

Stateczność walcowych płaszczy silosów stalowych uźebrowanych nad podporami odcinkowymi

Dr hab. inż. Eugeniusz Hołała, dr inż. Łukasz Skotny, Politechnika Wrocławska

1. Wprowadzenie

Liczne przypadki awarii nieuźebrowanych walcowych płaszczy silosów metalowych opartych na podporach dyskretnych, którymi są najczęściej głowice słupów (rys. 1a), opisywane są przez wielu badaczy [1], [2], [3]. Podstawowe przyczyny tych awarii to lokalne utraty stateczności takich płaszczy silosów tuż nad tymi dyskretnymi podporami. Wielu projektantów jest przekonanych, że pierścienie podporowe o odpowiedniej sztywności zapewniają równomierne południkowe naprężenia ściskające σ_x na całym obwodzie płaszcza już na jego krawędzi podporowej. Tymczasem sztywność w kierunku południkowym realnych pierścieni podporowych jest o kilka rzędów mniejsza od sztywności walcowych powłok płaszczy silosów w tym kierunku. Fakt ten skutkuje tym, że południkowa reakcja N_r pojedynczej podpory na płaszcz wywołuje takie lokalne spiętrzenie naprężeń σ_x w płaszczu, jakby pierścienia podporowego w ogóle nie było. Samuelson [4] wykrył także pewną osobliwą cechę ściskanych południkowo powłok walcowych podpartych dyskretnie na krawędzi podporowej, polegającą na tym, że lokalne naprężenia południkowe σ_x na krawędzi podporowej płaszcza nie rozchodzą się na cały obwód powłoki, tak jak to by wynikało z zasady Saint-Venanta w odniesieniu do płaskich tarcz (rys. 2b). Taki niekorzystny rozkład południkowych naprężeń błonowych σ_x , nawet w znacznej od-

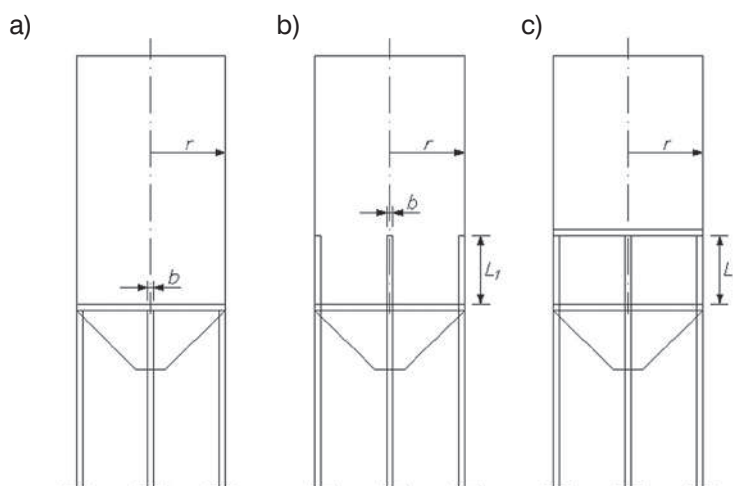
ległości od krawędzi podporowej płaszcza silosu, może być przyczyną niespodziewanej awarii silosu wskutek utraty stateczności tego płaszcza (rys. 2a).

W pracach [5], [6] wykazano, że uźebrowanie stref podporowych płaszczy silosów (rys. 1b) zwiększa ich odporność na lokalną utratę stateczności, choć taka utrata stateczności jest nadal możliwa (rys. 3a, 3b). Panuje także powszechne przekonanie, że zastosowanie żeber płaszcza silosu nad podporami dyskretnymi o długości $L_r \approx r$, zwieńczonych pierścieniem obwodowym (rys. 1c), jest skutecznym środkiem zapobiegającym lokalnej utracie stateczności takiego płaszcza. Jest to jednak całkowicie błędne przekonanie, o czym świadczą wyniki dużej serii badań eksperymentalnych i nume-

