	Midas/Civil [rad/s]	Deviation Różnica względna Midas/Civil vs. Larsen [%]	Mode shape Postać drgań
1	0.326	0.326	0.327	0.3	Lateral symmetric / Poprzeczne symetryczne 
2	0.628	0.606	0.619	1.4	Vertical symmetric / Pionowe symetryczne 
3	0.723	0.693	0.683	5.5	Vertical asymmetric / Pionowe asymetryczne 
4	0.773	0.781	0.753	2.6	Lateral asymmetric / Poprzeczne asymetryczne 
5	0.848	0.813	0.880	3.8	Vertical symmetric / Pionowe symetryczne 

Table 2. Vortex shedding analysis results

Tablica 2. Wyniki analizy oddziaływania wzbudzenia wirowego

Parameter Parametr	Symbol Oznaczenie	Value Wartość	Unit Jednostka
Mean speed Prędkość średnia	v_m	38.64	m/s
Deck width Szerokość pomostu	b	31	m
Deck depth Wysokość pomostu	d	4.4	m
Natural frequency of the 1st vertical mode of vibration Częstotliwość 1. postaci pionowej drgań własnych	$n_{(i,y)}$	0.09845	s ⁻¹
Width to depth ratio Stosunek szerokości do wysokości	$b/d > 6$	7	–
Strouhal number Liczba Strouhala	St	0.1	–
Critical wind speed for vortex shedding Prędkość krytyczna wiatru dla wzbudzenia wirowego	v_{crit}	4.33	m/s
Ratio of the critical speed to mean speed Stosunek prędkości krytycznej do średniej	v_{crit} / v_m	0.112	–
Criteria Kryterium	$v_{crit} < 1.25 v_m$	Satisfied Spełnione	–
Kinematic viscosity of air Lepkość kinematyczna powietrza	ν	1.50 E - 05	m ² /s
Reynolds number Liczba Reynoldsa	$Re[v_{crit}]$	1.27 E + 06	–

Wartości pochodnych współczynników sił aerodynamicznych uzyskane przez autorów w symulacjach CFD zostały zestawione w Tabl. 3 z wartościami uzyskanymi doświadczalnie w Duńskim Instytucie Morskim (DMI). Przy średniej różnicy względnej wyników symulacji CFD wynoszącej 10% można uznać, że symulacja CFD była poprawna. Analizę czystego wzbudzenia wirowego pomostu zobrazowano na Rys. 4.

W Tabl. 4 przedstawiono parametry geometryczne czterech zbadanych dodatkowo wariantów przekroju poprzecznego, oznaczonych S1, S2, S3 i S4. Poczynając na S1, a kończąc na S4, kształt przekroju staje się stopniowo coraz bardziej opływowy, jako że kąt pomiędzy nachylonymi płaszczyznami bocznymi pomostu θ_T zmienia się od 78° do 44°.

Table 3. Comparison of derivatives of aerodynamic coefficients obtained numerically (CFD) and experimentally (DMI)

Tablica 3. Zestawienie pochodnych współczynników aerodynamicznych uzyskanych w analizie numerycznej (CFD) i badaniach doświadczalnych (DMI)

Derivative Pochodna	CFD	DMI	Deviation [%] Różnica względna
CL'	0.102	0.093	10.01
CD'	0.002	0.002	9.84
CM'	0.042	0.038	10.12

Geometric properties of the four deck sections studied, designated as S1, S2, S3 and S4, are presented in Table 4. From section S1 to section S4 the bridge deck becomes more streamlined, as the total angle between the leading edge and the trailing edge θ_T changes from 78° to 44°.

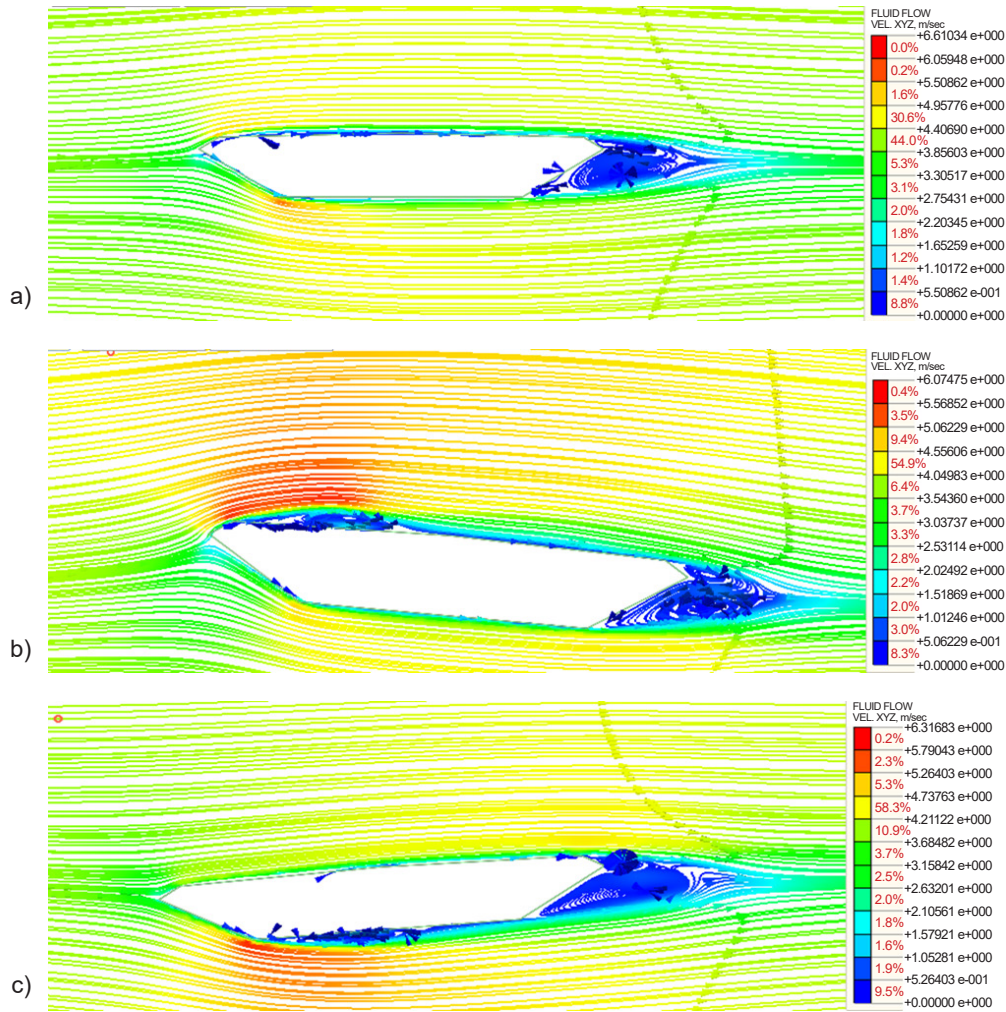


Fig. 4. Flow across deck section at different angles of attack showing vortex shedding: a) flow at 0° , b) flow at 5° , c) flow at -5° .

