



Eugeniusz Hoła

Nośność graniczna nieuzębrowanych cylindrycznych płaszczy silosów stalowych

— Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej —

Eugeniusz HOTAŁA

Lead-bearing capacity of unstiffened cylindrical shells in steel silos



Eugeniusz Hotała

**Nośność graniczna
nieuźebrowanych cylindrycznych
płaszczы silosów stalowych**



110590

Recenzenci

Roman JANKOWIAK

Wojciech WŁODARCZYK

Opracowanie redakcyjne i korekta

Maria IZBICKA

Biblioteka Główna i OINT
Politechniki Wrocławskiej



100025953



315098 L/1

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003

OFICyna WYDAWNICZA POLITECHNIKI WROCŁAWSKIEJ

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław

ISSN 0324-9875

Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Wrocławskiej. Zam. nr 598/2003.

110590/0445/D

110590

*konstrukcje stalowe, nośność graniczna,
styczność powłok*

Eugeniusz HOTAŁA*

NOŚNOŚĆ GRANICZNA NIEUŻEBROWANYCH CYLINDRYCZNYCH PŁASZCZY SIŁOSÓW STALOWYCH

Silosy stalowe zbudowane są najczęściej z cylindrycznych płaszczy, stożkowych lub płaskich den oraz dachów i konstrukcji wsporczych. Płaszcz jest podstawowym elementem konstrukcyjnym silosu, gdyż przejmuje bezpośrednio prawie wszystkie obciążenia działające na silos. Płaszcz silosu podparty jest najczęściej w sposób dyskretny, a więc na głowicach słupów lub na łóżykach rusztu belkowego.

Teoria nośności granicznej smukłych, cylindrycznych płaszczy silosów stalowych jest rozwijana dopiero od 20 lat i wiele ważnych zagadnień jest w niej jeszcze bardzo słabo poznanych. Nie prowadzi się też badań i analiz wyjątkowych stanów obciążeń silosów występujących w przypadku powstania przesklepienia w materiale wypełniającym silos oraz po likwidacji tego przesklepienia. O niedostatecznej wiedzy na temat obciążeń i nośności stalowych silosów świadczą liczne awarie i katastrofy silosów, występujące w kraju i za granicą.

W pracy wykonano identyfikację różnorodnych konstrukcji jednokomorowych silosów cylindrycznych i usystematyzowano ich obciążenia, podając również zasady wyznaczania obciążeń wyjątkowych w tych silosach.

Zaproponowano nową, oryginalną metodę analizy stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów podpartych na dyskretnych podporach, gdyż dotychczas stosowane metody obarczone były dużymi błędami. Podstawy nowej metody oparto na wynikach kilkudziesięciu własnych badań eksperymentalnych i licznych analiz numerycznych, wykonanych metodą elementów skończonych. W proponowanej metodzie można uwzględnić wpływ szerokości i liczby dyskretnych podpór płaszcza oraz wpływ sztywności pierścienia podporowego na stateczność miejscową stref podporowych cylindrycznego płaszcza silosu.

Na podstawie licznych analiz numerycznych opracowano oryginalną metodę analizy stateczności miejscowej płaszczy silosów w warunkach działania lokalnego podciśnienia, powstałego w wyniku tąpnięcia przesklepienego materiału w silosie.

Zawarte w pracy analizy wpływu błędów wykonawczych w konstrukcjach podporowych oraz wpływu losowych imperfekcji geometrycznych na nośność płaszczy silosów mogą być przydatne w praktycznej ocenie nośności realnych konstrukcji silosów stalowych. Duże znaczenie praktyczne mogą mieć również wnioski zawarte w końcowej części pracy.

* Instytut Budownictwa, Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej, Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław.

1. Wstęp

1.1. Historia rozwoju konstrukcji silosów

Silos to zbiornik naziemny, który służy do magazynowania sypkich materiałów lub materiałów o niewielkiej kohezji. Słowo „silos” ma pochodzenie mauretańskie, oznaczało ono specjalnie przygotowane doły ziemne do przechowywania zboża [24], [107], [109]. Zboże od wielu wieków było podstawowym i strategicznym artykułem żywnościowym, dlatego wymagało starannego przechowywania. Z początku wystarczały do tego doły ziemne, następnie podłogowe budynki magazynowe, a w XIX wieku powstała potrzeba budowy silosów naziemnych o dużej pojemności. Cała historia rozwoju konstrukcji silosów związana jest z rozwojem technologii magazynowania zboża.

Arabowie i Hebrajczycy umieszczali świeżo wymłócone zboże w wykopanych na polu dołach, gdzie były dobre warunki do jego konserwacji. Dla ludności koczowniczej takie składowanie było bardzo korzystne, ponieważ nie trzeba było przemieszczać się z zapasem zboża i ryzykować jego utraty w razie napaści nieprzyjaciela. Zboże w dołach ziemnych wyłożonych kamieniami magazynowane było w minionych wiekach w niektórych rejonach Hiszpanii, Węgier i Rosji.

W czasach biblijnych, ok. 3000 r. p.n.e., zboże magazynowane było również w drewnianych skrzyniach, napełnianych od góry, a opróżnianych przez otwory w dnach. Być może w takich samych skrzyniach biblijny Józef, syn Jakuba (*Księga Rodzaju*), gromadził zboże w Egipcie przez siedem lat urodzaju. Drewniany model egipskiego silosu na zboże znajduje się w Muzeum Egipskim w Berlinie.

We wspaniałym pałacu legendarnego króla Kreta Minosa w Knossos (Kreta), odkrytym przez A. Evansa w 1900 roku, znajdowały się duże magazyny zbożowe, wzniesione w tzw. okresie starych pałaców (1900–1700 r. p.n.e.). Magazyny te miały kształt prostokątnych silosów z płaskimi dnami, a ich ściany murowane były z kamienia. Dzisiaj można oglądać jedynie dolne fragmenty tych silosów.

Cesarze Rzymu Klaudiusz (41–54 r. n.e.) i Trajan (98–117 r. n.e.) wybudowali w Ostii olbrzymie magazyny zboża, przywożonego z Egiptu i Afryki (ok. 500 000 ton rocznie). Magazyny te miały konstrukcję halową z podniesioną ponad gruntem podłó-

gą o ok. 1 m. Ściany prostokątnych komór magazynowych były wykonane z cegły i miały grubość ok. 1,0 m, a wymiary komór w rzucie wynosiły nawet 80×120 m. W ścianach i w podłogach takich komór magazynowych wykonywano otwory do przewietrzania zboża.

W XIV wieku z Polski, Prus, Śląska i środkowych Niemiec eksportowano duże ilości zboża przez porty w Gdańsku, Szczecinie i w Lubece. W portach tych budowano wówczas duże halowe magazyny zbożowe, głównie o konstrukcji drewnianej. Rozwój współczesnych konstrukcji silosów zbożowych bierze swój początek w USA, w pierwszej połowie XIX w. W przeciwieństwie do europejskich rolników, amerykańscy farmerzy dość wcześnie nabrali przekonania do mechanizacji uprawy i zbiorów zboża. Maszyny do koszenia zboża i kombajny zbożowe spowodowały olbrzymi wzrost produkcji zboża. W 1860 r. pracowało w USA 80000 kombajnów zbożowych, które zebrały 6 milionów ton pszenicy.

Tak duża produkcja zbóż była poważnym impulsem do rozwoju budowni silosowych. W roku 1842 Amerykanin Joseph Dart uzyskał patent na elewator zbożowy, napędzany od góry za pomocą kubelkowych przenośników łańcuchowych. Silos był opróżniany przez stożkowy lej jedynie pod wpływem ciężaru zboża. W ciągu kilku lat patent ten został wykorzystany w praktyce przez handlarzy zboża w Chicago i w Buffalo. Zbudowano tam wtedy drewniane, naziemne silosy o ładowności 15000–150000 ton zboża. W większości przypadków były to czterokomorowe elewatory o przekroju kwadratowym, z rozładunkiem bocznym na wagony kolejowe i statki.

Te amerykańskie konstrukcje silosów zbożowych są pierwowzorami dzisiejszych konstrukcji silosów, stosowanych do magazynowania różnorodnych materiałów sypkich. Pod koniec XIX wieku wykonywano je na kontynencie amerykańskim z drewna, żelaza, cegły, a później również z betonu. Murowane ściany komór tych silosów były najczęściej wykładane deskami. Komory miały najczęściej przekrój czworokątny i sześciokątny, stosunkowo rzadko stosowano przekrój kołowy. Pierwszy betonowy silos zbudowano w 1886 r. w USA dzięki zastosowaniu żelaznych pierścieni, przenoszących siły rozciągające. Ten, chroniony patentem, elewator miał sześć cylindrycznych komór zewnętrznych i jedną komorę wewnętrzną. Komory były połączone konstrukcyjnie między sobą, tworząc stateczną, przestrzenną konstrukcję.

Na przełomie XIX i XX wieku zbudowano w Europie, głównie w Niemczech, wiele baterii murowanych, drewnianych i żelbetowych silosów na zboże. Pierwsza w Niemczech żelbetowa bateria silosów na zboże została zbudowana w Hamburgu i miała ona pojemność 136 m³, czyli ładowność 12000 ton zboża. Składała się ona ze 120 kwadratowych komór o boku 2,75 m i wysokości 16,5 m. Wnętrza komór wyłożone były drewnem.

W latach 30. XX wieku zbudowano w Niemczech 50 dużych silosowych magazynów zbożowych, z których wiele miało konstrukcję stalową. Były to pierwsze takie silosy w Europie. Do największych stalowych silosów z tego okresu należy bateria silosów w Erfurcie, złożona z 12 cylindrycznych komór o łącznej ładowności 8500 ton

zboża. Na Dolnym Śląsku wzniesiono w tym okresie 4 baterie stalowych silosów na zboże o ładowności 2000–5000 ton [154], eksploatowane z powodzeniem do dzisiaj.