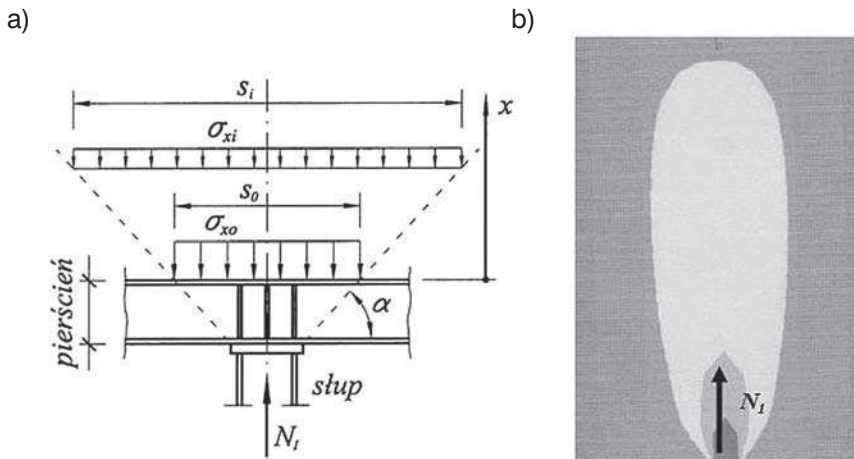
rycznych, wykonanych przez autorów niniejszej pracy. Silosy stalowe z uźebrowanymi południkowo i obwodowo strefami walcowych płaszczy w rejonie podpór odcinkowych są również narażone na lokalną utratę stateczności nad tymi południkowymi uźebrowaniami.

2. Analizy stateczności walcowych płaszczy silosów nad podporami odcinkowymi

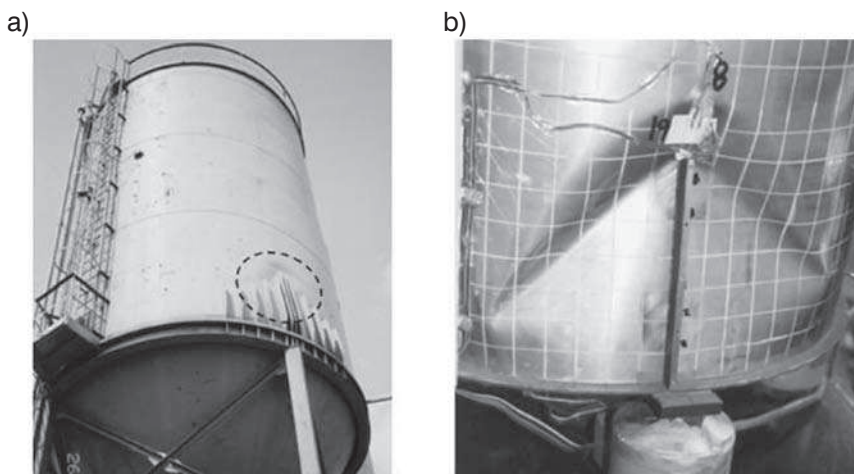
Ocena nośności nieuźebrowanych, walcowych płaszczy silosów metalowych nad głowicami słupów podporowych polega przede wszystkim na sprawdzeniu, czy maksymalne południkowe naprężenia ściskające σ_x w tych strefach nie przekroczą obliczeniowej wytrzymałości na wyoboczenie $\sigma_{x,Rd}$. W dotychczasowej prakty-



Rys. 1. Cylindryczne płaszcze silosów oparte na słupach: nieuźebrowane (a), z żebrami krótkimi (b) oraz z żebrami krótkimi, zwieńczonymi pierścieniem obwodowym (c)



Rys. 2. Schemat rozchodzenia się strumienia naprężeń σ_x w ściskanej powłoce walcowej (a) oraz realne warstwy strumienia tych naprężeń uzyskane numerycznie (b) wg [7]



Rys. 3. Utrata stateczności płaszcza silosu nad żebrami (a) oraz badanej [5] uźebrowanej powłoki (b)

ce wyznaczało się wartości naprężeń σ_{xo} [7] lub naprężenia σ_{xi} na ustalonym poziomie x [4] według rys. 2a i porównywało je się z normowymi wartościami wytrzymałości na wyboczenie $\sigma_{x,Rd}$, którą obecnie można wyznaczać wg normy [8]. W pracy [4] zakłada się kąt rozchodzenia naprężeń $\alpha = 75^\circ$ (rys. 2a), który wynika z analiz Samuelsona i Eggewertza oraz innych autorów [7], a wynik tych analiz pokazany jest na rysunku 2b. Stosowanie żeber krótkich nad podporami odcinkowymi w pewnym sensie wzmaga koncentrację strumienia południkowych naprężeń ściskających w walcowej powłoce płaszcza od oddziaływania N_i podpory odcinkowej, a lokalna utrata stateczności wystąpić może wtedy nad tymi że-