Rys. 4. Wzbudzenie wirowe przy przepływie powietrza wokół przekroju pomostu przy różnych kątach natarcia: a) kąt 0° , b) kąt 5° , c) kąt -5° .

Table 4. Geometrical properties of the deck sections

Tablica 4. Parametry geometryczne badanych wariantów przekroju pomostu

Section Przekrój	b (1:1) [m]	b (1:300) [m]	θ_1 [$^\circ$]	θ_2 [$^\circ$]	θ_T [$^\circ$]
S0	2.0	0.0067	24	31	55
S1	1.0	0.0033	42	36	78
S2	1.5	0.0050	31	33	64
S3	2.5	0.0083	20	29	49
S4	3.0	0.0100	17	27	44

Otrzymane pochodne współczynników aerodynamicznych porównano na Rys. 5. Widoczne jest, iż pochodne współczynników aerodynamicznych maleją w miarę wzrostu szerokości i opływowości przekroju. Ta redukcja podatności na wzbudzenie wirowe może być związana z redukcją zjawiska odrywania strug (Rys. 6). Podobne obniżenie wartości pochodnych współczynników aerodynamicznych uzyskano w [24]. Jak widać na Rys. 6, zjawisko powstawania wirów jest bardziej wyraźne dla przekroju S1 i maleje wraz ze wzrostem szerokości przekroju. Wskazuje to na fakt, iż bardziej opływowy przekrój pomostu zapewnia mniej burzliwy przepływ powietrza i mniej intensywne wzbudzenie wirowe.

Comparison of the aerodynamic coefficients' derivatives is illustrated in Fig. 5. It can be observed that derivatives of the aerodynamic coefficients decrease as the section becomes wider and more streamlined. This reduction in sensitivity can be due to a decrease in flow separation (see Fig. 6). Similar reductions in the derivatives of aerodynamic coefficients were obtained in [24]. As visible in Fig. 6, vortex shedding is more pronounced in section S1 and reduces as the section width increases. This implies that a more streamlined shape of the bridge deck provides smoother flow across the deck and less intensive vortex shedding.

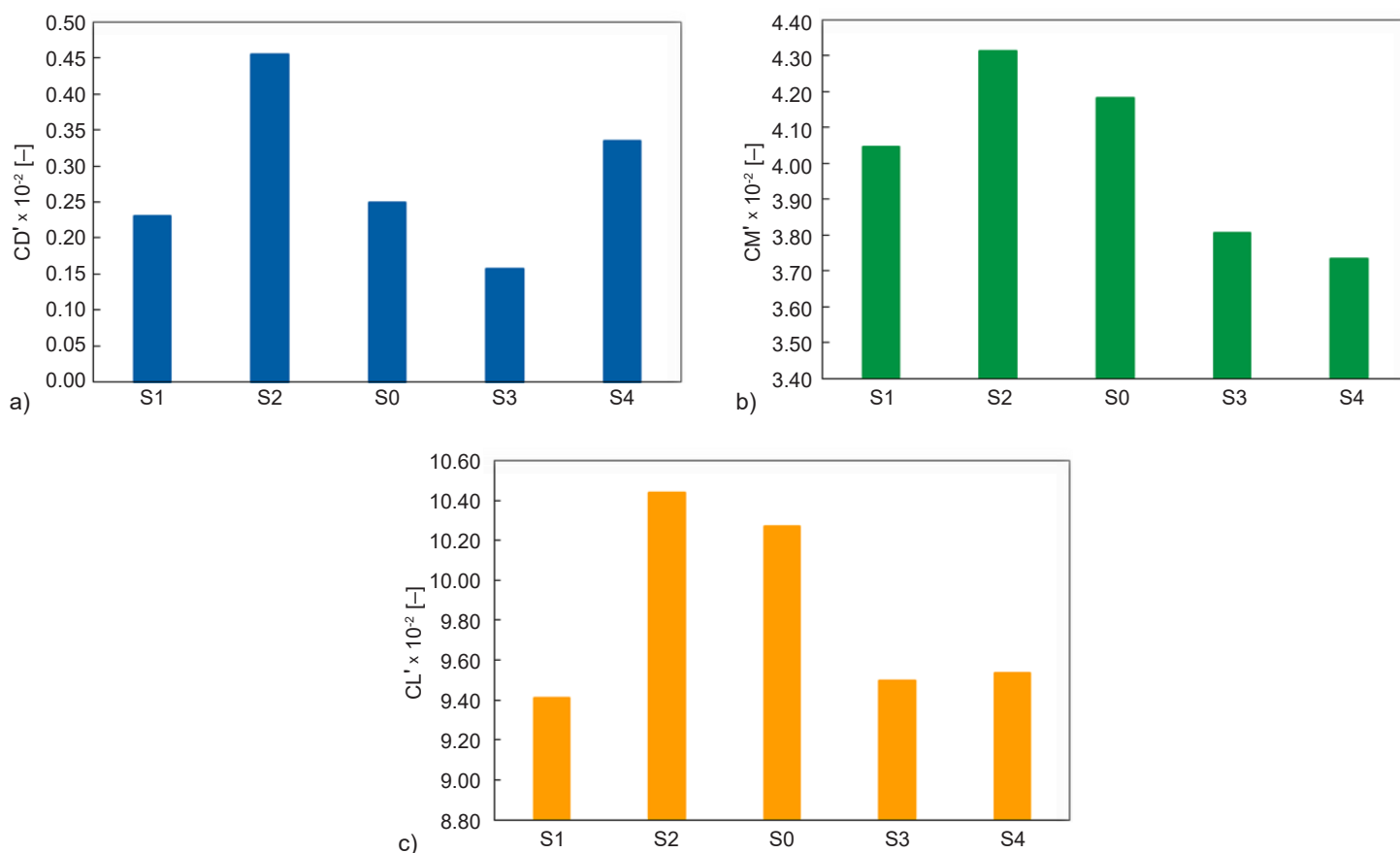


Fig. 5. Comparison of the derivatives of aerodynamic coefficients of the deck sections: a) drag coefficient, b) moment coefficient, c) lift coefficient

