

# Wpływ wstępnych imperfekcji geometrycznych na nośność silosu obciążonego podciśnieniem i wiatrem

Przedstawiono analizę numeryczną osiowo symetrycznego pionowego silosu, wykonanego z dwóch rodzajów aluminium. W tego rodzaju konstrukcjach występują imperfekcje geometryczne, materiałowe oraz naprężeniowe. W artykule wzięto pod uwagę jedynie odstępstwa rzeczywistego kształtu płaszcza od przyjętej w obliczeniach idealnej geometrii konstrukcji.

Najważniejszymi obciążeniami silosów są: ciężar własny i napór materiałów wypełniających zbiornik, działanie wiatru i działanie podciśnienia, wytworzonego wewnątrz zbiornika, np. podczas jego opróżniania. W artykule skupiono się jedynie na dwóch ostatnich z wymienionych oddziaływań; rozpatrywano je jako występujące niejednocześnie.

W analizie wykorzystano programy obliczeniowe – MSC Nastran oraz SOFiSTiK AG, założono osiową symetrię konstrukcji, a w analizie metodą elementów skończonych użyto jednowymiarowych elementów skończonych o sześciu stopniach swobody oraz dwuwymiarowych elementów skończonych o 24 stopniach swobody.

Rozważania dotyczą wpływu nieidealnej geometrii, uwzględniającej odchyłki jej wymiarów na pracę konstrukcji (rozwiązania numeryczne) pod obciążeniem podciśnieniem i działaniem wiatru. Imperfekcje geometryczne generowano, określając ich maksymalną amplitudę, zasięg na powierzchni silosu oraz prawdopodobny rozkład.

## Generacja losowych imperfekcji geometrycznych

Wstępne założenia do obliczeń numerycznych trzeba oszacować na podstawie wzorów podanych w wytycznych projektowych. Jednocześnie można prowadzić wymiarowanie z wykorzystaniem polskich norm (PN) i Eurokodów (EC). Do pomiaru wgłębień stosuje się przymiary w określonych położeniach w obu głównych kierunkach powierzchni bocznych silosu – południkowym i obwodowym.

W obliczeniach normowych wstępnie przyjęto, że graniczna strzałka wgniecenia  $t_{,0} = 2$  cm, natomiast maksymalna długość zasięgu tego wgniecenia  $l_m = 2$  m (zgodnie ze wzorem  $t_{,0} = 0,01l_m$ ).

W przypadku stref, w których występują południkowe naprężenia ściskające, pomiary wgniecenia wzdłuż tworzącej walca (południkowe) przeprowadzono w obu kierunkach głównych za pomocą przmiarów o długości  $l_{gX}$  określonej wzorem

$$l_{gX} = 4\sqrt{Rt}. \quad (1)$$

Głębokość początkowego wgłębienia ocenia się zależnie od względnego parametru wgłębienia  $U_{0X}$ , określonego wzorem

$$U_{0X} = \frac{\Delta\omega_{0X}}{l_{gX}} \leq U_{0,max}. \quad (2)$$

Zatem  $\Delta\omega_{0X} = 2$  cm (jak przyjęto w pierwszym oszacowaniu). Przy tych założeniach wgniecenie wzdłuż tworzącej walca przykładowo  $l_{gX} = 4\sqrt{Rt} = 4\sqrt{2 \cdot 0,004} = 0,357$  m przy  $t = 0,004$  m.

Obliczając poprawione głębokości początkowego wgniecenia  $\Delta\omega_{0X}$ , przyjmuje się  $\Delta\omega_{0X} \leq U_{0,max} l_{gX}$ , uzyskując przykładowo w sekcji 1 silosu wyniki podane w tabl. 1.

Tablica 1

Obliczona przykładowa głębokość początkowego wgłębienia  $\Delta\omega_{0X}$  [cm], dotycząca 1 sekcji silosu (od 0 do 2,5 m poniżej górnej krawędzi)

Sekcja	t, cm	R, m	l <sub>gX</sub> , cm	Klasa A		Klasa B		Klasa C	
				U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0X</sub>	U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0X</sub>	U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0X</sub>
1	0,4	2,00	35,78	0,006	0,21	0,010	0,36	0,016	0,57

Maksymalne wgłębienie południkowe według EC, w przypadku klasy C wykonania silosu,  $\Delta\omega_{0X} = 0,57 \div 0,93$  cm, a więc mniej niż wartość przyjęta w analizie.

W przypadku stref, w których występują obwodowe naprężenia ściskające lub naprężenia ścinające, pomiary wgniecenia wzdłuż obwodu walca (obwodowe) przeprowadza się za pomocą przmiarów o długości  $l_{g\theta}$  określonej wzorem

$$l_{g\theta} = 2,3(l^2Rt)^{0,25}, \text{ lecz } l_{g\theta} \leq R, \quad (3)$$

gdzie:  $l$  – długość południkowa segmentu powłoki,  $l = 2\pi R = 2\pi \cdot 2 = 12,566$  m.