W obecnych czasach słowo silos oznacza wysoką budowlę, złożoną ze zbiornika (czyli komory magazynowej) i konstrukcji podpierającej go, służącą do magazynowania, oczyszczania, suszenia lub przetwarzania różnych rozdrobnionych materiałów. Mogą one być bardzo różnorodne, jeśli chodzi o geometrię, budowę komór magazynowych i wyposażenie technologiczne, lecz wspólną ich cechą jest to, że napełnianie komory następuje od góry, a opróżnianie od spodu komory. Obowiązuje tu prawie zawsze przestrzegana zasada, że ta część materiału, która była załadowana najwcześniej, jest wyładowywana z komory jako pierwsza. Obecnie wykonuje się silosy stalowe lub żelbetowe. Silosy murowane lub drewniane należą do rzadkości.

Współczesne silosy stalowe służą do magazynowania różnych sypkich materiałów bezkohezyjnych lub materiałów o małej kohezji. Do materiałów tych należą m.in. produkty rolno-spożywcze (zboża, mąka, cukier, nasiona, pasze sypkie i kiszonki), materiały budowlane i surowce do ich produkcji (piasek, żwir, wapno, cement, gips, bentonit), przetworzone surowce mineralne (rudę miedzi i żelaza, węgiel kamienny i brunatny, kamień wapienny i mączka wapienna, boksyt) oraz przetworzone odpady w przemyśle ochrony środowiska (pył węglowy, mielone tworzywa sztuczne, mielona guma, suchy szlam z oczyszczalni ścieków, trociny i odpadki drewniane).

W wielu współczesnych obiektach przemysłowych silosy są również elementami konstrukcyjnymi, na których są opierane kilkukondygnacyjne obiekty produkcyjne lub same są oparte na dachach lub górnych kondygnacjach takich obiektów. Jest to dość powszechne rozwiązanie w amerykańskich wytwórniach pasz rolniczych lub zachodnioeuropejskich zblokowanych zakładach przeróbki kruszyw. Na cylindryczne powłoki takich silosów działają więc dość specyficzne obciążenia, często o charakterze dynamicznym.

1.2. Przedmiot pracy

Komora stalowego silosu to najczęściej cylindryczny zbiornik o pionowej osi, zakończony od dołu płaskim lub stożkowym dnem i przykryty stożkowym lub płaskim dachem. Konstrukcja wsporcza komory silosu służy do jej wyniesienia na odpowiednią wysokość, ma także za zadanie bezpieczne przekazanie obciążeń z komory na fundamenty silosu lub pomosty i stropy budynków przemysłowych.

Od samego początku realizacji i eksploatacji silosów przeznaczonych do przechowywania materiałów sypkich pojawiły się poważne problemy z prawidłowym wyznaczaniem specyficznych obciążeń, działających na silosy, oraz z określaniem nośności płaszczy cylindrycznych komór stalowych silosów. Wiele z tych problemów jest aktu-

alnych do tej pory, a wysoki stopień awaryjności tych konstrukcji potwierdza potrzebę badań wielu nierozwiązanych dotychczas zagadnień teoretycznych i praktycznych.

Do najczęstszych przyczyn awarii cylindrycznych płaszczy silosów stalowych należą:

- miejscowa utrata stateczności płaszcza w rejonie oparcia na słupach konstrukcji wsporczej, prowadząca do utraty stateczności położenia silosu,
- miejscowa utrata stateczności cylindrycznego płaszcza wskutek krótkotrwałego, nagłego wzrostu podciśnienia w komorze silosu podczas jego opróżniania,
- miejscowa utrata stateczności cylindrycznego płaszcza wskutek niesymetrycznego obciążenia podczas opróżniania silosu, a także dynamicznych oddziaływań materiałów kohezyjnych na dno silosu,
- zbyt duża podatność płaszcza silosu na drgania samowzbudne,
- nierównomierne osiadania fundamentów lub ich wadliwie wypoziomowanie,
- zbyt duże odchyłki wykonawcze od cylindrycznego kształtu komory silosu,
- niestaranna eksploatacja i brak właściwej konserwacji silosu,
- błędne schematy statyczne oraz złe wartości obciążeń przyjmowane w projektowaniu silosów.

W większości znanych przypadków awarii silosów główną przyczyną uszkodzenia lub runięcia silosu było wyczerpanie nośności granicznej płaszczy, szczególnie stref przypodporowych, dlatego płaszcze silosów wymagają starannej analizy przy ocenie ich nośności. Nieuźebrowane, cylindryczne płaszcze silosów stalowych są powszechnie stosowane w praktyce, gdyż są to konstrukcje korzystniejsze z ekonomicznego punktu widzenia w stosunku do płaszczy uźebrowanych.

Przedmiotem pracy jest analiza nośności granicznej nieuźebrowanych, cylindrycznych płaszczy silosów stalowych z uwzględnieniem podstawowych przypadków podparcia i obciążenia, występujących w realnych konstrukcjach silosowych.

Stan graniczny to taki stan konstrukcji, po osiągnięciu którego konstrukcja lub jej element zagraża bezpieczeństwu (I stan graniczny nośności) lub przestaje spełniać wymagania użytkowe (II stan graniczny użytkowania). Nośność graniczna elementu konstrukcyjnego (lub konstrukcji) to jego zdolność do przeniesienia określonych obciążeń lub naprężeń, które towarzyszą powstaniu stanu granicznego nośności w tym elemencie (lub w konstrukcji). W smukłych powłokach cylindrycznych płaszczy silosów stalowych osiągnięcie stanu granicznego nośności związane jest głównie z utratą stateczności sprężystej (ogólnej lub miejscowej).

1.3. Cel i zakres pracy

Celem pracy jest analiza nośności granicznej cylindrycznych płaszczy stalowych silosów w podstawowych przypadkach obciążeń i warunków podparcia, występują-

cych w pojedynczych, jednokomorowych silosach na materiały sypkie i kohezyjne. Analizowane przypadki są wybrane na podstawie analiz wielu awarii silosów. Jedną z przyczyn awarii był niedostatek wiedzy wynikającej z braku teorii nośności płaszczy silosów.

Podstawową formą wyczerpania nośności smukłych, cylindrycznych płaszczy silosów jest utrata stateczności miejscowej lub ogólnej (globalnej). Zakres pracy obejmuje analizy stateczności globalnej i miejscowej nieuźebrowanych, cylindrycznych płaszczy silosów stalowych poddanych:

- osiowemu ściskaniu podłużnemu,
- mimośrodowemu ściskaniu podłużnemu,
- lokalnemu ściskaniu podłużnemu, szczególnie w rejonach punktowych podpór,
- równomiernemu ściskaniu obwodowemu,
- lokalnemu ściskaniu obwodowemu,
- interakcji ściskania obwodowego i podłużnego.

Analizy nośności prowadzone są metodami analitycznymi, numerycznymi oraz doświadczalnymi.

Analizy i badania dotyczą realnych przypadków konstrukcyjnych, występujących w silosach stalowych oraz realnych stanów eksploatacyjnych. W szczególności są analizowane podporowe strefy płaszczy silosów, jako strefy szczególnie wrażliwe na miejscową utratę nośności, skutkującą lawinowym procesem destrukcji całej konstrukcji silosu. W tym kontekście są analizowane również różne losowe imperfekcje geometryczne i wady konstrukcyjne, występujące w strefach podporowych silosów stalowych.

W pracy podano również wyniki własnych analiz wartości specyficznych obciążeń wyjątkowych, które występują w silosach wypełnionych materiałami kohezyjnymi i wybuchowymi. Obciążenia te nie są przedmiotem norm projektowania i publikacji naukowych, choć występują one dość często i są przyczynami wielu awarii silosów.

1.4. Ważniejsze oznaczenia

- | | |
|----------|--|
| d | – średnica cylindrycznego płaszcza silosu, |
| e | – mimośród wypadkowej południkowego obciążenia płaszcza silosu, |
| e_h | – współczynnik wzrostu parcia poziomego podczas opróżniania silosu, |
| f_d | – wytrzymałość obliczeniowa stali, |
| f_{yk} | – wytrzymałość charakterystyczna (granica plastyczności) stali, |
| h | – wysokość słupa materiału składowanego w silosie, |
| n | – liczba lokalnych podpór (słupów) płaszcza silosu, |
| p_{he} | – parcie (napór) poziome materiału na ściankę silosu w stanie opróżniania, |

- p_{hf} – parcie (napór) poziome materiału na ściankę silosu w stanie napełnienia,
- p_p – podciśnienie w płaszczu silosu,
- $p_{p,cr}$ – lokalne podciśnienie krytyczne w cylindrycznym płaszczu silosu,
- p_{ve} – parcie (napór) pionowe w materiale w stanie opróżniania,
- p_{vf} – parcie (napór) pionowe w materiale w stanie napełnienia,
- p_{we} – parcie (napór) styczny materiału na ściankę silosu w stanie opróżniania,
- p_{wf} – parcie (napór) styczny materiału na ściankę silosu w stanie napełnienia,
- r – promień cylindrycznego płaszcza silosu,
- s_0 – efektywna szerokość lokalnego podparcia cylindrycznego płaszcza silosu,
- s_i – efektywna szerokość rozprzestrzeniania się naprężeń południkowych w płaszczu silosu w odległości x_i od krawędzi podporowej,
- t – grubość cylindrycznego płaszcza silosu,
- u – obwód wewnętrzny komory (płaszcza) silosu,
- x – rzędna, mierzona wzdłuż tworzącej cylindrycznego płaszcza silosu od jego dolnej, podporowej krawędzi,
- z – rzędna, mierzona od górnej, umownej powierzchni materiału w silosie,
- A – pole przekroju poprzecznego płaszcza silosu,
- $C_{L,q}$ – współczynnik miejscowej niestateczności obwodowej,
- C_{xe} – współczynnik niestateczności południkowej uwzględniający wpływ mimośrodu obciążenia południkowego,
- C_{x0} – współczynnik południkowej niestateczności miejscowej,
- C_x – współczynnik niestateczności południkowej zależny od długości L cylindrycznej powłoki,
- C_φ – współczynnik niestateczności obwodowej,
- E – moduł Younga,
- G – ciężar wypełnienia komory silosu,
- L – długość cylindrycznej powłoki pomiędzy poziomymi przeponami,
- L_1 – wysokość poddachowej części komory silosu, w której występuje podciśnienie,
- N – wypadkowa południkowego obciążenia cylindrycznego płaszcza silosu,
- N_1 – południkowa reakcja lokalnej podpory przekazywana na płaszcz silosu,
- $N_{cr,1}$ – południkowa reakcja (siła) krytyczna lokalnej podpory płaszcza,
- P_{we} – suma oddziaływań stycznych materiału na jednostkę obwodu płaszcza silosu w stanie opróżniania,
- P_{wf} – suma oddziaływań stycznych materiału na jednostkę obwodu płaszcza silosu w stanie napełnienia,
- $\bar{\lambda}_s$ – smukłość względna powłoki,
- α – kąt nachylenia tworzącej stożkowego leja do płaszczyzny poziomej lub kąt rozprzestrzeniania się strumienia lokalnych naprężeń południkowych w cylindrycznym płaszczu silosu, mierzony od poziomej krawędzi,
- γ – ciężar objętościowy materiału wypełniającego silos,