Rys. 5. Porównanie pochodnych współczynników aerodynamicznych różnych wariantów przekroju pomostu: a) współczynnika siły oporu aerodynamicznego, b) współczynnika momentu aerodynamicznego, c) współczynnika aerodynamicznej siły nośnej

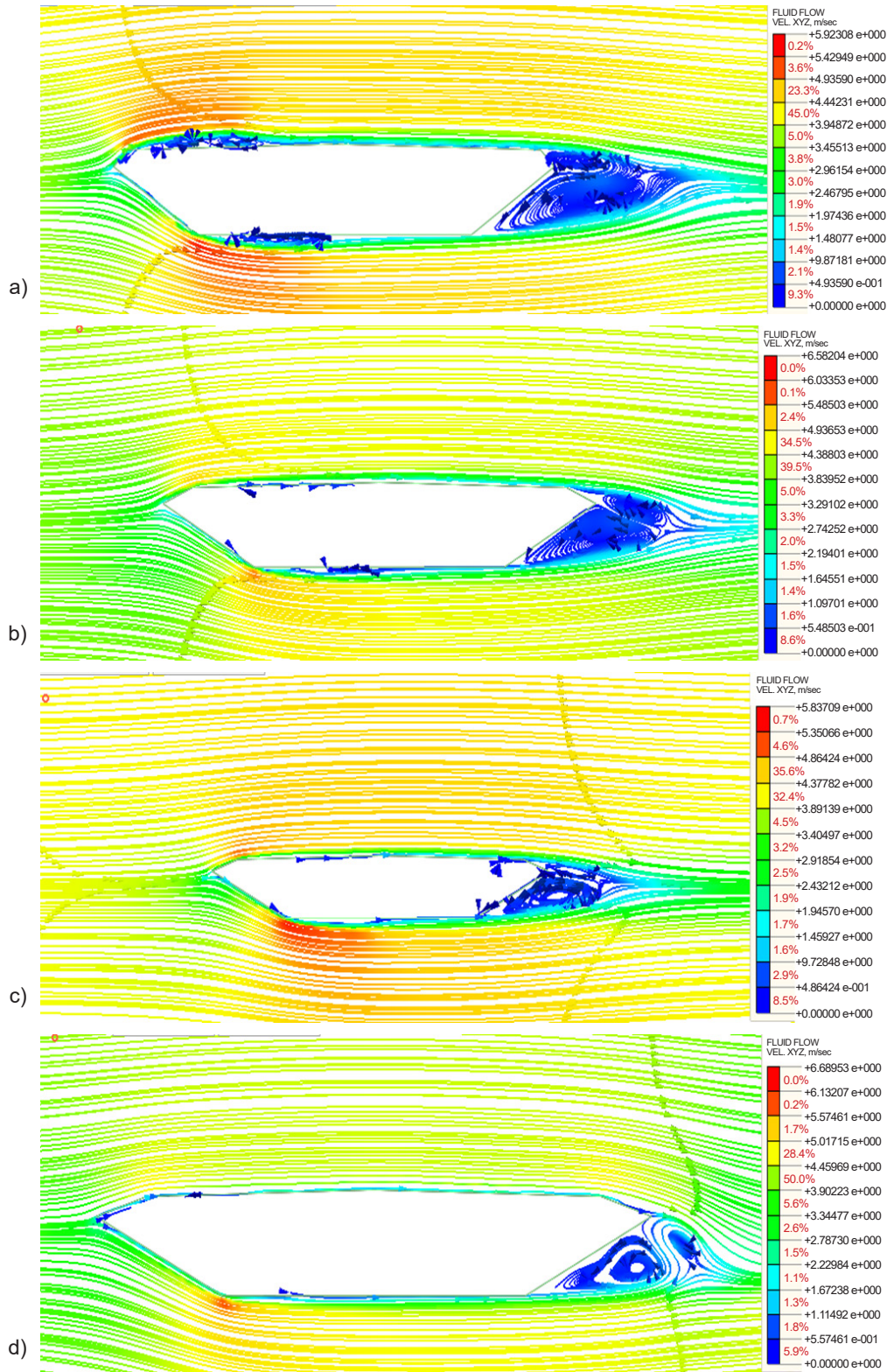


Fig. 6. Flow across different deck sections: a) section S1, b) section S2, c) section S3, d) section S4

Rys. 6. Przepływ powietrza wokół różnych przekrojów pomostu: a) przekrój S1, b) przekrój S2, c) przekrój S3, d) przekrój S4