Według PN-B-03202:1996 w obliczeniach stosuje się wzór

$$l_m = \frac{2,3R}{\sqrt{\frac{R}{l} \cdot \frac{R}{t}}} \leq R. \quad (4)$$

Jest to przekształcona wersja wzoru z EC, dająca identyczne wyniki.

Głębokość początkowego wgłębienia ocenia się zależnie od względnego parametru wgłębienia  $U_{0\theta}$ , określonego wzorem

$$U_{0\theta} = \frac{\Delta\omega_{0\theta}}{l_{g\theta}} \leq U_{0,max}. \quad (5)$$

Obliczając poprawione głębokości początkowego wgłębienia  $\Delta\omega_{0\theta}$ , przyjmuje się  $\Delta\omega_{0\theta} \leq U_{0,max} l_{g\theta}$ . Przykładowe wyniki dotyczące sekcji 1 silosu podano w tabl. 2. Zatem według EC3, w przypadku klasy C wykonania silosu, uzyskuje się maksymalne wgłębienie obwodowe  $\Delta\omega_{0\theta,kl.C} = 3,90 \div 4,97$  cm, czyli większe niż założono.

Sposoby obliczania wymiarów wgnieciań według PN i EC są identyczne i dają te same wyniki, przy czym w EC pojawiają się

Tablica 2

Obliczona przykładowa głębokość początkowego wgłębienia  $\Delta\omega_{0X}$  [cm], dotycząca 1 sekcji silosu (od 0 do 2,5 m poniżej górnej krawędzi)

Sekcja	T mm	R m	l <sub>g\theta</sub> cm	l <sub>g\theta p</sub> cm	Klasa A		Klasa B		Klasa C	
					U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0\theta</sub>	U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0\theta</sub>	U <sub>0,max</sub>	Δω <sub>0\theta</sub>
1	4	2	243,84	200,00	0,006	1,46	0,010	2,44	0,016	3,90

warunki, które wymagają zwiększenia głębokości wgnieceń. Wskazują one jednak na zgodność z realiami inżynierskimi przyjętych początkowo parametrów wgnieceń. Można więc pierwsze oszacowanie – strzałkę wgniecenia  $t_{,0}$  równą 2 cm oraz długości jego zasięgu równe w poszczególnych kierunkach odpowiednio 0,6 i 2 m przyjąć przy generacji modeli obliczeniowych w programach numerycznych jako punkt wyjściowy do dalszych rozważań.

Znając maksymalne strzałki i zasięgi wgnieceń, można przejść do opisów rozkładu ich położenia.

Geometryczne wstępne imperfekcje dowolnych powłok, a także płyt można opisać za pomocą dwuwymiarowego pola losowego. Wykonano analizę trzech różnych pól losowych imperfekcji wstępnych: pole nieskorelowane (biały szum), pole skorelowane jednorodne oraz pole skorelowane niejednorodne. Z uwagi na brak danych dotyczących pól rzeczywistych imperfekcji parametry funkcji korelacyjnych zostały dobrane *a priori*, jednak w nawiązaniu do wartości normowych.

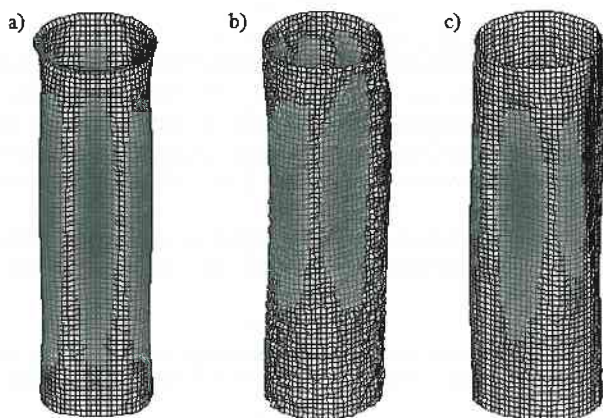
W pierwszym przypadku imperfekcje wstępne opisano nieskorelowanym polem losowym (tzw. białym szumem). Odchyłki geometryczne są zdefiniowane w każdym punkcie (niezależnie od pozostałych) za pomocą rozkładu równomiernego. Do obliczeń przyjęto trzy wartości odchyłek względem płaszczyzny powłoki cylindrycznej: 50, 25, a także 20 mm.

Geometrię kopuły dachu, leja spustowego oraz dolnej krawędzi silosu poniżej poziomu podparcia przyjęto jako idealną. Przykładowe pole imperfekcji opisanych białym szumem przedstawiono na rys. 1b. Odchylenie standardowe pola o rozkładzie równomiernym przy  $t_{,0} = 25$  mm

$$\sigma = 2t_{,0} / \sqrt{12} = 2 \cdot 0,025 / \sqrt{12} = 0,01443. \quad (6)$$

Model z tak przyjętymi początkowymi imperfekcjami ma charakter czysto teoretyczny, gdyż w rzeczywistości płaszcz silosu o takiej skali i intensywności deformacji powinien być wyłaczony z eksploatacji. Analiza tego rodzaju konstrukcji pozwoli zdefiniować różnice w obciążeniu granicznym, jakie pojawiają się przy różnych sposobach modelowania imperfekcji.