- γ_d – częściowy współczynnik bezpieczeństwa (materiałowy) uwzględniany w analizie obliczeniowej nośności (stateczności) powłoki cylindrycznej,
- φ – kąt stoku naturalnego materiału wypełniającego silos,
- κ_1, κ_2 – współczynniki niestateczności ściskanej powłoki cylindrycznej,
- λ – smukłość powłoki cylindrycznej ($\lambda = r/t$),
- μ – współczynnik tarcia materiału wypełniającego o ściankę płaszcza silosu,
- ν – współczynnik Poissona,
- $\sigma_{cr, \varphi}$ – obwodowe naprężenia krytyczne w idealnej, sprężystej powłoce cylindrycznej, wyznaczone wg liniowej teorii stateczności,
- $\sigma_{cr, x}$ – południkowe naprężenia krytyczne w idealnej, sprężystej powłoce cylindrycznej, wyznaczone wg liniowej teorii stateczności,
- $\sigma_{R, x}$ – wytrzymałość obliczeniowa na wyboczenie realnej powłoki cylindrycznej przy ściskaniu południkowym,
- $\sigma_{R, \varphi}$ – wytrzymałość obliczeniowa na wyboczenie realnej powłoki cylindrycznej przy ściskaniu obwodowym,
- σ_x – naprężenie normalne wzdłuż tworzącej w powłoce cylindrycznej,
- σ_φ – naprężenie normalne w kierunku obwodowym w powłoce cylindrycznej,
- Δ_1 – przemieszczenie południkowe lokalnej podpory płaszcza i samego płaszcza pod wpływem działania reakcji N_1 -tej podpory.

2. Konstrukcje stalowych silosów cylindrycznych

2.1. Wprowadzenie

Silosy stalowe wznoszone są od ponad 70 lat. Mają one zróżnicowaną geometrię komór oraz ich konstrukcji wsporczych. Do najpowszechniejszych stalowych konstrukcji silosów należą jednokomorowe, cylindryczne silosy z dnem płaskim lub stożkowym. Geometria takich silosów pozwala na uzyskanie bardzo korzystnych rozkładów sił wewnętrznych w płaszczu i leju wysypowym, gdyż cylindryczny kształt pozwala na uzyskanie prawie błonowego stanu naprężeń w cienkich powłokach stalowego silosu. Z tego powodu takie silosy wykonuje się z bardzo cienkich blach grubości 1–8 mm, a w związku z tym smukłość powłok cylindrycznych płaszczy silosów zawiera się najczęściej w granicach $r/t = 250\text{--}1000$, osiągając niekiedy nawet wartość $r/t = 3000$.

Tak smukłe powłoki cylindryczne są bardzo wrażliwe na utratę stateczności ogólnej lub miejscowej, gdy wystąpią południkowe lub obwodowe naprężenia ściskające. Szczególnie wrażliwe na miejscową utratę stateczności są cylindryczne powłoki płaszczy silosów, które są oparte na słupowej konstrukcji wsporczej, wywołującej w strefie podporowej znaczne spiętrzenie południkowych naprężeń ściskających w cienkiej powłoce stalowej płaszcza. Innymi czynnikami wpływającymi na wrażliwość cylindrycznych powłok płaszczy silosów na lokalną utratę stateczności są samoczynne, lawinowe procesy likwidacji przesklepień materiałów kohezyjnych gromadzonych w silosach oraz skuteczność urządzeń, likwidujących podciśnienie w części poddachowej silosów.

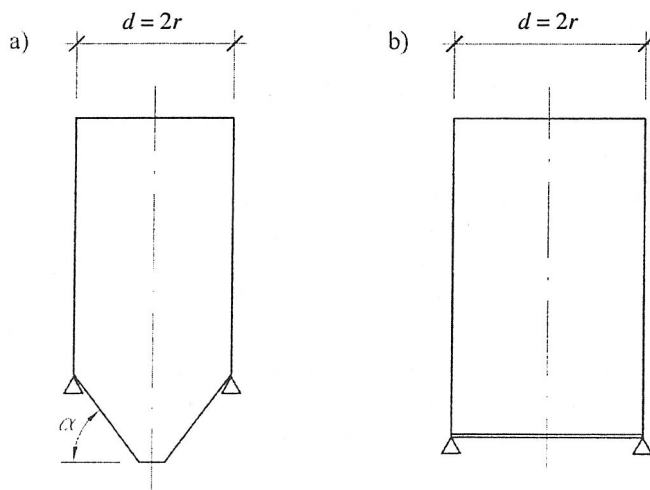
Wykonywanie spawanych, smukłych cylindrycznych powłok (płaszczy) silosów w warunkach warsztatowych lub na placu budowy jest związane z wystąpieniem różnorodnych imperfekcji geometrycznych i strukturalnych, obniżających dość znacznie nośność tych płaszczy.

Rozwiązania konstrukcyjne cylindrycznych płaszczy silosów oraz sposób wykonania i eksploatacji mają więc istotny wpływ na ich nośność. Przedstawione niżej

przykłady konstrukcji, sposobu wykonania oraz eksploatacji przedstawiają te typowe przypadki, których nie można pominąć w analizie nośności realnych konstrukcji cylindrycznych płaszczu silosów jednokomorowych.

2.2. Typowe konstrukcje jednokomorowych silosów cylindrycznych

Geometria typowego, jednokomorowego silosu stalowego jest przedstawiona na rys. 2.1. Cylindryczny płaszcz silosu zwieńczony jest dachem stożkowym lub płaskim, a dno silosu jest wykonane w postaci stożka ściętego (rys. 2.1a) lub w postaci płaskiej przegrody (rys. 2.1b). Oparcie komory silosu zaznaczono symbolicznie, jest ono usytuowane najczęściej na styku dna z cylindrycznym płaszczem silosu.



Rys. 2.1. Typowa konstrukcja jednokomorowego silosu:

a) z dnem stożkowym, b) z dnem płaskim

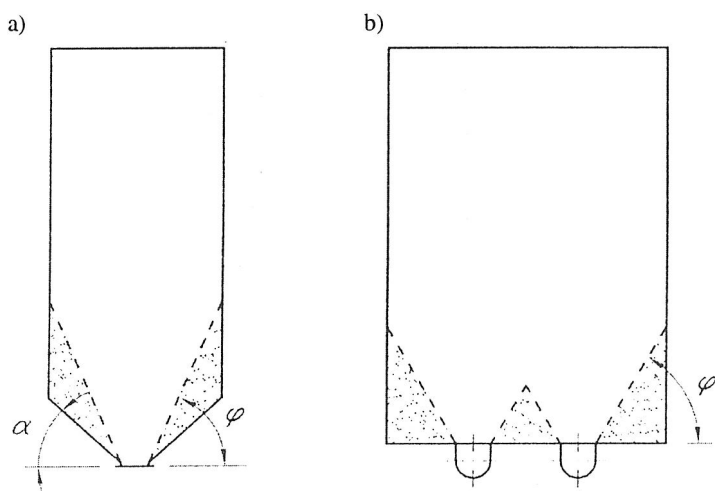
Fig. 2.1. Typical single-chamber structure of a silo:

a) with conical bottom, b) with flat bottom

Kąt α nachylenia tworzącej leja do płaszczyzny poziomej jest z reguły większy niż 45° i jest dobierany w zależności od kąta tarcia wewnętrznego φ materiału składowanego w silosie, tak aby materiał samoczynnie, jedynie pod wpływem sił grawitacji, mógł wysypywać się z silosu podczas opróżniania.

W silosach z płaskim dnem lub z lejem o małym kącie α część materiału składowanego zalega stale w silosie (rys. 2.2) i wpływa w sposób bezpośredni na stan obciążenia.

żenia płaszcza i dna podczas opróżniania silosu. Na granicy części cylindrycznej i rzeczywistego lub pozornego lejka wysypowego powstają dodatkowe obciążenia poziome – parciem materiału podczas opróżniania. W silosie z lejem o małym kącie α (rys. 2.2a) te dodatkowe obciążenia powstaną znacznie wyżej, z reguły w dobrze usztywnionej strefie podporowej płaszcza silosu. W silosie o płaskim dnie z kilkoma otworami wysypowymi (rys. 2.2b) mogą dość łatwo wystąpić niesymetryczne stany obciążeń płaszcza silosu, wskutek różnych prędkości wypływu materiału przez poszczególne otwory w dnie [19].