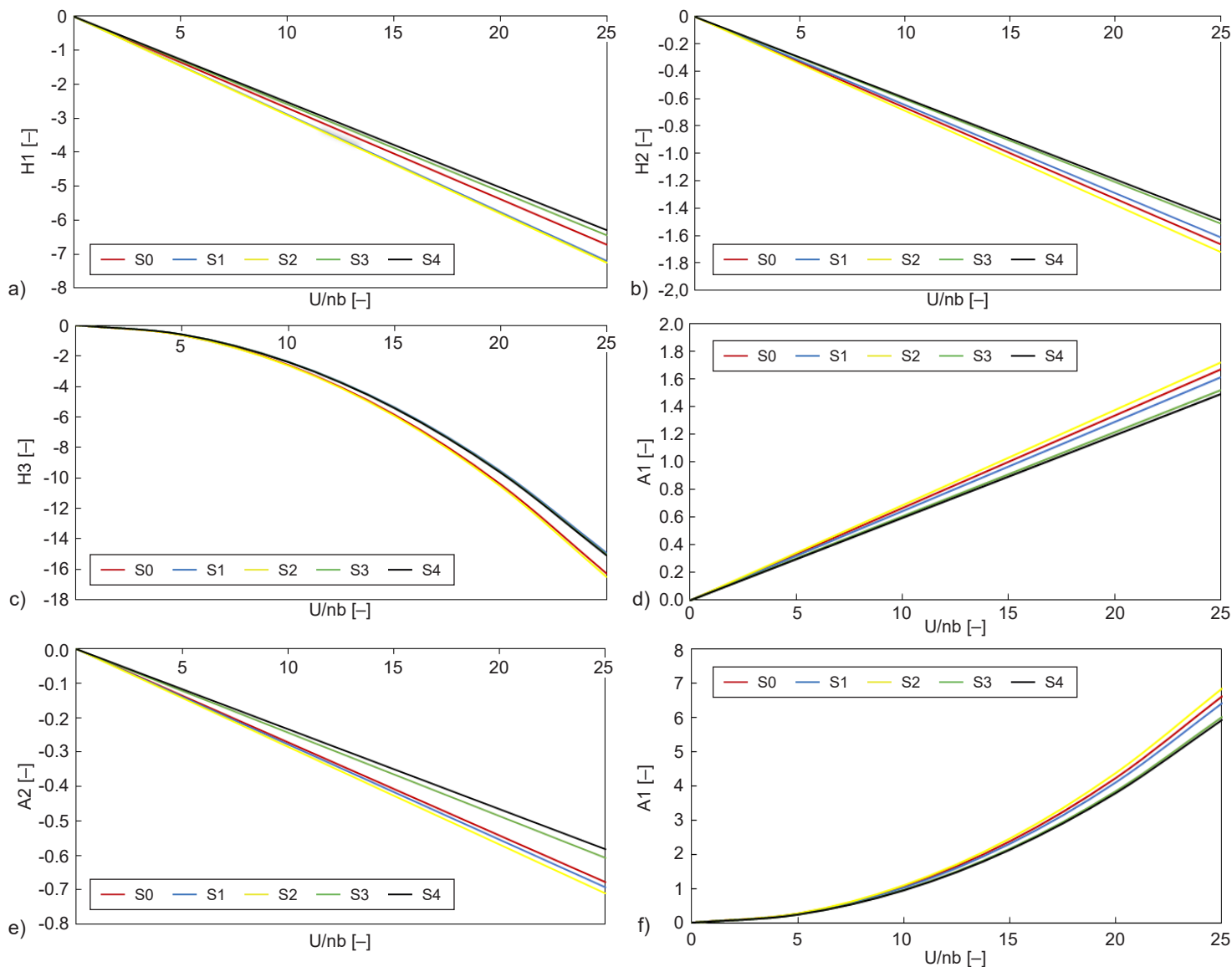


Fig. 7. Flutter derivatives for different deck sections

Rys. 7. Pochodne flatteru dla różnych wariantów przekroju pomostu

Wykresy zależności pochodnych flatteru różnych przekrojów od prędkości zredukowanej $\frac{U}{nB}$ przedstawiono na Rys. 7. Jak widać na Rys. 8, wzrost kąta między pochylonymi płaszczyznami bocznymi pomostu θ prowadzi do spadku prędkości flatteru; zatem im szerszy i bardziej opływowy przekrój, tym większa jego odporność na flatter. Co więcej, prędkość flatteru określona przez autorów dla pierwotnie zaprojektowanego przekroju S0 (78,58 m/s), wykazuje dobrą korelację z wynikami uzyskanymi przez Larsena [9] (różnica względna 5%). Na Rys. 8 przedstawiono również proponowany wykres przeznaczony do szacowania prędkości flatteru pomostów o przekrojach zbliżonych do pomostu badanego mostu nad Wielkim Bełtem w zakresie kątów θ od 44° do 78° .

Flutter derivatives of different sections plotted against the reduced velocity $\frac{U}{nB}$ are illustrated in Fig. 7. It can be observed in Fig. 8 that an increase in the edge angle θ leads to a decrease in flutter speed. This implies that the wider and more streamlined the deck, the more flutter resistant the deck becomes. Moreover, flutter speed determined for the original design section S0 (78.58 m/s), shows good correlation with that obtained by Larsen [9] (with a 5% deviation). Fig. 8 also presents a proposed chart for estimation of the flutter speed of bridges with deck cross-sections similar to that of the Great Belt Bridge with edge angles between 44° and 78° .

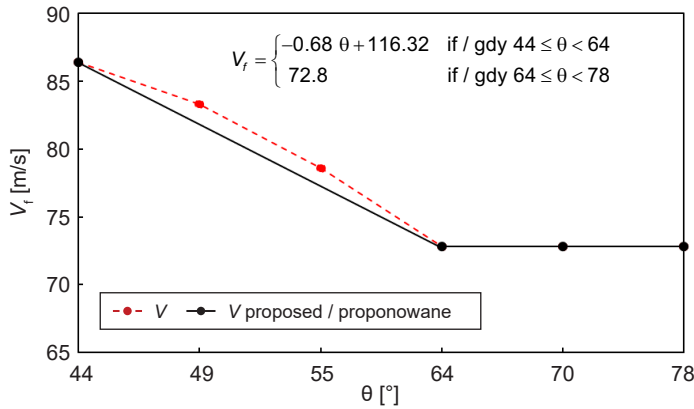


Fig. 8. Calculated flutter speed vs. edge angle of the bridge deck (red) and a proposed chart for determination of the flutter speed of similar deck sections (black)
 Rys. 8. Wykres zależności obliczonych prędkości flatteru od kąta między płaszczyznami bocznymi (czerwony) oraz proponowany wykres do wyznaczania prędkości flatteru porównywalnych przekrojów (czarny)

Wyniki analizy dywergencji skrętniej różnych przekrojów, przeprowadzone według Załącznika E do Eurokodu EN 1991-1-4 oraz z zastosowaniem symulacji CFD, zostały przedstawione w Tabl. 5. Jak widać, kryterium wystąpienia dywergencji skrętniej jest spełnione w analizie według Eurokodu, nie jest zaś spełnione w analizie opartej na symulacji CFD. Jest to najpewniej związane z faktem, iż Eurokod zdaje się zawyżać szacowaną pochodną współczynnika momentu aerodynamicznego dla pomostów o opływowych przekrojach. Z tego względu zaproponowano wykres mający poprawić dokładność analiz dywergencji skrętniej porównywalnych przekrojów (Rys. 9).

The results of torsional divergence analyses of different deck sections performed as per Annex E of the EN 1991-1-4 Eurocode and applying computational fluid dynamics (CFD) are presented in Table 5. It can be observed in the table that the criterion for occurrence of torsional divergence is satisfied according to the Eurocode, whereas it is not satisfied according to CFD analysis. This is related to the fact that the Eurocode seems to overestimate the derivative of the aerodynamic moment coefficient of streamlined deck sections. Therefore, a chart is proposed to improve the accuracy of torsional divergence analyses of such sections (Fig. 9).