Maksymalne podciśnienie, jakie uzyskano w przypadku pola nieskorelowanych imperfekcji o maksymalnych wartościach  $\pm 50$  mm wyniosło  $p_{bs1} = 7,390$  kPa, a przy  $\pm 25$  mm –  $p_{bs2} = 4,704$  kPa. Wykonano także obliczenia trzech modeli silosów z maksymalnymi imperfekcjami 20 mm, a więc zbliżonymi do przewidzianych przez normy:  $p_{bs3a} = 4,1709$  kPa,  $p_{bs3b} = 4,2038$  kPa,  $p_{bs3c} = 4,2035$  kPa. We wszystkich tych przypadkach uzyskano podciśnienie znacznie większe niż w powłoce idealnej. Zdeformowany płaszcz silosu przedstawiono na rys. 1b.



Rys. 1. Płaszcz zniszczonego silosu (fragmenty) w wyniku działania podciśnienia na: a) powłokę idealną, b) z imperfekcjami zdefiniowanymi białym szumem, c) z imperfekcjami zdefiniowanymi niejednorodnym polem losowym

Generowanie bardziej złożonych obliczeniowo skorelowanych pól losowych wymaga specjalistycznego oprogramowania. Wykorzystano do tego celu metodę opisaną w [1] i [2].

Danymi wejściowymi algorytmu są: macierz kowariancyjna  $K$ , wartości oczekiwane zmiennych losowych  $\bar{X}$  oraz obwiednia wartości losowych ( $a_i, b_i$ ) określona w każdym punkcie pola  $i$ . Wykorzystana w algorytmie obwiednia pola losowego umożliwia generowanie zbiorów zmiennych losowych o warunkach brzegowych ściśle odpowiadających analizowanej konstrukcji inżynierskiej, także na podstawie danych doświadczalnych lub pomiarów konstrukcji rzeczywistych. Algorytm umożliwia generowanie danych opisanych na okręgu, co jest szczególnie ważne w przypadku analizy silosów.

W artykule zastosowano dwa pola losowe. Pierwsze opisano za pomocą jednorodnej funkcji korelacyjnej

$$K(\Delta x_1, \Delta x_2) = \sigma^2 \exp[-(\beta \Delta x_1)^2 - (\gamma \Delta x_2)^2], \quad (7)$$

w której:  $\Delta x_1$  i  $\Delta x_2$  są odległościami pomiędzy punktami pola,  $\sigma$  – odchyleniem standardowym opisującym zmienność pola,  $\beta$  i  $\gamma$  – parametrami określającymi zasięg korelacji.

W przykładzie przyjęto:  $\sigma = 0,01443$  m,  $\beta = \gamma = 2,2$  m<sup>-1</sup>. Do celów porównawczych zastosowano to samo odchylenie standardowe, jak w przypadku pola nieskorelowanego [wzór (6)]. Zastosowano ucięty rozkład Gaussa

$$\pm 3\sigma = 3 \cdot 0,01443 = 0,04329 \text{ m} \quad (8)$$

Wygenerowano zbiór realizacji – wstępnych imperfekcji geometrycznych płaszcza silosu. Pole imperfekcji, które przyjęto do obliczeń, przedstawiono na rys. 1c. Na tym rysunku imperfekcje przedstawiono w powiększonej skali, gdyż w rzeczywistości tylko w kilku punktach przekraczają one 40 mm. W przypadku tak przyjętych imperfekcji uzyskano maksymalne podciśnienie  $p_{\text{hom}} = 2,282$  kPa.

Drugim analizowanym polem było pole niejednorodne opisane funkcją

$$K(\Delta x_1, \Delta x_2) = \sigma \cos(\alpha \Delta x_1) \exp(-\beta \Delta x_1 - \gamma \Delta x_2), \quad (9)$$

w której przyjęto:  $\sigma = 0,01443$  m,  $\alpha = 0,2$  m<sup>-1</sup> i  $\beta = \gamma = 0,005$  m<sup>-1</sup>.

Analizując postać wygenerowanych imperfekcji, można stwierdzić, że tego rodzaju pole umożliwia modelowanie deformacji związanych z wykonaniem spoin, łączeniem blach oraz uszkodzeniami przebiegającymi przez całość zbiornika.

Wygenerowano 2000 imperfekcji. Następną przeprowadzono ich klasyfikację z uwagi na średnią amplitudę wstępnej deformacji. Do obliczeń wybrano trzy pola o najmniejszej, średniej i największej średniej amplitudzie. Uzyskano podciśnienia:  $p_{\text{no,hom}_1} = 2,542$  kPa,  $p_{\text{no,hom}_2} = 2,543$  kPa,  $p_{\text{no,hom}_3} = 2,545$  kPa.