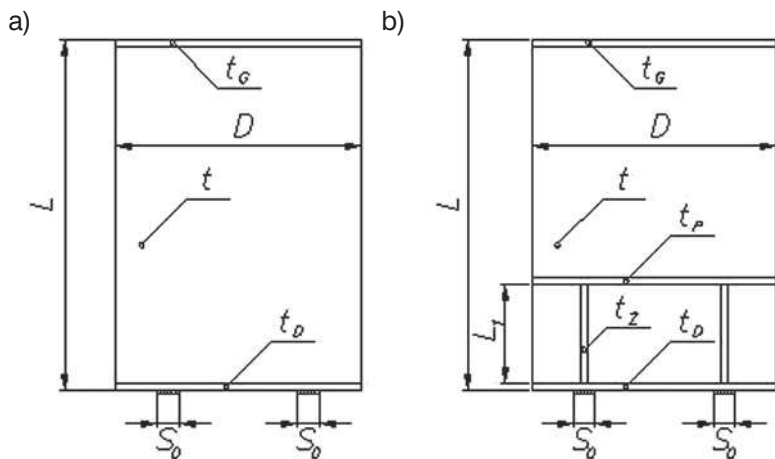
brami (rys. 3a). Stosując normę europejską [9] do analiz stateczności powłok walcowych płaszczy silosów ustala się parametr ψ nierównomiernego rozkładu ściskających naprężeń błonowych σ_x wzdłuż obwodu powłoki płaszcza i nad podporami dyskretnymi, aby wyznaczyć miarodajną wartość obliczeniowych podłużnych naprężeń ściskających $\sigma_{x1,Ed}$ o mniejszej wartości niż maksymalna wartość tych naprężeń w osi podpory odcinkowej. Jest to więc podobna zasada redukcji maksymalnych naprężeń ściskających σ_x w strefach ich nierównomiernego rozkładu nad podporami odcinkowymi, którą zaproponowano w pracy [4]. Należy zaznaczyć, że wyznaczanie parametru

ψ wg normy [9] jest skomplikowane i bardzo uciążliwe oraz wymaga zaawansowanych analiz za pomocą MES. Pojawiają się też istotne wątpliwości co do tego, że w praktyce nie występują tak łagodne spiętrzenia naprężeń południkowych w powłokach walcowych płaszczy silosów nad podporami odcinkowymi, jak przedstawione w proponowanej procedurze normowej [8].

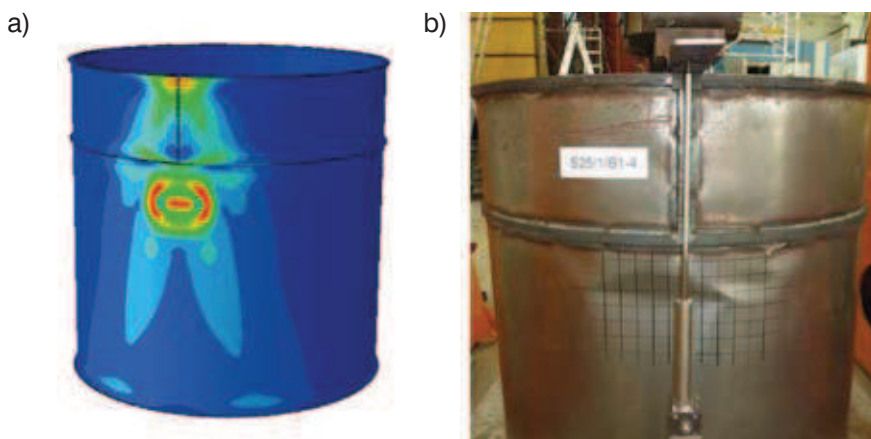
3. Eksperymentalne badania stateczności ściskanych osiowo powłok walcowych podpartych odcinkowo

W okresie ostatnich 3 lat wykonano liczne serie własnych badań stateczności ściskanych osiowo modeli walcowych powłok podpartych na podporach odcinkowych. Badano pewną liczbę powłok nieuźebrowanych nad tymi podporami (rys. 4a) oraz przeprowadzono ponad 70 prób dla modeli walcowych powłok stalowych z żebrami krótkimi o różnych długościach L_1 (rys. 4b), zwieńczonych pierścieniami obwodowymi. Wyniki badań wskazują jednoznacznie, że mimo zastosowania pierścienia pośredniego wieńczącego żebra krótkie, może wystąpić lokalna utrata stateczności nad tymi żebrami (rys. 5).