Table 5. Verification of divergence on the deck sections
 Tablica 5. Weryfikacja warunku wystąpienia dywergencji skrętniej

Section Przekrój	EN 1991-1-4				CFD analysis / analiza CFD			
	C'_m	v_{div} [m/s]	$v_{div} / v_m < 2$	Criterion satisfied Kryterium spełnione	C'_m	v_{div} [m/s]	$v_{div} / v_m < 2$	Criterion satisfied Kryterium spełnione
S1	1.39	67.82	1.76	Yes / Tak	0.040	398.56	10.3	No / Nie
S2	1.41	65.29	1.69	Yes / Tak	0.043	373.11	9.7	No / Nie
S0	1.42	62.95	1.63	Yes / Tak	0.042	366.73	9.5	No / Nie
S3	1.43	60.78	1.57	Yes / Tak	0.038	372.42	9.6	No / Nie
S4	1.44	58.76	1.52	Yes / Tak	0.037	364.55	9.4	No / Nie

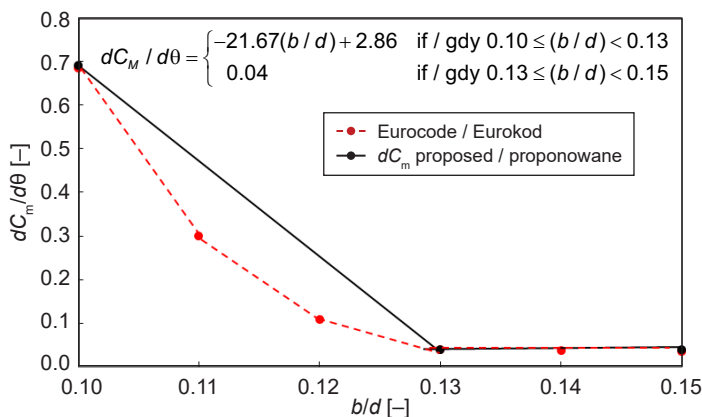


Fig. 9. Values obtained according to the Eurocode (red) and the proposed graph (black) to determine the derivative of the aerodynamic moment coefficient
 Rys. 9. Wartości uzyskane wg Eurokodu (kolor czerwony) oraz proponowany wykres (czarny) do wyznaczania wartości pochodnej współczynnika momentu aerodynamicznego

W artykule przeanalizowano trzy metody poprawy stateczności aeroelastycznej – w tym elementy kierujące strugi powietrza, zastosowane na moście nad Wielkim Bełtem. Składają się one z blach zamontowanych wzdłuż połączenia dolnej i bocznej płaszczyzny pomostu; zostały zastosowane na moście nad Wielkim Bełtem właśnie w celu zredukowania oscylacji wywołanych wzbudzeniem wirowym [26]. Dwa pozostałe proponowane rozwiązania to zastosowanie wspomnianego wcześniej przekroju S4 oraz pomostu z odchylaczami. Na Rys. 10 przedstawiono modele tych rozwiązań z siatkami dyskretyzacji oraz uzyskany efekt zmniejszenia powstawania wirów po stronie zawietrznej pomostu. Jak widać na Rys. 11, wariant z odchylaczami wykazuje niższe wartości pochodnych współczynników aerodynamicznych niż rzeczywisty pomost wyposażony w blachy kierujące. Zastosowanie pomostu z odchylaczami zamiast blach kierujących zapewniłoby większą stateczność aeroelastyczną mostu przy niższych kosztach budowy i utrzymania.

Three stabilisation methods are studied herein, including guide vanes used on the Great Belt Bridge. Guide vanes composed of bent plates running along the joints of bottom plates with lower side panels are used for mitigation of vortex-induced oscillations on the Great Belt Bridge [26]. Other proposed stabilised decks included deck section S4 and a deck with wind noses. Fig. 10 shows the meshed models of these stabilised decks and the reduced vortex shedding in the wake of the bridge deck. It can be observed in Fig. 11 that the deck with wind noses has lower aerodynamic derivatives compared to those of the actual bridge deck with guide vanes. Therefore, using a deck with wind noses instead of guide vanes would have provided more stability against aeroelastic effects, at the same time reducing installation and maintenance costs.

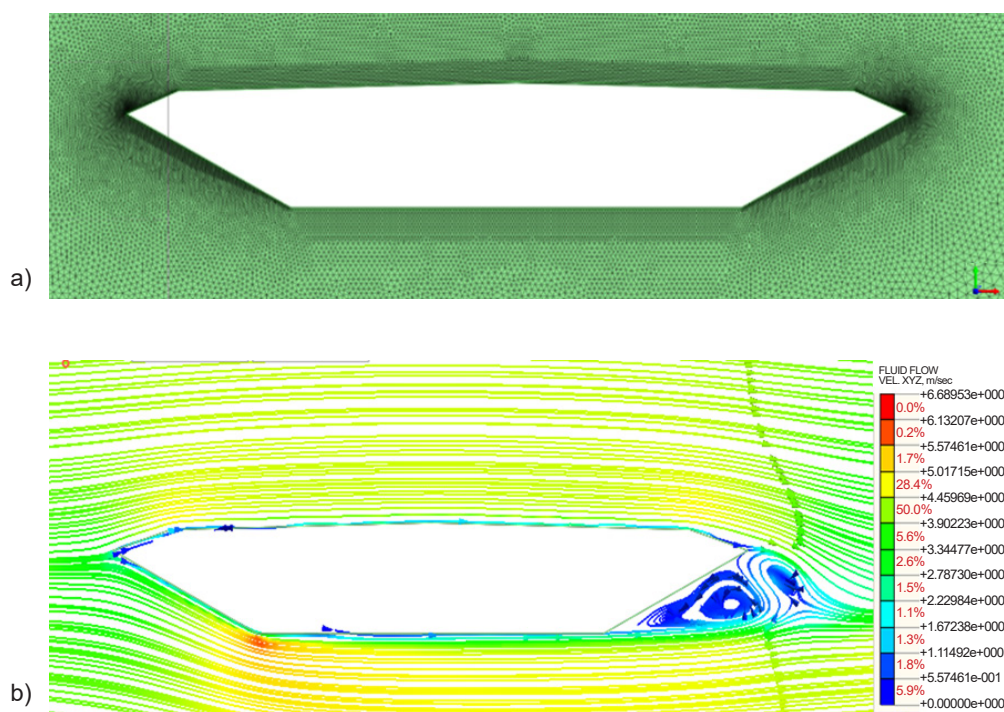


Fig. 10. Stabilisation of deck section S0: a) meshed section without guide vanes, b) flow across section without guide vanes, Rys. 10. Stabilizacja przekroju S0: a) siatka – przekrój bez blach kierujących, b) przepływ powietrza wokół przekroju bez blach kierujących