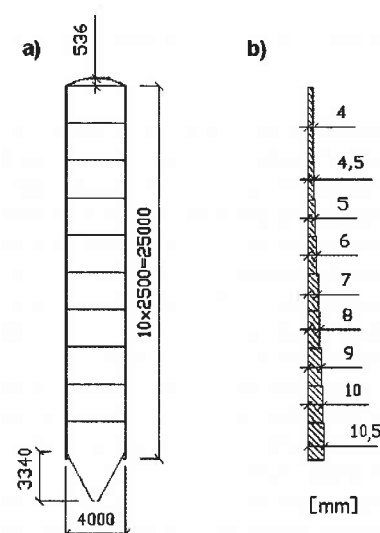
#### Obciążenie podciśnieniem silosu z imperfekcjami geometrycznymi

Jednym z wariantów obciążenia przyjętych do analizy jest obciążenie podciśnieniem, stanowiącym ważny czynnik wpływający na osłabienie konstrukcji płaszcza silosu, a w skrajnych przypadkach mogącym doprowadzić do utraty jego stateczności. Podciśnienie wytworzone w komorze silosu może powstać na skutek nagłego tąpnięcia materiału zalegającego w górnej części komory, niesprawności filtrów dachowych podczas opróżniania szczelnych silosów bądź wybuchu pyłów z materiałów przechowywanych wewnątrz komory. Na wartość podciśnienia, które powstaje w wyniku wybuchu składa się wiele czynników, takich jak rodzaj materiału, koncentracja i energia zapłonu jego pyłów, w którym doszło do eksplozji, rodzaj i wielkość kłap bezpieczeństwa oraz współczynnik przyrostu ciśnienia eksplozyjnego.

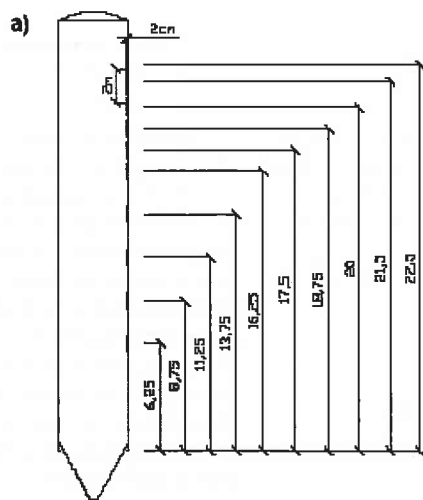


Pierwszy etap analizy polegał na wykonaniu obliczeń siłosu o idealnej geometrii płaszczka. Uzyskane maksymalne podciśnienie  $p_{ideal} = 2,717$  kPa stanowiło punkt odniesienia do dalszych obliczeń, w których jako dodatkowy czynnik zmniejszający nośność siłosu przyjęto różne rodzaje geometrycznych niedoskonałości płaszczka walcowego. Płaszcz siłosu zniszczonego w wyniku działania podciśnienia na powłokę idealną przedstawiono na rys. 1a.

W kolejnym kroku wykonano analizę wpływu odchyłek w postaci lokalnych wgniecień płaszczka siłosu na jego nośność. Wartość wgnięcia przyjęto według wzorów normowych – jego zasięg  $l_m = 2000$  mm oraz odpowiadającą tej imperfekcji strzałkę wgnięcia  $t_{vo} = 20$  mm. Przyjęto, że kształt wstępnej deformacji opowiada funkcji kosinus. W obliczeniach uwzględniono dziesięć różnych wariantów wysokości, na której zlokalizowane było wgniecie. Środek wgnięcia umieszczono na wysokościach 2,5; 6,25; 8,75; 11,25; 13,75; 16,25; 17,5; 18,75; 20,0; 21,5; 22,5 oraz 23,5 m powyżej dolnej krawędzi siłosu. Geometrię siłosu i lokalizację położenia wgięć w tej serii obliczeń przedstawiono na rys. 2, a wyniki na rys. 3.



Rys. 2. Schematy geometrii siłosu (a) oraz grubości blach (b)



Rys. 3. Rozkład wgniecień na wysokości siłosu (a) oraz maksymalnego podciśnienia w siłosie w zależności od położenia środka lokalnego uszkodzenia (b)

Porównując uzyskane podciśnienia, można zauważyć, że najmniejszą wartość  $p_{wg1} = 2,155$  kPa otrzymano, gdy wgniecie jest usytuowane na wysokości 21,5 m nad dolną krawędzią siłosu. Wynika to z występowania w tym obszarze płaszczka najcieńszych blach, a także pomijalnie małego usztywniającego wpływu dachu siłosu.