Rys. 2.2. Wypływ materiału z silosu: a) przy małym kącie nachylenia lejka, b) w przypadku płaskiego dna z kilkoma otworami wysypowymi

Fig. 2.2. Outflow of material stored in a silo:

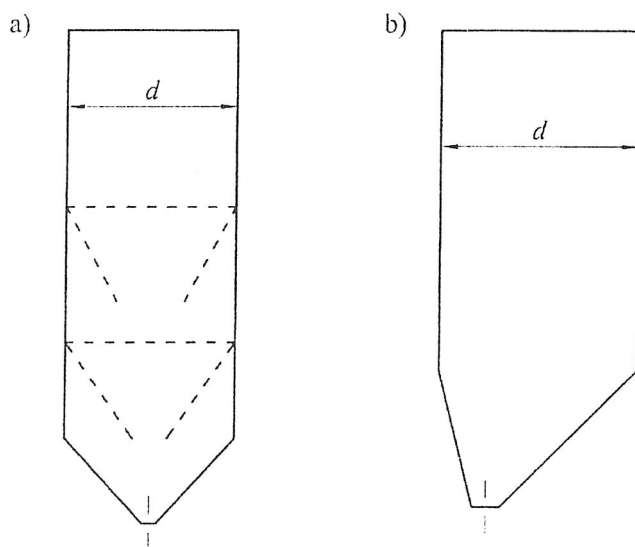
a) for small slope of a funnel, b) for flat bottom with several outflow openings

Na przebieg procesu opróżniania silosu ma również wpływ chropowatość ścian płaszcza i lejka oraz różne urządzenia mechaniczne, służące do wspomagania wypływu materiału z silosu, takie jak: rury odciążające, ślimaki wybierające materiał z dna, dysze powietrzne i inne.

Oryginalnym rozwiązaniem konstrukcyjnym jest stosowanie dodatkowych, ażurowych lejów wewnętrznych [81], które mają zmniejszyć parcie materiału na dolny lej silosu. Takie rozwiązanie konstrukcyjne (rys. 2.3a) może być stosowane przede wszystkim w silosach, w których składowane są materiały kohezyjne, gdyż mniejsze parcie na dolną część lejka wpływa na poprawę szybkości opróżniania lejka i dość skutecznie zapobiega przesklepieniom tych materiałów nad otworem wysypowym.

Dodatkowe leje pośrednie wywołują dość znaczną zmianę stanu obciążenia płaszcza silosu w stosunku do silosów z pojedynczym lejkiem dolnym. Takie stany obciążeń

nie były do tej pory przedmiotem badań eksperymentalnych, ani nie są ujęte w normach projektowania silosów.



Rys. 2.3. Konstrukcje ułatwiające wypływ materiałów kohezyjnych z silosu:

a) dodatkowe ażurowe leje, b) niesymetryczne leje wysypowe

Fig. 2.3. Arrangements enabling the outflow of cohesive materials:

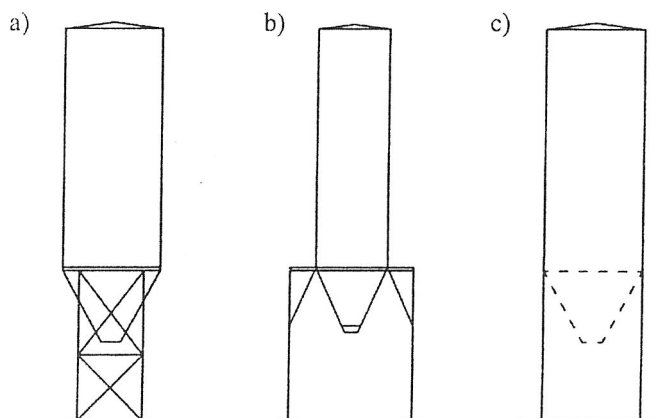
a) additional open-work funnels, b) asymmetrical outflow funnels

Powstające dość często przesklepienia materiału nad lejem lub w leju silosu poważnie zakłócają jego eksploatację. Takie przesklepienia są trudne do likwidacji, gdyż panuje w nich symetryczny stan naprężeń ściskających, podobnie jak w sklepieniach odciażających w budowlach podziemnych. Dość skutecznym rozwiązaniem konstrukcyjnym, zapobiegającym powstawaniu przesklepień w leju stożkowym, jest zastosowanie niesymetrycznego leja, w którym powstające sklepienia są obciążone niesymetrycznie i ulegają samoczynnej likwidacji (rys. 2.3b). Niesymetryczne usytuowanie otworu wysypowego w stosunku do pionowej osi płaszcza silosu powoduje jednak niekorzystny, niesymetryczny stan obciążeń płaszcza podczas opróżniania.

2.3. Konstrukcje wsporcze cylindrycznych silosów

Sposób oparcia silosu na dolnej krawędzi płaszcza ma istotny wpływ na nośność tego płaszcza. Typowe konstrukcje wsporcze wolno stojących silosów cylindrycznych to:

- stężona konstrukcja słupowa, złożona z n słupów, na których opiera się bezpośrednio płaszcz silosu, wyposażony z reguły w pierścień podporowy (rys. 2.4a),
- ruszt belkowy, oparty na stężonej konstrukcji słupowej (rys. 2.4b),
- cylindryczna powłoka stalowa lub obwodowy fundament pierścieniowy (rys. 2.4c).



Rys. 2.4. Sposoby oparcia cylindrycznego płaszcza silosu: a) bezpośrednio na słupach, b) na ruszcie belkowym, c) na powłoce cylindrycznej

Fig. 2.4. Ways of supporting of cylindrical silo shells:
a) directly on columns, b) on a beam grid, c) on cylindrical shells

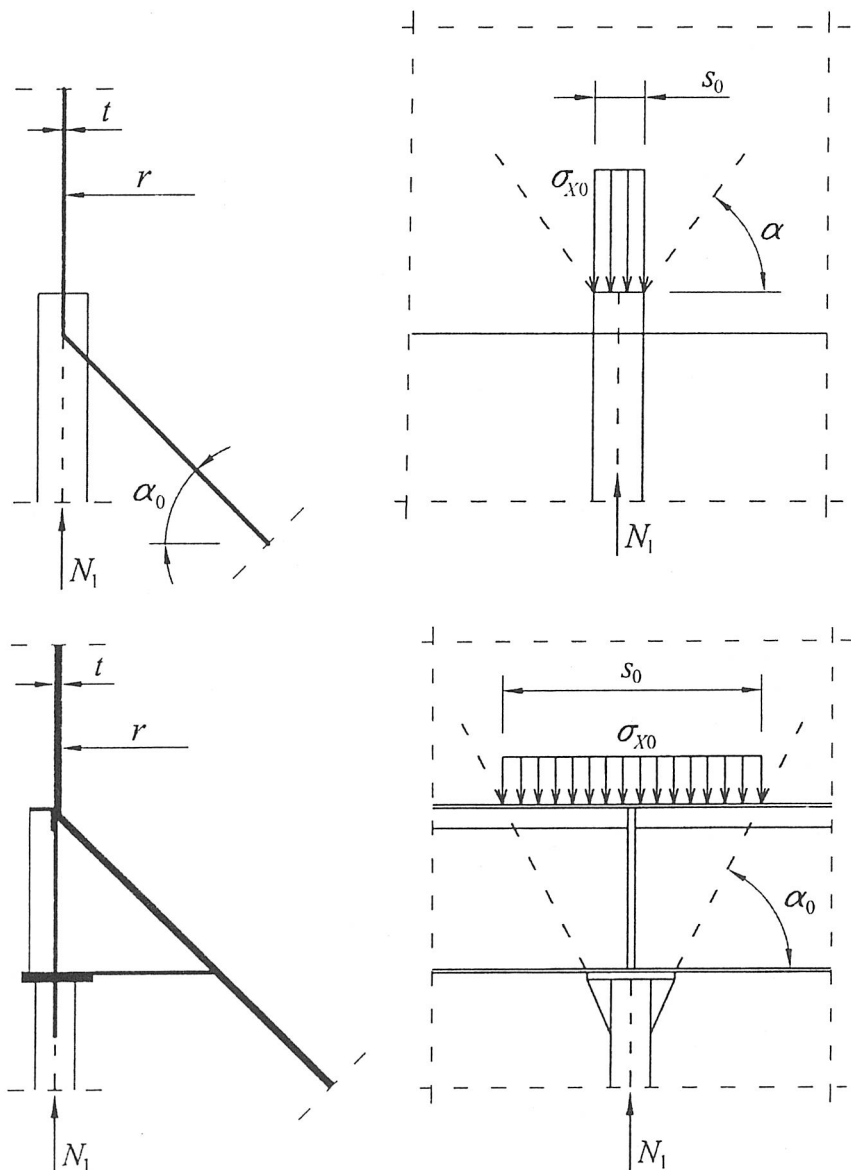
W dwóch pierwszych sposobach występuje przypadek oparcia dolnej krawędzi cylindrycznego płaszcza na kilku odcinkach na obwodzie, przy czym szerokość tych pojedynczych odcinków jest niewielka i nie przekracza z reguły $1/20$ obwodu płaszcza. Reakcje takich skupionych podpór wywołują lokalne spiętrzenia naprężeń południkowych σ_x w strefie podporowej płaszcza.

Trzeci przypadek podparcia płaszcza silosu jest bardzo korzystny ze względów statycznych, gdyż prowadzi on do równomiernego rozłożenia reakcji podporowej na cały obwód silosu.

Ze względów technologicznych stosuje się powszechnie dwa pierwsze sposoby oparcia płaszcza silosu na konstrukcji wsporczej. Dość często zbiorniki silosów są umieszczane na dużej wysokości nad terenem i prętowe, ażurowe konstrukcje wsporcze są łatwiejsze w wykonaniu i znacznie tańsze niż analogiczne konstrukcje powłokowe.