Badane eksperymentalnie modele walcowych powłok (rys. 4) miały średnicę $D = 1000$ mm, wysokość $L = 1000$ mm, a grubości powłok t wynosiły 1 mm oraz 2 mm. Pierścień podporowy wykonany był z pręta kwadratowego o grubości $t_D = 20$ mm, podobnie jak pierścień górny $t_G = 20$ mm. Pierścień pośredni nad żebrami (po zewnętrznej stronie powłoki) wykonany był z płaskownika o szerokości 20 mm i grubości $t_p = 10$ mm. Żebra krótkie o długości L_1 nad podporami dyskretnymi wykonane były z płaskownika o szerokości 20 mm i grubości $t_z = 10$ mm. Stosowano dwie szerokości podpór dyskretnych $s_o = 2$ mm oraz $s_o = 60$ mm. Badano ściskane osiowo powłoki podparte na 3 lub 4 podporach dyskretnych, dostosowując liczbę żeber do liczby



Rys. 4. Schematy badanych modeli nieuzębowanych (a) oraz uzębowanych (b).



Rys. 5. Rozkład naprężeń \$\sigma_x\$ w jednym z analizowanych modeli powłoki (a) oraz lokalna utrata stateczności pod żebrzem krótkim w badanym modelu (b)

Tabela 1. Wartości reakcji krytycznych \$N_{1,cr}\$ [kN] dla wybranych modeli badanych powłok

r/t = 500			r/t = 250		
\$L_1 = 0,2 r\$	\$L_1 = 0,5 r\$	\$L_1 = 1,0 r\$	\$L_1 = 0,2 r\$	\$L_1 = 0,5 r\$	\$L_1 = 1,0 r\$
31,89	34,30	49,10	115,33	132,26	145,54
32,94	30,62	48,94	102,00	115,54	142,88

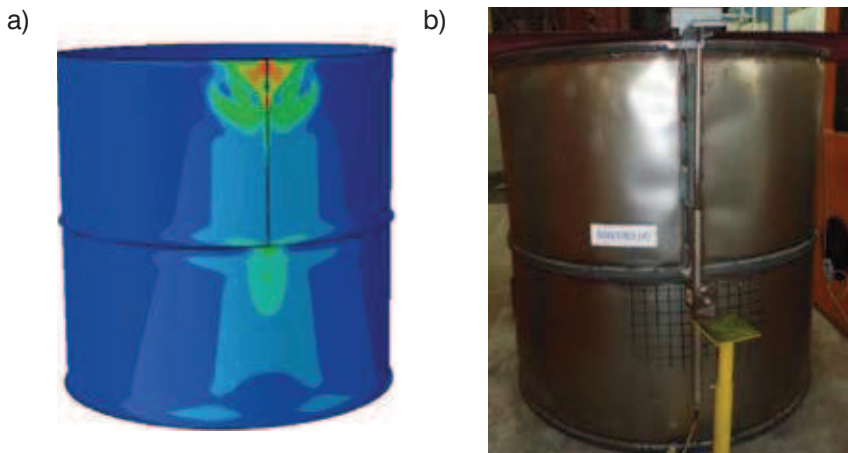
tych podpór. Przykładano południkowe obciążenia skupione w miejscach podpór o szerokości \$s_0\$ (rys. 5b), a druga krawędź badanej powłoki była oparta w sposób ciągły na całym obwodzie. Każdy badany model analizowany był numerycznie metodą elementów skończonych w programie ABAQUS, w celu wyznaczenia obciążenia krytycznego ściskanej powłoki idealnej. Badane powłoki miały oczywiście różne imperfekcje geometryczne, które mierzono w każdym modelu. Podstawą wyznaczenia obliczeniowej wytrzymałości na wyoboczenie \$\sigma_{x,Rd}\$ wg [8]

jest wartość naprężeń krytycznych dla analogicznej powłoki idealnej oraz odpowiednie krzywe wyoboczeniowe powłok realnych. W trakcie badań eksperymentalnych mierzono jednocześnie siły nad podporami lokalnymi oraz południkowe przemieszczenie w miejscu przyłożenia tych sił. Pozwoliło to na uzyskanie ścieżek równowagi statycznej i określenie reakcji krytycznej \$N_{1,cr}\$ dla każdej podpory. Wartości reakcji krytycznych \$N_{1,cr}\$ dla wybranych 12 modeli powłok o szerokości podpór odcinkowych \$s_0 = 2\$ mm (rys. 4b) przedstawiono w tabeli 1.