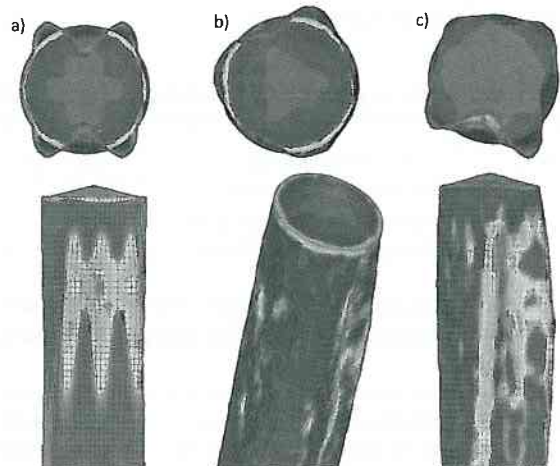
Dodatkowe obliczenia wykonano, uwzględniając przypadki, w których wgniecie ma kształt eliptyczny. Przyjęto tę samą długość wgnięcia wzdłuż obwodu  $l_m = 2000$  mm i znacznie krótszy, zbliżony do wartości normowych, zasięg tworzącej płaszczka  $l_{my} = 600$  mm. Uwzględniono trzy przypadki lokalizacji wgnięcia: 20,0; 21,5 i 22,5 m. Wartości podciśnienia granicznego wyniosły:  $p_{wg2a} = 2,375$  kPa,  $p_{wg2b} = 2,355$  kPa oraz  $p_{wg2c} = 2,388$  kPa, a więc były większe niż w przypadku uszkodzenia symetrycznego. W kolejnym wariantcie wprowadzono wstępną deformację w postaci dwóch wgniecień usytuowanych na wysokości  $h = 21,5$  m, na której umieszczenie pojedynczego wgnięcia było w odniesieniu do konstrukcji najmniej korzystne. Wgniecia zlokalizowano w dwóch przeciwległych punktach przekroju. Maksymalne podciśnienie, jakie jest w stanie przeniesić siłos przy tak przyjętej deformacji początkowej, wyniosło  $p_{wg3} = 2,173$  kPa, zatem okazało się ono większe niż w przypadku pojedynczego wgnięcia.

W przypadku pola nieskorelowanych imperfekcji o maksymalnym

malnych wartościach  $\pm 50$  mm maksymalne podciśnienie wyniosło  $p_{bs1} = 7,390$  kPa, a przy  $\pm 25$  mm  $p_{bs2} = 4,704$  kPa. Wykonano także obliczenia trzech modeli siłosów z maksymalnymi imperfekcjami wynoszącymi 20 mm, a więc zbliżonymi do przewidzianych przez normy i otrzymano  $p_{bs3a} = 4,1709$  kPa,  $p_{bs3b} = 4,2038$  kPa oraz  $p_{bs3c} = 4,2035$  kPa. We wszystkich tych przypadkach uzyskano podciśnienie znacznie większe niż przy założeniu powłoki idealnej.

W przypadku pola imperfekcji opisanego za pomocą jednorodnej funkcji korelacyjnej obliczenia wykonano 3-krotnie. Podciśnienie, jakie jest w stanie przenieść siłos przy takich wstępnych odchyłkach, wyniosło 2,282 kPa. Nieznacznie większe wartości podciśnienia uzyskano, gdy pole imperfekcji opisano za pomocą niejednorodnej funkcji korelacyjnej. Wygenerowano 2000 realizacji imperfekcji. Następnie przeprowadzono ich klasyfikację z uwagi na średnią amplitudę przemieszczenia. Do obliczeń wybrano trzy pola o najmniejszej, średniej i największej średniej amplitudzie. Uzyskano graniczne podciśnienia:  $p_1 = 2,55$ ,  $p_2 = 2,544$  oraz  $p_3 = 2,4704$  kPa.

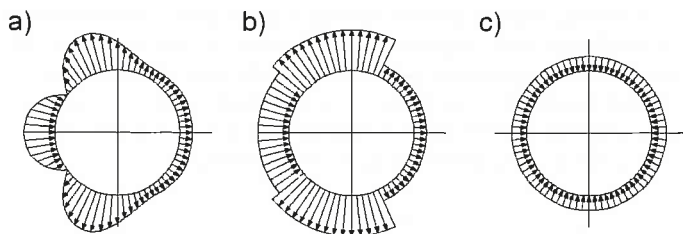
Przykłady zniszczonego płaszczka siłosu (fragmenty) w wyniku działania podciśnienia, w zależności od przyjętego pola imperfekcji, przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Przykłady zniszczonego płaszczka siłosu (fragmenty) w wyniku działania podciśnienia na: a) powłokę z wstępnym podwójnym wgnięciem, b) z imperfekcjami zdefiniowanymi białym szumem, c) z imperfekcjami zdefiniowanymi niejednorodnym polem losowym

## Obciążenie wiatrem silosu z imperfekcjami geometrycznymi

Obciążenie wiatrem może być, według zapisów EC 3, przyjmowane do obliczeń jako obciążenie dokładne, wyrażone wzorem rozwinięcia szeregu funkcji trygonometrycznych (rys. 5a), jako obciążenie segmentowe, gdzie poprzedni wariant upraszcza się do trzech stref oddziaływania obciążenia wiatru o różnych wartościach parcia  $p_i$  (rys. 5b) oraz jako obciążenie uproszczone, gdzie całość obciążenia wiatrem, niezależnie od kierunku jego natarcia, jest wyrażana tylko jedną wartością parcia  $p_0$  (rys. 5c).