Wprowadzenie reakcji podporowej do cylindrycznego płaszcza silosu zależy od przyjętego rozwiązania tego szczegółu konstrukcyjnego. Rozwiązanie to ma bezpośredni wpływ na wartość naprężeń, które wystąpią w płaszczu silosu na jego dolnej krawędzi. Na rysunku 2.5 przedstawiono typowe rozwiązania konstrukcyjne sposobu oparcia cylindrycznych silosów na słupach. Każde z rozwiązań skutkuje określoną

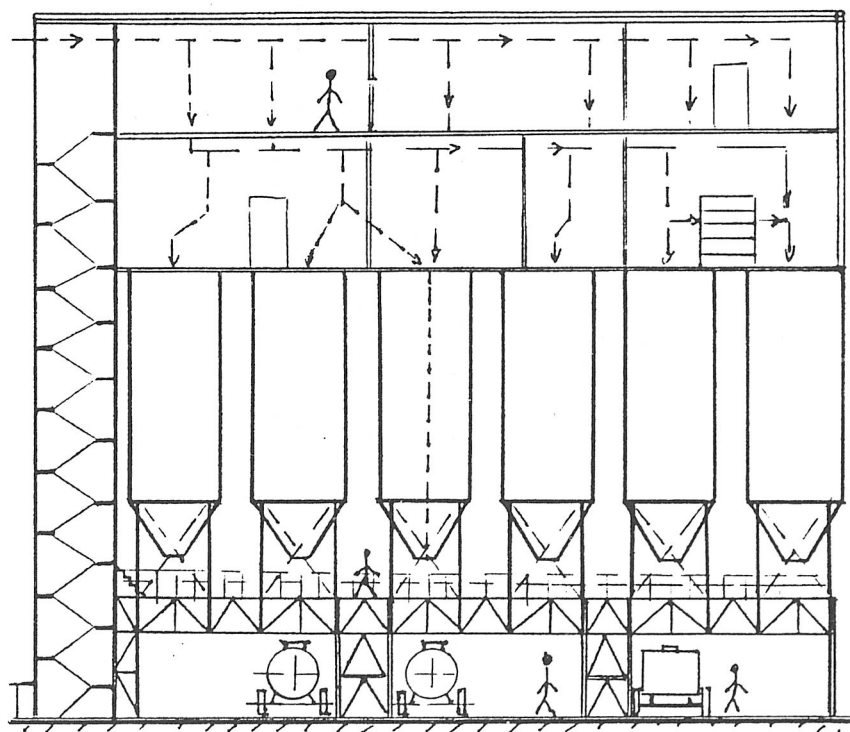
wartością szerokości s_0 , na którą rozkłada się reakcja pojedynczej podpory skupionej na płaszcz silosu, a więc i na wartość lokalnych naprężeń σ_{x0} w płaszczu (por. rys. 4.12b).



Rys. 2.5. Przykłady szczegółów oparcia płaszcza silosu na słupach
Fig. 2.5. Exemplary details of supporting of silo shells on columns

2.4. Złożone układy konstrukcyjne i technologiczne silosów stalowych

We współczesnych zakładach produkcyjnych, gdzie w procesie technologicznym wykorzystuje się silosy stalowe, dość często bezpośrednio na silosach opiera się szkieletowe konstrukcje kilkukondygnacyjnych pomieszczeń lub podestów produkcyjnych (rys. 2.6). Na tych kondygnacjach nadsilosowych odbywa się proces produkcyjny, którego końcowym efektem jest różnorodny materiał sypki, gromadzony w silosach. Takie linie produkcyjne, zblokowane w jednym zwartym obiekcie, występują w zakładach przeróbki kruszyw budowlanych, zakładach przeróbki i utylizacji odpadów, zakładach przemysłu paszowego i innych.



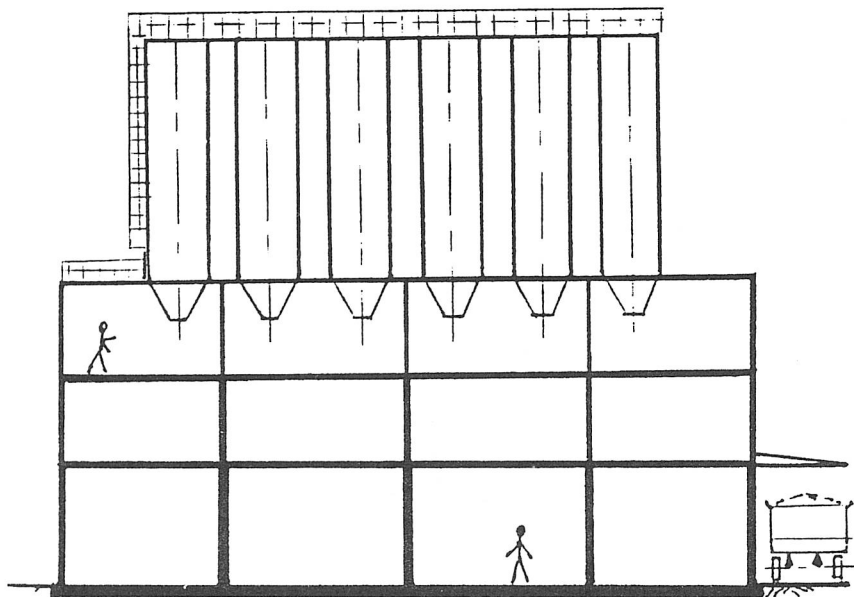
Rys. 2.6. Wielokondygnacyjne konstrukcje oparte na silosach

Fig. 2.6. Multistorey structures supported on silos

W silosach z nadbudowanymi kondygnacjami produkcyjnymi występują różnorodne oddziaływania na cylindryczne płaszcze silosów, dość często o charakterze dynamicznym. Dość istotnym obciążeniem w takich przypadkach jest stosunkowo

duża wartość wypadkowej siły poziomej, działającej na płaszcz silosu. W wolno stojącym silosie cylindrycznym, bez nadbudówki nadsilosowej, poziome oddziaływania na płaszcz silosu są małe i nie mają istotnego wpływu na jego nośność.

Zdarza się, że silosy są projektowane na górnych kondygnacjach lub dachach budynków produkcyjnych (rys. 2.7). W takich przypadkach na ogół nie występują dodatkowe obciążenia płaszczy silosów, poza ewentualnym zwiększonym obciążeniem od wiatru. Niekiedy też na takie silosy przekazują się drgania z niższych kondygnacji budynku.

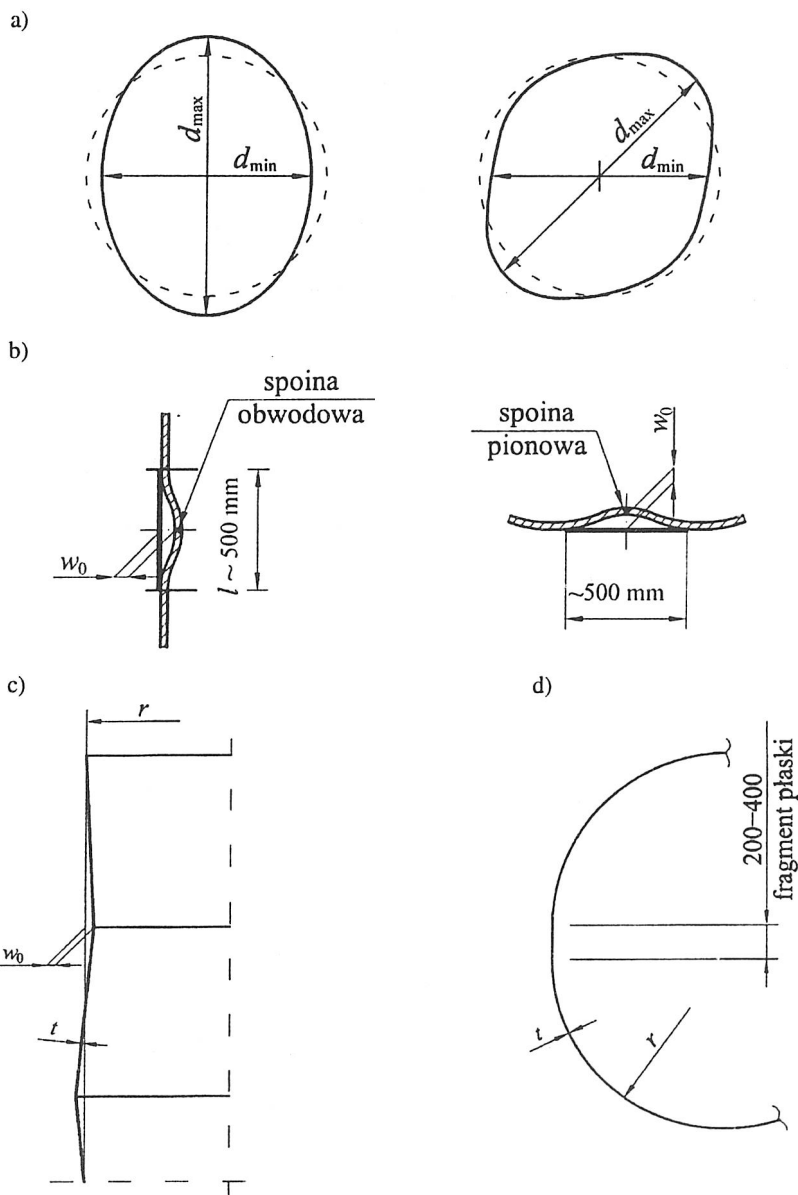


Rys. 2.7. Umieszczenie silosów stalowych na dachach budynków przemysłowych
Fig. 2.7. Location of steel silos on the roof of industrial building

2.5. Technologia wytwarzania cylindrycznych płaszczy silosów stalowych

Cylindryczne powłoki silosów stalowych mają z reguły średnicę 2–12 m, choć zdarzają się i silosy o średnicach dochodzących do 20 m.

Powłoka cylindrycznego płaszcza składa się z wielu cylindrycznych paneli, łączonych ze sobą za pomocą spoin lub śrub. Łączenie poszczególnych paneli w małych silosach odbywa się na ogół w warunkach warsztatowych za pomocą spoin.