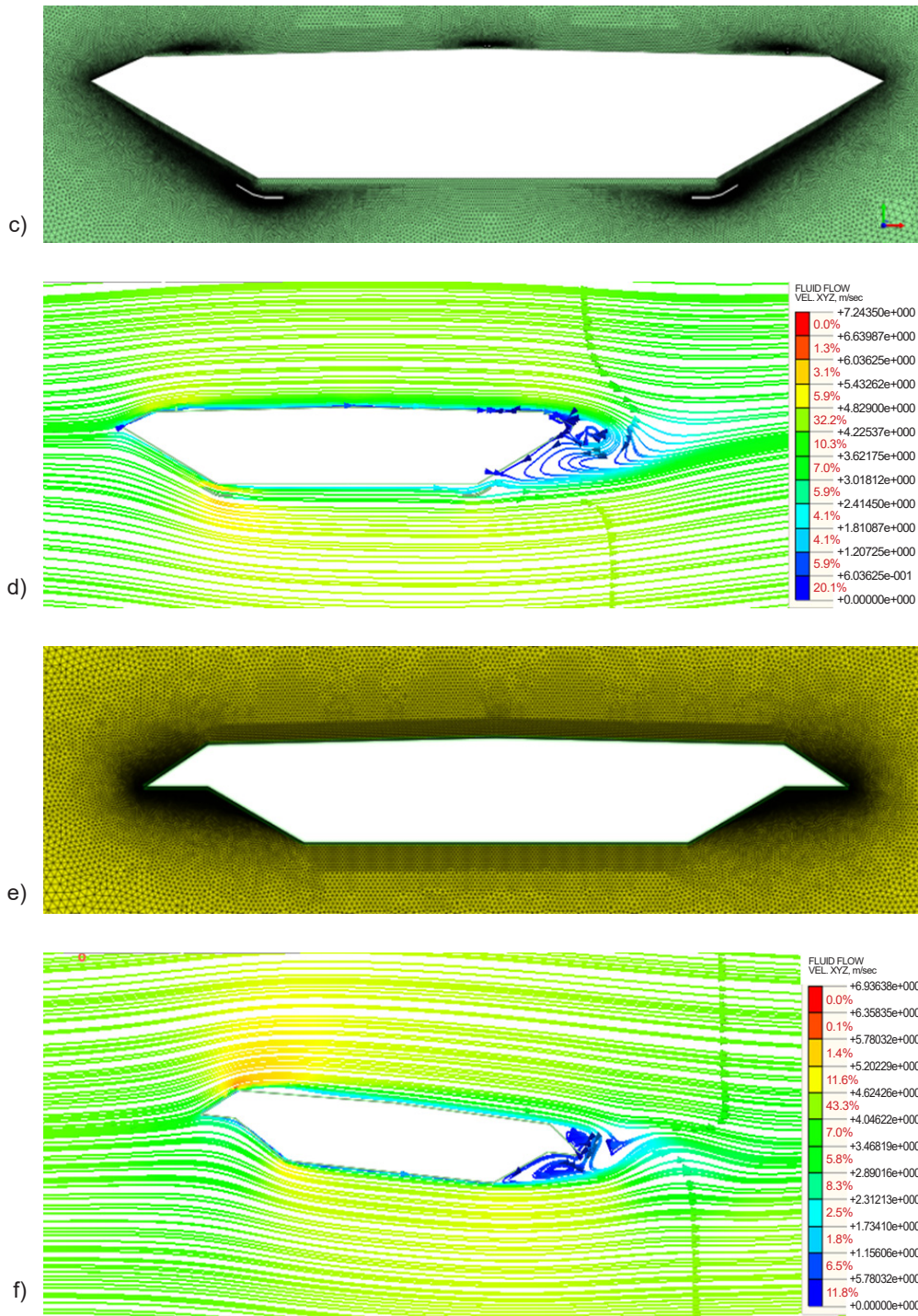


Fig. 10 (Continued). Stabilisation of deck section S0: c) meshed section with guide vanes, d) flow across section with guide vanes, e) meshed section with wind nose, f) flow through section with wind nose
 Rys. 10 (Kontynuacja). Stabilizacja przekroju S0: c) siatka – przekrój z blachami kierującymi, d) przepływ powietrza wokół przekroju z blachami kierującymi, e) siatka – przekrój z odchylaczami, f) przepływ powietrza wokół przekroju z odchylaczami

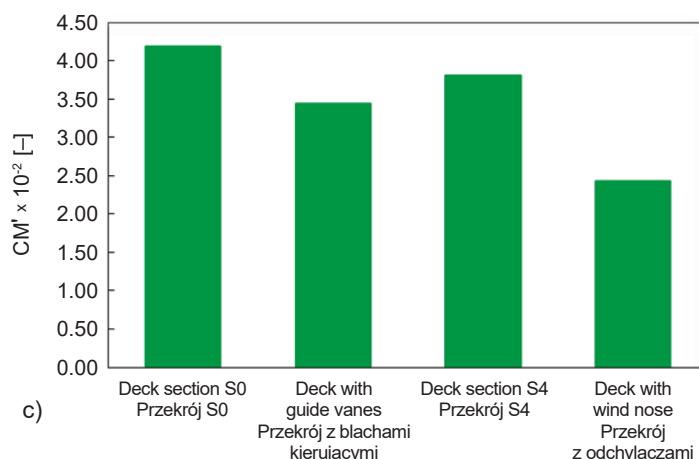
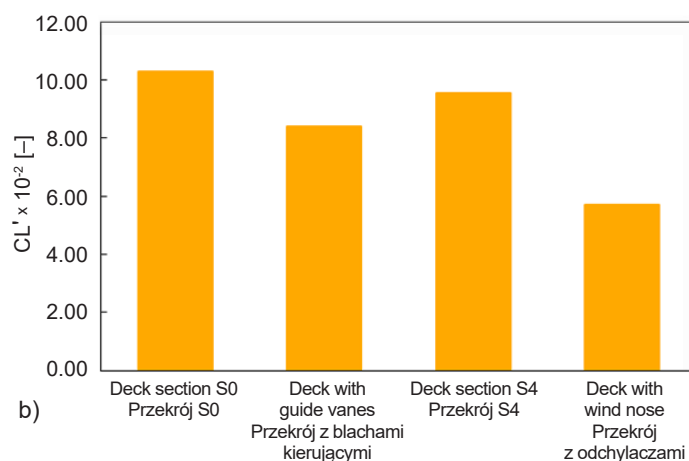
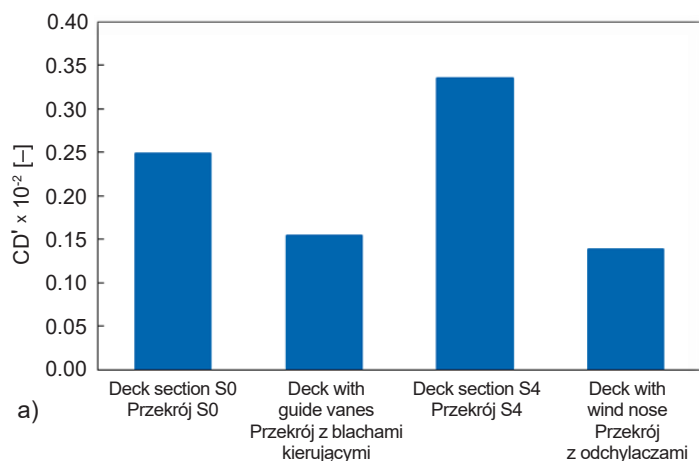