Rys. 5. Trzy sposoby przyjmowania oddziaływania wiatrem na silos według Eurokodu: a) obciążenie dokładne według wzoru trygonometrycznego, b) obciążenie sektorowe, c) obciążenie uproszczone

Pierwszym obciążeniem, jakie rozpatrzono w tym artykule, jest działanie wiatru na idealną powierzchnię boczną silosu, bez wgnieceń. Obciążenie wiatrem odwzorowano za pomocą równań jawnych (funkcja trygonometryczna), sektorów i pełnego uproszczenia.

Obciążenie charakterystyczne wiatrem określono ze wzoru  $p_k = q_k \beta C_e C_s$ , przyjmując:

a) gdy  $z \in (0;10)$  m

$$C_e C_s(z, \alpha) = 1,0 (-0,356 + 0,322 \cos \alpha + 0,636 \cos 2\alpha + 0,501 \cos 3\alpha + 0,058 \cos 4\alpha - 0,128 \cos 5\alpha - 0,34 \cos 6\alpha), \quad (10)$$

b) gdy  $z \in (10;20)$  m

$$C_e C_s(z, \alpha) = (0,08 + 0,02z) (-0,356 + 0,322 \cos \alpha + 0,636 \cos 2\alpha + 0,501 \cos 3\alpha + 0,058 \cos 4\alpha - 0,128 \cos 5\alpha - 0,34 \cos 6\alpha), \quad (11)$$

c) gdy  $z \in (20;30)$  m

$$C_e C_s(z, \alpha) = (0,9 + 0,15z) (-0,356 + 0,322 \cos \alpha + 0,636 \cos 2\alpha + 0,501 \cos 3\alpha + 0,058 \cos 4\alpha - 0,128 \cos 5\alpha - 0,34 \cos 6\alpha). \quad (12)$$

Wyniki obliczeń zawiera tabl. 3.

Tablica 3

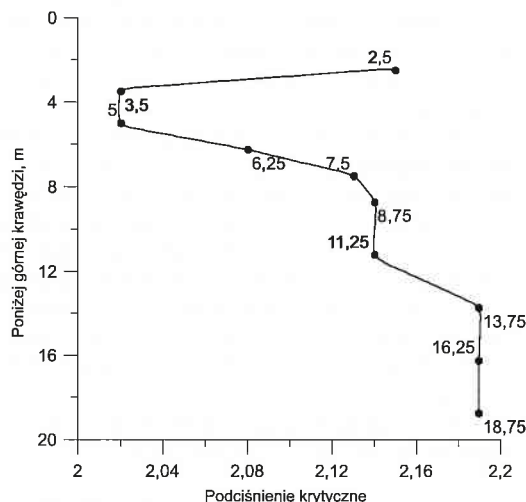
Krytyczne parcie wiatru na powierzchnię boczną silosu w zależności od sposobu uproszczenia obciążenia w programie obliczeniowym

Wariant	Postać obciążenia	$f_{crit}$	$p_{crit}$ , kPa
A	dokładne (funkcja trygonometryczna)	0,517	2,59
B	segmentowe (trzy sektory obciążenia)	0,508	2,54
C	uproszczone (jedna wartość obciążenia)	0,494	2,47

W dalszych obliczeniach, uwzględniających możliwość wystąpienia normowej imperfekcji, został użyty pełny opis funkcji działania wiatru.

W tym artykule przeanalizowano zmianę ciśnienia krytycznego silosu pod wpływem wiatru skierowanego wprost na geometryczny środek wprowadzonej imperfekcji. Eliptyczne wgniecenie, o ustalonej strzałce (2 cm) oraz o ustalonym zasięgu (wysokość 60 cm, szerokość 200 cm), w tej serii obliczeniowej przesuwano po ścianie silosu na poszczególne wysokości nad poziom terenu.

Ciśnienie krytyczne w zależności od lokalizacji normowego wgniecenia na wybranych wysokościach położenia imperfekcji przedstawiono na rys. 6.