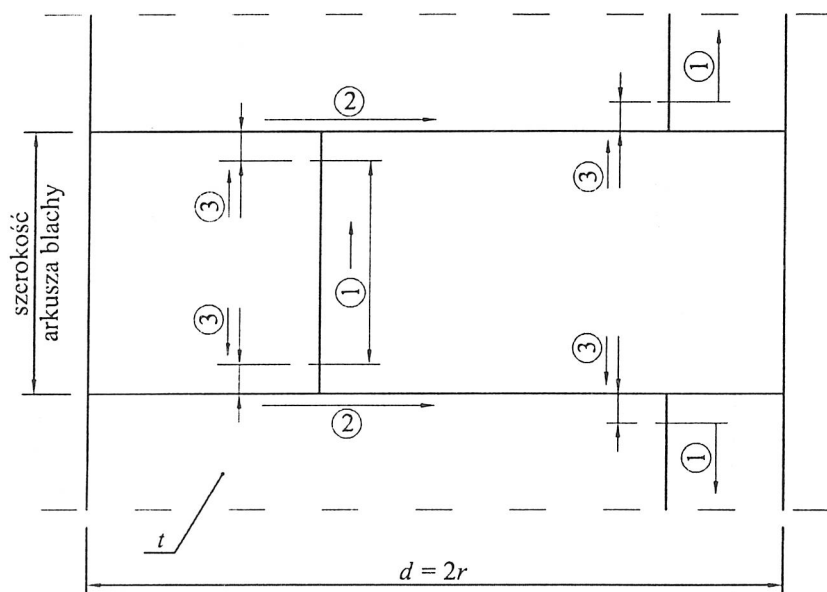


Rys. 2.8. Typowe błędy kształtu cylindrycznych płaszczy silosów
 Fig. 2.8. Typical imperfections of the shape of cylindrical silo shells

Większość silosów przemysłowych o pojemnościach ponad 200 m^3 jest wykonywana w warunkach budowy z walcowanych paneli cylindrycznych. Metody montażu cylindrycznych płaszczy silosów mają bezpośredni wpływ na ich odchyłki od idealne-

go, cylindrycznego kształtu. Odchyłki te objawiają się w postaci błędów kołowości (rys. 2.8a), błędów prostoliniowości tworzących walca (rys. 2.8c) oraz lokalnymi wgnieceniami, powstałymi głównie w obszarach spoin montażowych (rys. 2.8b) lub płaskimi odcinkami na końcówkach paneli (rys. 2.8d), wywołanych oczywistymi trudnościami w walcowaniu początkowych i końcowych fragmentów blach. Skurcz jednostronnie wykonywanych spoin czołowych w połączeniach blach płaszcza jest przyczyną dość znacznych lokalnych wgniecień (rys. 2.8b).

Blachy, przeznaczone na cylindryczne panele płaszcza silosu, mają szerokość nie przekraczającą 2,5–3,0 m, co wynika ze standardowych wymiarów walcarek do blach. Tak więc cylindryczny płaszcz silosu ma kilka warsztatowych lub montażowych spoin obwodowych na swej wysokości.



Rys. 2.9. Wskazana kolejność wykonywania spoin blach w cylindrycznym płaszczu silosu (①, ②, ③)

Fig. 2.9. Recommended order of welding for sheets in cylindrical silo shells (①, ②, ③)

Różnice w skurczu spoin pionowych oraz w wymiarach arkuszy blach powodują, że na styku poziomym blach w płaszczu silosu uzyskuje się nieco różniące się długości obwodu dwóch sąsiadujących ze sobą pierścieni blaszanych. Jest to istotne źródło lokalnych wgniecień blach (rys. 2.8c) podczas ich mechanicznego dociągania w czasie wykonywania obwodowych spoin płaszcza. Tym niekorzystnym zjawiskom dociągania blach można częściowo zapobiec, pozostawiając niewielkie odcinki spoin pionowych ③ (rys. 2.9) do wykonania w ostatnie kolejności, dopiero po wykonaniu spoiny

obwodowej ②. Te krótkie odcinki spoin ③ są jednak nadmiernie przegrzane, wskutek dodatkowego termicznego przycinania blach lub uzupełniania zbyt szerokiej szczeliny spoiną w przypadku braku dobrego przylegania obu pierścieni (paneli) na swoim obwodzie.

2.6. Warunki eksploatacji silosów stalowych

Dwa zasadnicze stany eksploatacji mają istotny wpływ na obciążenia płaszczy silosów. Jest to stan napełniania silosu materiałem sypkim oraz stan występujący podczas grawitacyjnego opróżniania silosu. Oba stany są wyraźnie akcentowane w normach obciążeń silosów [27], [126] oraz w bardzo licznych pracach [25], [32], [64], [83], [86], [105], opisujących wyniki badań eksperymentalnych. Obciążenia te zostały przedstawione w p. 3.

Napełnianie silosu może następować grawitacyjnie lub pneumatycznie. W drugim przypadku napełnianiu silosu towarzyszy nadciśnienie powietrza w komorze silosu, którego wartość zależy od szybkości napełniania i sprawności filtrów. Górna wartość tego ciśnienia ograniczona jest przez odpowiednio wyregulowany zawór nadciśnieniowy lub klapę bezpieczeństwa.

Stan opróżniania silosu z materiału sypkiego jest związany ze znacznym wzrostem obciążeń poziomych płaszcza oraz z ewentualnym nadciśnieniem od urządzeń pneumatycznych (dysz), ułatwiających wypływ materiału z silosu. W przypadku składowania materiałów kohezyjnych mogą wystąpić utrudnienia w opróżnianiu silosu oraz różne dodatkowe obciążenia płaszcza i dna, powstałe podczas samoczynnej lub mechanicznej likwidacji tych przesklepień (por. p. 3.7.2).

Do zwiększenia kohezyjnych właściwości materiału może się przyczynić jego przedmuchiwanie powietrzem w celu ułatwienia opróżniania. Jeśli powietrze jest pobierane bezpośrednio z otaczającej atmosfery, to do higroskopijnych materiałów (cement, wapno, gips, cukier itp.) wprowadzana jest duża ilość wilgotnego powietrza, powodująca zbrylanie się i przesklepienia tych sypkich materiałów.

Nie bez znaczenia jest też czas składowania materiału w silosie. Niektóre materiały sypkie zmieniają swoje właściwości pod wpływem długotrwałego składowania. Zmienia się wtedy ciężar objętościowy γ , kąt tarcia wewnętrznego materiału φ oraz pojawiają się właściwości kohezyjne w pierwotnie bezkohezyjnych materiałach sypkich.

W silosach zbożowych wzrasta temperatura wskutek normalnych procesów biologicznych kiełkowania zboża, jeśli nie jest ono często przewietrzane i przesypywane. Niektóre produkty rolno-spożywcze (śruta sojowa, nasiona oleiste itp.) wydzielają olej lub wodę podczas nagrzewania płaszcza silosu przez promienie słoneczne, co powoduje niekorzystne zmiany ich właściwości fizycznych, utrudniających opróżnianie

silosu. Są też takie materiały (pył węglowy, zboże), które w pewnych warunkach mogą być podatne na eksplozję.

Podczas eksploatacji silosów cienkie blachy stalowe płaszcza ulegają korozji oraz ścieraniu, szczególnie od strony wewnętrznej. Ubytek grubości blach płaszcza ma bezpośredni wpływ na jego nośność.

Nieduże silosy są niekiedy przewożone w różne miejsca eksploatacji. Podczas transportów i kolejnych montaży mogą wystąpić dodatkowe deformacje blach płaszczy, ponad te, które wystąpiły podczas ich wykonywania warsztatowego.

Silosy, eksploatowane w złożonych układach konstrukcyjnych i technologicznych (por. p. 2.4), są poddane złożonym stanom obciążeń, w tym również obciążeniom dynamicznym.

3. Obciążenia cylindrycznych płaszczy silosów stalowych

3.1. Wprowadzenie

Na cylindryczne płaszcze silosów stalowych działają różnorodne obciążenia. Do podstawowych obciążeń należą oddziaływania poziome i pionowe od materiałów wypełniających silosy. Są to oddziaływania występujące podczas napełniania, podczas stanu spoczynku oraz podczas opróżniania silosu. We wszystkich tych stanach eksploatacyjnych mogą występować stany nadciśnienia lub podciśnienia w komorze silosu.

Składowaniu materiału w silosie towarzyszą dość często zjawiska wzrostu temperatury materiału oraz zamiany jego właściwości fizycznych wskutek długotrwałego składowania bez przesypywania. W takich przypadkach może dochodzić do przesklepień materiału w komorze silosu, a samoczynna lub mechaniczna likwidacja takich przesklepień wywołuje na ogół znaczne wartości podciśnień w górnej części silosu oraz duże dynamiczne obciążenia leja lub dna od spadających brył przesklepionego materiału. Obciążenia te można zaliczyć do obciążeń wyjątkowych, lecz nie zostały one dotychczas właściwie opisane i zbadane, choć są przyczyną wielu awarii silosów [72], [74], [76], [77], [121], [122], [123].

Do ułatwienia wypływu materiału z silosu stosuje się różnorodne urządzenia mechaniczne [70], [81], [82], [87] lub pneumatyczne, które mogą być również źródłem dodatkowych obciążeń płaszcza i dna silosu.

Szczególne znaczenie dla silosów stalowych ma obciążenie nadciśnieniem i podciśnieniem, towarzyszącym eksplozji pyłów w komorze silosu. Są to zagadnienia trudne i poruszane przez niewielu badaczy [67], [80], [129].

Na silos, tak jak na każdą budowlę naziemną, oddziałują powszechnie występujące obciążenia klimatyczne (wiatr, śnieg, temperatura), a w strefach eksploatacji górniczych i sejsmicznych także obciążenia parasejsmiczne i sejsmiczne [97]. Obciążenia o charakterze dynamicznym mogą pochodzić również od urządzeń mechanicznych (np. przesiewaczy i kruszarek), umieszczonych na podestach i kondygnacjach technologicznych, mocowanych do dachu i płaszcza silosu (rys. 2.6).

Błędy w posadowieniu konstrukcji wsporczej silosu mogą być przyczyną dodatkowych lokalnych obciążeń płaszcza oraz wystąpienia drgań samowzbudnych.

Nie ma jak dotąd kompleksowego opracowania dotyczącego wartości i charakteru różnorodnych obciążeń, które mogą wystąpić w płaszczu silosu stalowego, eksploatowanego w złożonych warunkach współczesnych układów technologicznych. Klasyczne przypadki obciążeń silosów zawarte są w normach przedmiotowych i opisywane w literaturze naukowej. Awaryjne i katastrofy silosów stalowych występują jednak wskutek wystąpienia obciążeń, które nie są badane i opisywane w literaturze naukowo-technicznej oraz ujęte w normach projektowania silosów.