Fig. 11 . Comparison of aerodynamic coefficient derivatives of the non-stabilised deck (S0) and stabilised decks: a) drag coefficient, b) lift coefficient, c) moment coefficient
Rys. 11. Porównanie pochodnych współczynników aerodynamicznych pomostu bez stabilizacji (S0) oraz ze stabilizacją: a) pochodna współczynnika siły oporu aerodynamicznego, b) pochodna współczynnika aerodynamicznej siły nośnej, c) pochodna współczynnika momentu aerodynamicznego

4. WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych analiz można wyciągnąć następujące główne wnioski:

- Mosty z pomostami o opływowych przekrojach, lecz bez urządzeń zwiększających stateczność aeroelastyczną, są narażone na drgania wywołane wzbudzeniem wirowym przy niskich prędkościach krytycznych wiatru (w analizowanym przypadku: 4,3 m/s). Niemniej jednak, zwiększenie opływowości przekroju skutkuje redukcją wzbudzenia wirowego.
- Szersze mosty o mniejszych kątach między nachylnymi płaszczyznami bocznymi wykazały w analizach mniejszą podatność na flutter. Zaproponowano wykres pozwalający na wyznaczenie prędkości flutteru pomostów podobnych do zastosowanego na moście nad Wielkim Bełtem.

4. CONCLUSIONS

From the various analyses conducted, the following principal conclusions can be drawn:

- Bridges with streamlined decks without mitigation devices are susceptible to vortex-induced vibrations at small critical wind speeds (in the analysed case: 4.3 m/s), but increased streamlining of the bridge reduces vortex shedding.
- Regarding the flutter analysis, wider bridges with small edge angles were shown to perform better in terms of flutter. A chart was proposed for calculating the flutter speed of bridge decks akin to the Great Belt Bridge.
- From the torsional divergence analysis, it was observed that values of the derivatives of the aerodynamic moment coefficient obtained graphically in Annex E of EN 1991-1-4 significantly overestimate this coefficient (by 53% to 93%) in cases similar to the Great Belt Bridge deck section. Consequently, a chart was proposed to improve the accuracy of torsional divergence analyses.

3. Analizy dywergencji skrętnej wykazały, że wartości pochodnych współczynnika momentu aerodynamicznego określone graficznie na podstawie Załącznika E do Eurokodu EN 1991-1-4 są znacznie przeszacowane (o od 53% do 93%) w przypadkach przekrojów zbliżonych do analizowanego mostu nad Wielkim Bełtem. W związku z tym zaproponowano wykres mający poprawić dokładność analiz dywergencji skrętnej.
4. Analizy sposobów stabilizacji aerodynamicznej wykazały, że zastosowanie pomostu z odchylaczami jako alternatywy dla zastosowanych blach kierujących strugi powietrza zapewniłoby większą stateczność aeroelastyczną mostu przy niższych kosztach budowy i utrzymania.
5. Eurokod EN 1991-1-4 przedstawia konserwatywną metodę analizy oddziaływania wzbudzenia wirowego na mosty o przekrojach pomostów podobnych do przekroju mostu nad Wielkim Bełtem. Szacowane według Eurokodu wartości pochodnej współczynnika momentu aerodynamicznego dla dywergencji skrętnej są zawyżone w przypadku takich przekrojów.

Przyszłe prace związane z tematyką przedstawionych badań mogą obejmować opracowanie jeszcze bardziej wszechstronnych narzędzi do optymalizacji aerodynamicznej, mogących wspierać bezpieczne i oszczędne projektowanie mostów dużych rozpiętości z uwzględnieniem wszystkich możliwych mechanizmów aeroelastycznych. Może to dotyczyć poszerzenia analizowanego zakresu kątów natarcia wiatru czy stosunku wysokości do szerokości pomostu, badania wpływu wysokości dźwigara na aeroelastyczność mostu, zastosowania CFD do przewidywania jednoczesnego wpływu wiatru i pojazdów na most, czy doświadczalnej weryfikacji zaproponowanej metody podniesienia stateczności pomostu (odchylacze).

INFORMACJE DODATKOWE

Niniejszy artykuł nie powstałby, gdyby nie owocna współpraca między Wydziałem Inżynierii Lądowej i Środowiska (DICEA) Uniwersytetu Padewskiego a Narodową Wyższą Szkołą Prac Publicznych w Yaoundé w Kamerunie. Autorzy pragną wyrazić głęboką wdzięczność wszystkim osobom, które przyczyniły się do utworzenia ram dla współpracy badawczej i wymiany wiedzy między wykładowcami i studentami obu tych instytucji.

4. Regarding the stabilisation method, the bridge deck with wind noses, proposed as an alternative to the currently used guide vanes, provides better stability at reduced installation and maintenance costs.
5. Eurocode EN 1991-1-4 presents a conservative method for vortex shedding analysis of bridge sections similar to the Great Belt Bridge deck section. It overestimates the derivative of the aerodynamic moment coefficient for torsional divergence evaluation of such bridge sections.

Future work related to the presented research could consist in development of even more comprehensive aero-structural optimization frameworks capable of producing safe and cost-effective designs by considering all the possible aeroelastic responses of long-span bridges. These could involve extending the analyses to larger angles of attack of the wind and depth-to-width ratio, investigating the influence of girder depth on the bridge's aeroelasticity, utilizing computational fluid dynamics to simultaneously predict the effects of wind and vehicles on bridges, and experimentally validating the proposed stabilization method (deck with wind nose).

ACKNOWLEDGEMENTS

This endeavour would not have been possible without the fruitful cooperation between the Department of Civil, Environmental and Architectural Engineering (DICEA) of the University of Padova in Italy and the National Advanced School of Public Works of Yaoundé in Cameroon. The authors wish to express their deepest gratitude to all the stakeholders who have created a solid framework for lecturers and students from these two institutions to easily collaborate, share knowledge and conduct research.