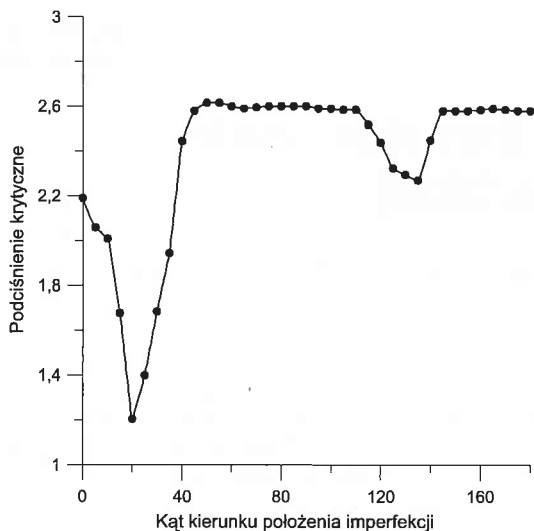
Rys. 6. Ciśnienie krytyczne w zależności od lokalizacji normowego wgniecenia przy wybranych wysokościach położenia imperfekcji

Obserwując wartości ciśnienia krytycznego w przykładzie obliczeniowym opisanym wyżej, można dostrzec, że fragment konstrukcji znajdujący się w obszarze od 3 do 5 m poniżej górnej krawędzi płaszcza jest najbardziej wrażliwy na początkowe zniekształcenia. Przyczyną jest prawdopodobnie występowanie w tym obszarze blach o najmniejszej grubości, a także to, że obciążenie wiatrem na takim wyniesieniu ma największe wartości. Natomiast wgniecenia znajdujące się poniżej 13 m od górnej krawędzi płaszcza nie wpływają w takim stopniu na nośność silosu; zachowuje się on pod obciążeniem wiatrem praktycznie identycznie, a jednocześnie wyraźnie gorzej niż konstrukcja o idealnej geometrii. Najmniejsza wartość podciśnienia  $p$ , jakie jest w stanie przenieść konstrukcja, wynosi 2,02 kPa.

Przeanalizowano też zmiany ciśnienia krytycznego silosu pod wpływem wiatru o ustalonej wartości, nacierającego na ścianę silosu o wprowadzonej imperfekcji, przy czym imperfekcja ta w jednym poziomie (350 cm poniżej górnej krawędzi silosu) będzie zmieniać swoje położenie. Umieszczenie imperfekcji mierzono kątem wewnętrznym między kierunkiem geometrycznego środka eliptycznego wgniecenia a kierunkiem wiatru. Wgniecenie ma takie same wymiary, jak w poprzednim przykładzie. Położenie imperfekcji zostało dobrane w wymieniony sposób celowo – na tym poziomie oddziaływanie wiatrem powoduje powstanie najmniejszego współczynnika ciśnienia krytycznego.

Zależność między lokalizacją normowego wgniecenia i wybranym kątem natarcia wiatru w stosunku do położenia imperfekcji przedstawiono na rys. 7.

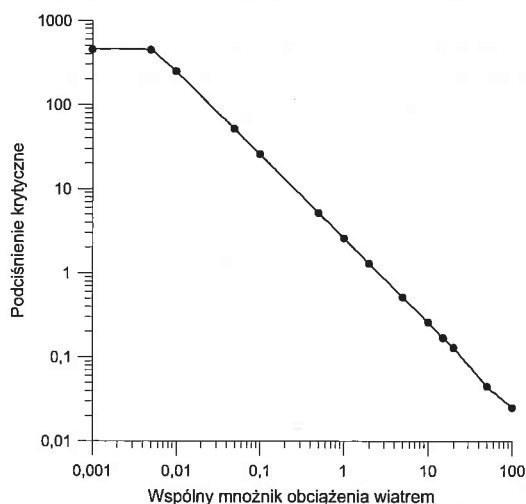
Obserwując wartości ciśnienia krytycznego w przypadku przykładu opisanego wyżej, można dostrzec, że znajdują się na konstrukcji dwa miejsca, w których działanie wiatru wyraźnie koreluje na niekorzyść z osadzonym pod innym kątem wgnieceniem. Obejmują one obszar  $0 \div 40^\circ$ , gdzie wiatr wieje centralnie we wgniecenie, na jego krawędź lub niedaleko poza nią oraz obszar  $110 \div 140^\circ$ , gdzie drastycznie zostaje ograniczone ssanie wiatru. Natomiast w pozostałych zakresach kątów między kierunkiem wiatru a kierunkiem osi wgniecenia nie widać wyraźnego wpływu imperfekcji geometrycznej na nośność silosu; zachowuje się on pod obciążeniem wiatrem identycznie, jak konstrukcja o idealnej geometrii. Najmniejsza wartość podciśnienia, jakie jest w stanie przenieść konstrukcja  $p = 1,21$  kPa, czyli znacznie mniej niż wartość uzyskana w poprzedniej serii obliczeniowej.