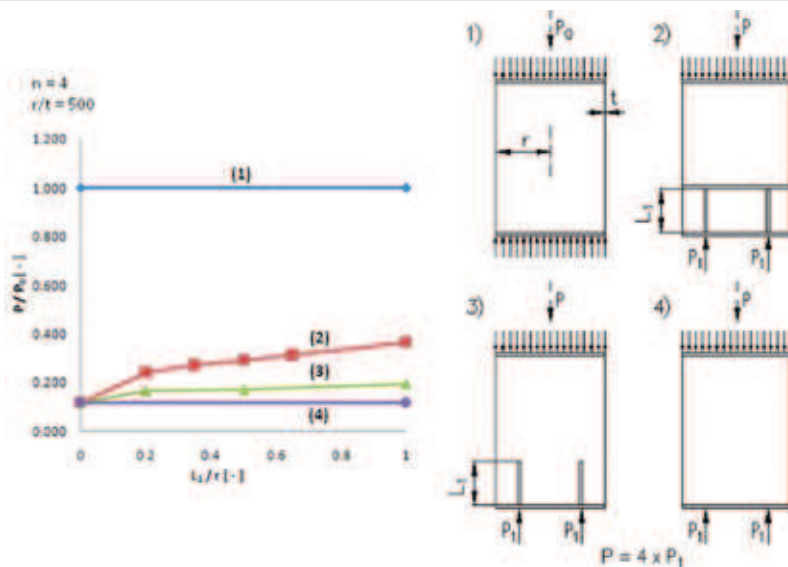
Widać wyraźnie (tab. 1) korzystny wpływ zwiększenia długości \$L_1\$ żeber nad podporami dyskretnymi na wartość reakcji krytycznej \$N_{1,cr}\$ pojedynczych podpór. W przypadku najdłuższych żeber \$L_1 = r\$ w powłokach o smukłości \$r/t = 500\$ zdarzały się przypadki utraty stateczności obok żeber, a nie nad żebrami (rys. 6b). W przypadku krótszych żeber nie stwierdzano utraty stateczności obok żeber podporowych.

4. Porównanie nośności uzebranych i nieuzębanych ściskanych powłok walcowych podpartych odcinkowo

Wyniki przeprowadzonych badań doświadczalnych (rys. 5b, 6b) oraz analiz numerycznych (rys. 5a, 6b) wykazały jednoznacznie, że pomimo zastosowania dość długich żeber nad podporami odcinkowymi, zwieńczonych dodatkowo pierścieniem obwodowym, nie uzyskano równomiernego rozkładu południkowych naprężeń \$\sigma_x\$ na obwodzie badanych powłok walcowych ściskanych osiowo. Stan graniczny w takich powłokach miał charakter lokalnej utraty stateczności nad żebrami krótkimi w osiach podpór odcinkowych. Na rysunku 7 przedstawiono porównania globalnych nośności \$P\$ ściskanych powłok walcowych opartych na 4 podporach odcinkowych (\$n = 4\$), gdzie \$P_1\$ są reakcjami podpór odcinkowych. Jeśli ściskana równomiernie powłoka walcowa będzie oparta równomiernie na całym obwodzie krawędzi podporowej (dolnej), to utraci stateczność przy obciążeniu globalnym \$P_0\$ (1). Jeśli powłoka nie będzie uzebrowana i będzie oparta na podporach odcinkowych (4), to globalne obciążenie osiowe \$P = 4 \times P_1\$, przy którym powłoka utraci lokalną stateczność nad podporami odcinkowymi, będzie kilkakrotnie mniejsze niż obciążenie \$P_0\$ przy podparciu równomiernym na całym obwodzie, co przedstawia wykres na rysunku 7. Zastosowanie żeber krótkich o długości \$L_1\$ (3) powoduje pewien wzrost globalnej nośności \$P\$ takiej powłoki, a dodatkowe zastoso-