3.2. Obciążenia klimatyczne

3.2.1. Obciążenie wiatrem

Obciążenia statyczne od wiatru zamkniętych, cylindrycznych płaszczy silosów można analizować jako lokalne obciążenie powierzchniowe oraz jako obciążenia całkowite bryły silosu, które są sumą geometryczną wektorów obciążeń lokalnych. Jeśli przez q_o oznaczy się obliczeniową (projektową) wartość ciśnienia prędkości wiatru na jednostkę powierzchni na określonej wysokości nad terenem, to lokalne ciśnienie p w dowolnym miejscu cylindrycznego płaszcza można wyznaczyć ze wzoru:

$$p = q_o C_z, \quad (3.1)$$

w którym C_z – współczynnik ciśnienia zewnętrznego.

Całkowite obciążenie p_x cylindrycznego płaszcza o średnicy d na jednostkę jego wysokości można zapisać wzorem:

$$p_x = q_o d C_x k_a, \quad (3.2)$$

w którym:

C_x – współczynnik oporu aerodynamicznego, zależny od smukłości cylindrycznego płaszcza (stosunku wysokości cylindra H do jego średnicy d) oraz od wysokości dna silosu nad otaczającym terenem,

k_a – współczynnik uwzględniający bliskie sąsiedztwo innych silosów.

Wartości obciążenia q_o są określane m.in. na podstawie wieloletnich badań stacji meteorologicznych, a wartości współczynników C_x i C_z na podstawie badań modelowych w tunelach aerodynamicznych. Wartości te są podawane w literaturze [175] oraz w normach krajowych. Wartości współczynnika k_a nie są jednoznacznie opisywane w literaturze. Na podstawie badań w tunelach aerodynamicznych, wykonanych przez Esslinger i innych [34], [147], jest stosowana w niemieckiej praktyce projektowej następująca zależność na wartość współczynnika k_a :

$$k_a = 1 + \frac{7}{100 \frac{a_1}{d} - 93}, \quad (3.3)$$

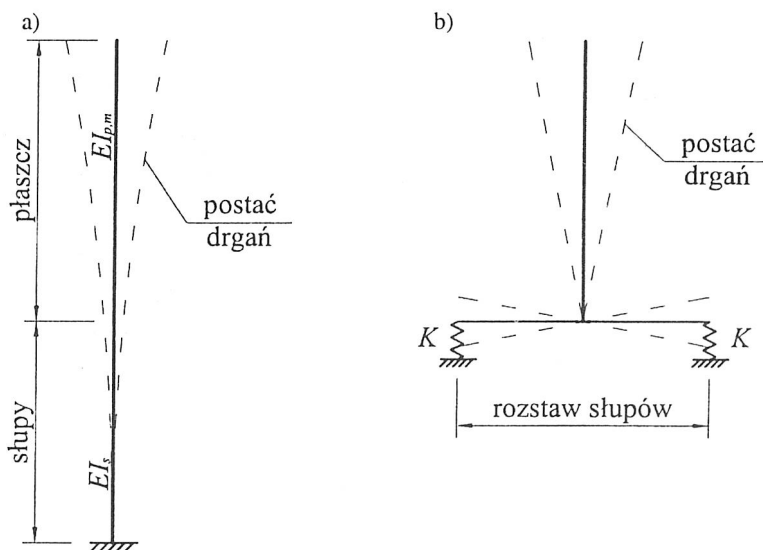
gdzie a_1 – rozstaw osiowy cylindrycznych silosów, ustawionych w jednym rzędzie.

Wykorzystywanie w przypadku silosów współczynników interferencji aerodynamicznej k_a , stosowanych w praktycznej analizie obciążenia wiatrem sąsiadujących ze sobą cylindrycznych przewodów kominowych, nie jest wskazane z uwagi na zdecydowanie różne smukłości obu rodzajów konstrukcji.

Obliczeniowe obciążenie wiatrem q_o zależy od charakterystycznego ciśnienia prędkości wiatru w danej lokalizacji, od wysokości silosu nad poziomem terenu, chropowatości terenu oraz od podatności całej konstrukcji silosu na dynamiczne działanie wiatru, określanej przez współczynnik β . Podstawą przybliżonej oceny podatności konstrukcji na dynamiczne działanie wiatru jest wartość okresu podstawowych drgań własnych silosu T_1 oraz logarytmicznego dekrementu tłumienia Δ .

Podstawowe znaczenie dla wspornikowej konstrukcji silosu mają drgania poprzeczne, które mogą być wzbudzone przez wiatr i urządzenia technologiczne.

Uprozczone schematy dynamiczne [123] do wyznaczenia podstawowej częstotliwości drgań własnych przedstawiono na rys. 3.1.



Rys. 3.1. Uprozczone schematy do analiz dynamicznych konstrukcji silosów:

- a) uwzględniający sztywność giętą zastępczego wspornika,
- b) uwzględniający sztywność podłużną słupowej konstrukcji wsporczej

Fig. 3.1. Simplified schemes for dynamic analyses of silo structures:

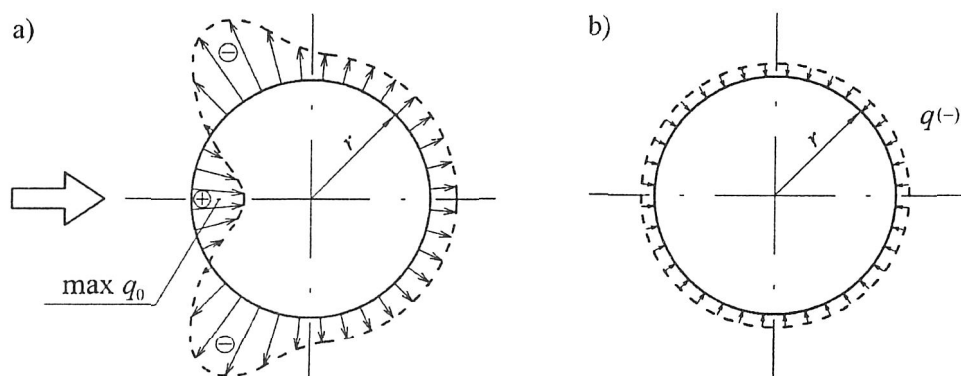
- a) considering the lateral stiffness of a substitutional cantilever,
- b) considering the longitudinal stiffness of column supporting structure

Podatność pionowa (podłużna) słupów w wysokich konstrukcjach wsporczych może być stosunkowo duża, a w związku z tym nie do rzadkości należą przypadki uzyskiwania przez konstrukcję silosu bocznych drgań poprzecznych (rys. 3.1b) o częstotliwości $n = 1-5$ Hz, co wykazano w [123].

Dość istotnym obciążeniem cylindrycznego, cienkościennego płaszcza silosu jest zróżnicowane (co do wartości i znaku) ciśnienie od wiatru na obwodzie cylindra (rys. 3.2a). Na części swego obwodu cylindryczny płaszcz jest ściskany, a na części – rozciągany. Oprócz owalizacji skutkiem takiego obciążenia może być również utrata stateczności cylindrycznego płaszcza z uwagi na lokalne ściskanie obwodowe. Reisinger i Greiner [130] badali w tunelu aerodynamicznym różne przypadki utraty stateczności cienkościennej powłoki cylindrycznej, zlokalizowanych w strumieniu przepływającego powietrza i rejestrowali liczbę fal obwodowych m , które powstawały w chwili wyboczenia powłoki. Na tej podstawie wyznaczali zastępcze, równomierne obciążenie ciśnieniem zewnętrznym $q = q(-)$ (rys. 3.2b), które wywołuje utratę stateczności powłoki o takiej samej liczbie fal obwodowych m . To zastępcze obciążenie q wyrażone jest wzorem:

$$q = \delta \max q_o = 0,46(1 + 0,037m) \max q, \quad (3.4)$$

gdzie $\max q_o$ – wartość maksymalnego parcia wiatru na powłokę (rys. 3.2a).



Rys. 3.2. Rzeczywiste (a) i zastępcze (b) parcie wiatru q na cylindryczny płaszcz silosu

Fig. 3.2. Real (a) and substitutional (b) wind pressure q on the cylindrical silo shell

Wartość m dla cienkich, idealnie sprężystych stalowych powłok cylindrycznych można wyznaczyć wg wzoru:

$$m = 2,74 \sqrt{C_\phi \frac{r}{l} \sqrt{\frac{r}{t}}}, \quad (3.5)$$

w którym:

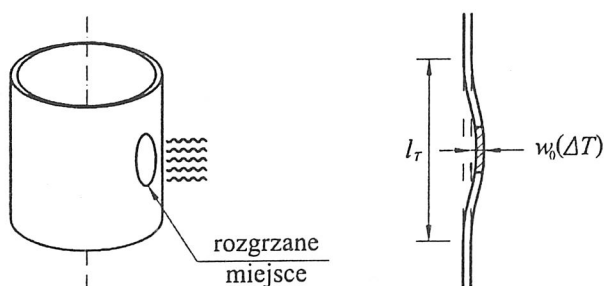
- l – długość powłoki cylindrycznej pomiędzy poprzecznymi przeponami (pierścieniami),
- C_φ – współczynnik, uwzględniający warunki brzegowe powłoki o długości l (jest on podawany m.in. w [28], [126]).

3.2.2. Obciążenie śniegiem

Obciążenie śniegiem dachu pojedynczego, typowego, wolno stojącego silosu nie jest na ogół istotnym obciążeniem w wymiarowaniu płaszcza silosu. Obciążenie to powoduje wystąpienie stosunkowo małych południkowych naprężeń ściskających σ_x w płaszczu. Gdy do silosu są mocowane nadbudówki produkcyjne o znacznych powierzchniach, obciążenie śniegiem może mieć nieco większe znaczenie niż w przypadku małych, wolno stojących silosów bez nadbudówek.