REFERENCES / BIBLIOGRAFIA

- [1] *Vaz D.C., Almeida R.A.B., Borges A.R.J.*: Wind Action Phenomena Associated with Large-Span Bridges. in: Yaghoubi H. (ed.): *Bridge Engineering*, InTech, 2018, DOI: 10.5772/intechopen.73061
- [2] *Zhang Y., Cardiff P., Keenahan J.*: Wind-induced phenomena in long-span cable-supported bridges: A comparative review of wind tunnel tests and computational fluid dynamics modelling. *Applied Sciences*, **11**, 4, 2021, 1642, DOI: 10.3390/app11041642
- [3] *Jurado J.A., Hernández S., Nieto F., Mosquera A.*: *Bridge Aeroelasticity. Sensitivity Analysis and Optimal Design*. WIT Press, 2011

- [4] *Brancaleoni F., Diana G., Faccioli E., Fiammenghi G., Firth I.P.T., Gimsing N.J., Jamiolkowski M., Sluska P., Solari G., Valensise G., Vullo E.*: The Messina Strait Bridge: A Challenge and a Dream. CRC Press, London, 2009, DOI: 10.1201/9781482266368
- [5] *Zhang X.*: Wind Effect on Long Span Bridge, M. Eng. Thesis. Massachusetts Institute of Technology, 2012, <https://dspace.mit.edu/handle/1721.1/74418>, 31.10.2024
- [6] *Cai C., Montens S.*: Wind Effects on Long-Span Bridges. In: Chen W.F., Duan L. (eds.): Bridge Engineering Handbook. CRC Press, Boca Raton, 2000
- [7] *Scanlan R.H., Jones N.P.*: Aeroelastic Analysis of Cable-Stayed Bridges. Journal of Structural Engineering, **116**, 2, 1990, 279-297, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:2(279)
- [8] *Nieto F., Montoya M.C., Hernández S., Kusana I., Casteleiro A., Álvarez A.J., Jurado J.Á., Fontán A.*: Aerodynamic and aeroelastic responses of short gap twin-box decks: Box geometry and gap distance dependent surrogate based design. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **201**, 2020, 104147, DOI: 10.1016/j.jweia.2020.104147
- [9] *Larsen A.*: Aerodynamic aspects of the final design of the 1624 m suspension bridge across the Great Belt. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **48**, 2-3, 1993, 261-285, DOI: 10.1016/0167-6105(93)90141-A
- [10] *Bartoli G., Mannini C.*: A simplified approach to bridge deck flutter. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **96**, 2, 2008, 229-256, DOI: 10.1016/j.jweia.2007.06.001
- [11] *Larose G.L., Livesey F.M.*: Performance of streamlined bridge decks in relation to the aerodynamics of a flat plate. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **69-71**, 1997, 851-860, DOI: 10.1016/S0167-6105(97)00211-0
- [12] *Larsen A., Walther J.H.*: Discrete vortex simulation of flow around five generic bridge deck sections. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **77-78**, 1998, 591-602, DOI: 10.1016/S0167-6105(98)00175-5
- [13] *Vicente M.A., González D.C., Fu G.*: Static and Dynamic Testing of High-Speed Rail Bridges in Spain. Journal of Bridge Engineering, **20**, 2, 2014, 06014006, DOI: 10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000654
- [14] *Ubertini F., Hong A.L., Betti R., Materazzi A.L.*: Estimating aeroelastic effects from full bridge responses by operational modal analysis. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **99**, 6-7, 2011, 786-797, DOI: 10.1016/j.jweia.2011.03.016
- [15] *Lee H., Moon J.*: Aerodynamic Characteristics Evaluation of a Cable-Stayed Bridge Section with a New-Type Hybrid Fairing. Shock and Vibration, **2**, 2021, 8899558, DOI: 10.1155/2021/8899558
- [16] *Balajewicz M., Nitzsche F., Feszty D.*: Application of Multi-Input Volterra Theory to Nonlinear Multi-Degree-of-Freedom Aerodynamic Systems. AIAA Journal, **48**, 1, 2012, 56-62, DOI: 10.2514/1.38964
- [17] *Scanlan R.H.*: The action of flexible bridges under wind, II: Buffeting theory. Journal of Sound and Vibration, **60**, 2, 1978, 201-211, DOI: 10.1016/S0022-460X(78)80029-7
- [18] *Wu T., Kareem A.*: Bridge aerodynamics and aeroelasticity: A comparison of modeling schemes. Journal of Fluids and Structures, **43**, 2013, 347-370, DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2013.09.015
- [19] *Sadrizadeh S., Martínez-López G., Ülker-Kaustell M., Karoumi R.*: Aerodynamic analysis of simple girder bridges under construction phase. Applied Sciences, **11**, 12, 2021, 5562, DOI: 10.3390/app11125562
- [20] *Smirnova E.*: Analysis of long-span bridge fluctuations for finding its optimal safe operation. E3S Web Conference, **157**, 4, 2020, 06038, DOI: 10.1051/e3sconf/202015706038
- [21] Midas Engineering Software, Advanced Application 3, Completed State and Construction Stage Analyses of a Suspension Bridge, <https://www.midasoft.com/hubfs/Programs/03.%20Suspension%20Bridge.pdf>
- [22] Midas nGen, Analysis Manual, https://midasngen.pl/download/Materia%C5%82y1_%20Analiza.pdf
- [23] *Grinderslev C., Lubek M., and Zhang Z.*: Nonlinear fluid-structure interaction of bridge deck: CFD analysis and semi-analytical modeling. Wind and Structures, **27**, 6, 2018, 381-397, DOI: 10.12989/was.2018.27.6.381
- [24] *Kusano I., Jakobsen J.B., Snæbjörnsson J.T.*: CFD simulations of a suspension bridge deck for different deck shapes with railings and vortex mitigating devices. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2nd Conference of Computational Methods in Offshore Technology and First Conference of Oil and Gas Technology, **700**, 2019, 27-29, DOI: 10.1088/1757-899X/700/1/012003
- [25] *Fujino Y. and Siringoringo D.*: Vibration Mechanisms and Controls of Long-Span Bridges: A Review. Structural Engineering International, **23**, 3, 2013, 248-268, DOI: 10.2749/101686613X13439149156886
- [26] *Larsen A., Esdahl S., Andersen J.E., Vejrum T.*: Storebælt suspension bridge – vortex shedding excitation and mitigation by guide vanes. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **88**, 2-3, 2000, 283-296, DOI: 10.1016/S0167-6105(00)00054-4