Rys. 7. Ciężnienie krytyczne w zależności od lokalizacji normowego wgniecia względem wybranego kąta natarcia wiatru

Dokonano również analizy wpływu wartości obciążenia silosów wiatrem (sterowanej odpowiednimi składnikami wartości charakterystycznej obciążenia). Zmieniano wartości  $q_k$ ,  $\beta$ ,  $C_e$ . Obciążany silos był obiektem o idealnej geometrii. W celu pełnego odwzorowania skrajnych sytuacji przyjęto jako poziom odniesienia mnożnik 1,0 do obciążenia powierzchniowego wiatrem o obliczonej wartości ciśnienia krytycznego  $p = 2,59$  kPa.

Ciężnienie krytyczne, w zależności od obciążenia wiatrem względem poziomu znormalizowanego, podano na rys. 8. Obserwując wartości ciśnienia krytycznego, można zauważyć, że



Rys. 8. Ciężnienie krytyczne w zależności od obciążenia wiatrem względem poziomu znormalizowanego (na bazie wcześniejszych obliczeń)

w zakresie możliwych do wystąpienia obciążeń wiatrem ciśnienie krytyczne silosu jest niemal proporcjonalne do zmian mnożnika obciążenia względem poziomu znormalizowanego. Przy stukrotnie mniejszym mnożniku obciążenia ciśnienie powodujące stan awarii jest tak duże, że każde kolejne zmniejszenie wartości obciążenia wiatrem nie ma wpływu na stateczność konstrukcji. Natomiast przy każdym kolejnym zwiększaniu siły należy liczyć się ze zmniejszeniem ciśnienia wywołującego awarię konstrukcji.

### Podsumowanie

Przedstawione rezultaty obliczeń wskazują na to, że przyjęcie wstępnych imperfekcji geometrycznych w modelach numerycznych oraz ich uwzględnienie w obliczeniach inżynierskich jest wskazane. Projektant może wykorzystać informacje o imperfekcjach istniejących w konstrukcji silosu i wprowadzić je do modelu komputerowego. Biorąc pod uwagę normatywy lub metody losowe może on wypracować metodę generacji siatki wstępnych imperfekcji geometrycznych, która umożliwiłaby poprawne symulowanie pracy takiej nieidealnej, aczkolwiek bardziej zbliżonej do rzeczywistości konstrukcji. Stanowiłoby to pożądaną poprawę procesu projektowania.

W projektowaniu nowego silosu można – zdaniem autorów – przyjąć pole imperfekcji losowych według wytycznych zawartych w niniejszym artykule. Wygenerowaną w ten sposób siatkę wgniecia można nanieść na idealną geometrię zbiornika. Dokonując obliczeń numerycznych silosu pod działaniem obciążeń można określić granice wytrzymałości lub podciężnienia krytyczne konstrukcji nieidealnej i odnieść je do obliczeń silosu o geometrii idealnej.

**Podziękowania.** Autorzy dziękują za wsparcie finansowe Ministerstwu Nauki i Szkolnictwa Wyższego (grant N N506 254237).

### PIŚMIENICTWO I WYKORZYSTANE MATERIAŁY

- [1] Bielewicz E., Walukiewicz H., Górski J.: Symulacje komputerowe w mechanice konstrukcji i w zagadnieniach środowiska. „Inżynieria i Budownictwo”, nr 5/1995.
- [2] Górski J., Mikulski T.: Obliczenia numeryczne stalowych zbiorników walcowych z imperfekcjami geometrycznymi. „Inżynieria i Budownictwo”, nr 9/2006.
- [3] Holata E.: Nośność graniczna nieuźebrowanych cylindrycznych płaszczy silosów stalowych. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [4] Ziółko J.: Zbiorniki metalowe na ciecze i gazy. Arkady, Warszawa 1986.
- [5] PN-B-03200:1990 Konstrukcje stalowe – Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [6] PN-B-03202:1996 Konstrukcje stalowe – Silosy na materiały sypkie – Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [7] PN-EN 1993-1-6:2009 Eurokod 3. Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1.6: Wytrzymałość i stateczność konstrukcji powłokowych.
- [8] MSC Nastran for Windows. Version 2001. MSC Software Corporation. Los Angeles, USA 2001.
- [9] SOFISTIK AG for Windows. Structural Analysis Programs Version 23. Oberschleissheim, Niemcy 2007.

## Kurs przygotowujący do egzaminu na uprawnienia budowlane

Kurs odbędzie się 1, 2, 3 kwietnia i 8, 9, 10 kwietnia 2011 r. w Warszawie. Jest organizowany przez POLCEN Sp. z o.o. – jednostkę wpisaną do rejestru instytucji szkoleniowych prowadzonych przez Wojewódzki Urząd Pracy w Warszawie. Tematyka kursu jest dostosowana do program egzaminu na uprawnienia budowlane do projektowania i kierowania robotami budowlanymi we wszystkich specjalnościach.

**Szczegółowe informacje;**  
POLCEN Sp. z o.o. (Bogdan Brzozowski)  
00-515 Warszawa, ul. Żurawia 32/34  
Fax 22 622 16 61, tel. 22 622 29 62  
e-mail: redakcja@polcen.com.pl  
www.polcen.com.pl