Rys. 6. Rozkład naprężeń σ_x w uźebrowanej powłoce (a) oraz utrata stateczności tej powłoki obok żebra podporowego (b)



Rys. 7. Porównanie globalnej nośności P/P_0 uźebrowanych i nieuźebrowanych powłok walcowych podpartych równomiernie lub 4 na podporach odcinkowych ($n = 4$)

wanie tych żeber z pierścieniem (4) wyraźnie zwiększa wzrost nośności P , co widać na wykresie. Wykres nośności globalnej P/P_0 dla różnych sposobów podparcia i uźebrowania ściskanej osiowo powłoki walcowej, przedstawiony na rysunku 7, wskazuje jednoznacznie, że uźebrowanie nad podporami odcinkowymi nie zapewnia równomiernego rozkładu naprężeń południkowych σ_x na obwodzie powłoki nad żebrami krótkimi, nawet zwieńczonymi pierścieniem obwodowym. W takich powłokach, odwzorowujących walcowe płaszcze silosów stalowych opartych na słupach, nadal należy się liczyć z ryzykiem lokalnej utraty stateczności w części nieuźebrowanej.

Ta utrata stateczności wystąpić może przy 2–3-krotnie niższej wartości wypadkowego obciążenia ściskającego P niż wypadkowe obciążenie P_0 , towarzyszące utracie stateczności takiej powłoki, ale podpartej na całym obwodzie.

5. Podsumowanie

Wyniki badań doświadczalnych i numerycznych dużej liczby ściskanych osiowo powłok walcowych podpartych odcinkowo, wskazują na korzystny wpływ zastosowania krótkich żeber nad tymi podporami na nośność takich powłok, determinowaną utratą stateczności. Zastosowanie pierścienia obwodowego, wieńczącego żebra

krótkie, jest bardzo korzystne z uwagi na wyraźny wzrost nośności ściskanej powłoki. Nawet zastosowanie żeber o dość dużej długości L_s , równej promieniowi r walcowej powłoki, nie zapewnia równomiernego rozkładu południkowych naprężeń ściskających nad pierścieniem wieńczącym te żebra i nie zabezpiecza tej powłoki przed lokalną utratą stateczności nad żebrami. Przedstawione wyniki badań mogą pomóc w bezpiecznym oszacowaniu nośności walcowych powłok płaszczy silosów stalowych opartych na słupach. Obecne uregulowania normowe [9] nie zwracają właściwej uwagi na problem spiętrzenia naprężeń w walcowych płaszcach silosów nad podporami odcinkowym. Sugerują nawet, że odpowiedni fartuch silosu (przedłużenie płaszcza w dół) może zapewnić równomierny rozkład naprężeń południkowych na jego obwodzie, pomimo podparcia na podporach odcinkowych. Zamieszczone wyniki badań mogą być przestrożą dla projektantów w tej ważnej dla bezpieczeństwa silosów sprawie.

BIBLIOGRAFIA

[1] Hotała E., Remonty i wzmacnianie silosów metalowych. Naprawy i wzmocnienia konstrukcji budowlanych, XXIII Ogólnopolska Konferencja „Warsztaty Pracy Projektanta Konstrukcji”, Szczyrk 2008
 [2] Pasternak H., Bodarski Z., Hotała E., Steel Silos – Education by Analysing Failures. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 46
 [3] Guggenberger W., Schadensfall, Schadensanalyse und Schadensbehebung eines Silos auf acht Einzelstützen, Der Stahlbau, Nr 67, 1998
 [4] Samuelson L. A., Eggwertz S., Shell Stability Handbook, Elsevier Applied Science, London and New York, 1992
 [5] Nowak D.L.: Nośność graniczna silosu metalowego w obszarze oparcia na słupie, Wyd. Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej, Raport serii PRE 16/2007
 [6] Komann S., Stabilität von diskret gestützten, axialbelasteten, dünnwandigen Kreisylinderschalen aus Stahl, BTU Cottbus, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 4/2005
 [7] Hotała E., Nośność graniczna nieuźebrowanych cylindrycznych płaszczy silosów stalowych, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej 2003
 [8] PN-EN 1993-1-6:2009 Eurokod 3. Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-6: Wytrzymałość i stateczność konstrukcji powłokowych
 [9] PN-EN 1993-4-1:2009 Eurokod 3. Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 4-1: Silosy