3.2.3. Obciążenie temperaturą

Równomierny przyrost temperatury ΔT w ściankach cylindrycznego płaszcza silosu może spowodować odkształcenia powłoki i powstanie naprężeń normalnych σ_x i σ_φ w tej powłoce. Odkształcenia promieniowe mogą być zróżnicowane wzdłuż wysokości tej powłoki, jeśli brzegi płaszcza mają ograniczoną swobodę odkształceń, np. przez sztywne pierścienie. Lokalne oddziaływanie temperatury (np. od strony nasłonecznionej) powoduje miejscowe wybrzuszenia płaszcza silosu, które powiększają istniejące już odchyłki wykonawcze (rys. 3.3).



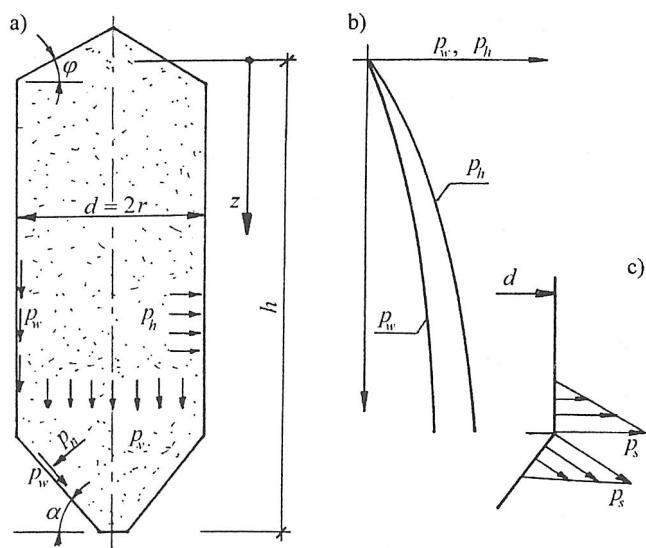
Rys. 3.3. Deformacje płaszcza silosu od lokalnego wzrostu temperatury
Fig. 3.3. Deformation of a silo shell caused by local increase of temperature

Oprócz nadmiernych deformacji płaszcza silosu, poddanego równomiernemu lub nierównomiernemu oddziaływaniu temperatury, w płaszczu tym występują również

siły wewnętrzne, właściwe dla stanu zgięciowego cylindrycznej powłoki. Powstałe w ten sposób stany naprężeń mogą niekorzystnie wpływać na poziom wyężenia płaszcza silosu oraz przyczynić się do jego miejscowej lub ogólnej utraty stateczności.

3.3. Obciążenia od materiałów składowanych w silosach

Materiał sypki składowany w silosie oddziałuje na jego ściany (płaszcz i lej) w postaci ciśnienia normalnego i tarcia, które są nazywane w literaturze fachowej i w normach parciem normalnym p_n , p_h i parciem stycznym p_w (rys. 3.4a). Oprócz tego wyróżnia się tzw. parcie pionowe p_v , które jest ciśnieniem, z jakim oddziałuje na siebie materiał składowany w dowolnym przekroju poziomym komory silosu. Sposób ustalania tych parć opisany jest w normach przedmiotowych [27], [126] oraz w wielu publikacjach [32], [35], [64], [83], [86], [109], [117], [118]. W przypadku cylindrycznych, jednokomorowych silosów zagadnienia ustalania obciążeń płaszcza silosu od materiałów sypkich są dobrze poznane i opisane. Zagadnienia te w przypadku niesymetrycznych (półkolistych, trapezowych itd.) przekroji komór silosów są dotychczas bardzo słabo zbadane i rzadko opisywane w literaturze.



Rys. 3.4. Obciążenia cylindrycznego płaszcza silosu od materiału wypełniającego wg norm [27] i [126]
Fig. 3.4. Loads of the cylindrical silo shell from stored materials according to codes [27], [126]

W odniesieniu do cylindrycznych komór silosów z dnem płaskim lub lejem stożkowym – w przypadku różnych mimośrodków a otworu wysypowego – typowe wykresy

parć poziomych p_h oraz stycznych p_w przedstawiono na rys. 3.4b. Podczas opróżniania silosu występują na ogół zwiększone wartości parć materiału sypanego na cylindryczny płaszcz silosu. W zależności od wartości kąta nachylenia leja α i współczynnika tarcia μ materiału o ścianę płaszcza mogą wystąpić różne rodzaje przepływu materiału podczas opróżniania silosu: przepływ rdzeniowy (mały kąt α i duży współczynnik μ) lub przepływ masowy (duży kąt α i mały współczynnik μ). W przypadku przepływu masowego, kiedy podczas opróżniania „płyne” cały materiał, w komorze silosu występują dodatkowe parcia normalne p_s w obszarze styku leja i płaszcza (rys. 3.4c).

Przy zastosowaniu pneumatycznych urządzeń do ułatwienia wypływu materiału z leja na płaszcz silosu działają dodatkowe parcia normalne, zmniejszające się w miarę wzrostu wysokości rozpatrywanego przekroju poziomego komory silosu od poziomu, na którym umieszczone są dysze powietrzne.

Podczas opróżniania szczelnych komór silosów w części poddachowej występują podciśnienia p_p , które przy braku zakłóceń eksploatacyjnych nie powinny przekraczać wartości projektowanych, a na które są wyregulowane zawory podciśnieniowe lub specjalne klapy bezpieczeństwa. Przekroczenie projektowanego podciśnienia p_p w części poddachowej jest tym bardziej realne, im większa jest prędkość wypływu materiału z silosu. W skrajnych przypadkach może się zdarzyć, że bezwładność klap i zaworów bezpieczeństwa jest przyczyną krótkotrwałego przekroczenia dopuszczalnych, projektowanych wartości podciśnienia p_p .

Badania eksperymentalne wykazują, że w osiowo-symetrycznych, cylindrycznych powłokach z centralnym otworem wysypowym w stożkowym leju obciążenia p_h , p_n , p_w , p_s mają również rozkład osiowo-symetryczny, a zakłócenia tego rozkładu są niewielkie i w silosach stalowych nie mają na ogół istotnego znaczenia.

Parcia normalne p_h i p_s (rys. 3.4) wywołują równoleżnikowe naprężenia rozciągające σ_φ (zal. (3.6)) w płaszczu silosu, a parcie styczne p_w – południkowe naprężenia ściskające σ_x (zal. (3.7) i (3.8)). Stan naprężeń w części środkowej cylindrycznego płaszcza silosu jest błonowy, a w rejonie pierścienia podporowego pojawia się stan momentowy z uwagi różnice odkształceń promieniowych pierścienia i cienkiej cylindrycznej powłoki. Wartości naprężeń normalnych dla stanu błonowego w ścianie cylindrycznego płaszcza silosu można zapisać następująco:

$$\sigma_\varphi = \frac{(p_h + p_s)r}{t}, \quad (3.6)$$

$$\sigma_x = \frac{P_w}{t}, \quad (3.7)$$

$$P_w = \int_0^z p_w dz, \quad (3.8)$$

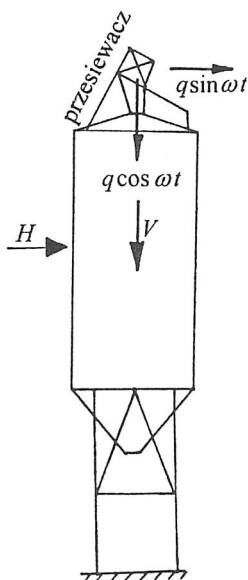
gdzie współrzędna z wg rys. 3.4a.

Uproszczone zależności, określające wartości naporów p_h , p_s , p_w na jednostkową powierzchnię płaszcza silosu oraz sumy oddziaływań stycznych P_w na jednostkę jego obwodu, są ogólnie znane i przedstawione np. w [27] i [126].

3.4. Obciążenia od urządzeń technologicznych

3.4.1. Urządzenia umieszczone na dachach silosów

We współczesnych zakładach produkcyjnych opiera się niekiedy szkieletowe konstrukcję wielokondygnacyjnych pomieszczeń lub podestów produkcyjnych bezpośrednio na silosach (rys. 2.6). W pomieszczeniach tych dość często pracują przesiewacze, kruszarki, młyny i wentylatory, których dynamiczne oddziaływania przekazują się bezpośrednio lub pośrednio na cylindryczne płaszcze silosów.



Rys. 3.5. Statyczne i dynamiczne obciążenia płaszcza silosu od urządzeń nadsilosowych

Fig. 3.5. Static and dynamic loads of the silo shell from device placed on the silo

W dużym uproszczeniu można zredukować te złożone stany obciążeń do przypadku przedstawionego na rys. 3.5, gdzie oprócz obciążeń statycznych V i H zaznaczono również ewentualne wzbudzające obciążenia harmoniczne $q \sin \omega t$ oraz $q \cos \omega t$, gdzie

przemieszczenie q masy wirującej z częstością kątową ω zmieniają się w czasie t . Zagadnienia te regulowane są szczegółowymi przepisami normowymi, zawartymi np. w normie PN-80/B-03040.

3.4.2. Urządzenia ułatwiające opróżnianie silosów

W lejach silosów instalowane są niekiedy urządzenia mechaniczne, ułatwiające ich opróżnianie. Są to różnego rodzaju wibratory, dysze ze sprężonym powietrzem oraz obrotowe wybieraki ślimakowe i wirnikowe. Urządzenia te mogą wywoływać drgania konstrukcji silosów i zwiększać wyteżenie płaszczy silosów.

W przypadku zastosowania dodatkowych lejów ażurowych (rys. 2.3a) mogą wystąpić lokalne, skupione obciążenia południkowe i promieniowe płaszcza silosu, pochodzące od wieszaków tych lejów. Podobne obciążenia płaszcza silosu mogą wystąpić w przypadku zastosowania tzw. przewodów odciążających w komorze silosu.

3.5. Obciążenia sejsmiczne i parasejsmiczne

Poziome przyspieszenia podłoża gruntowego a wywołane wstrząsami sejsmicznymi i wstrząsami od eksploatacji górniczej zależne jest między innymi od energii E tego wstrząsu.

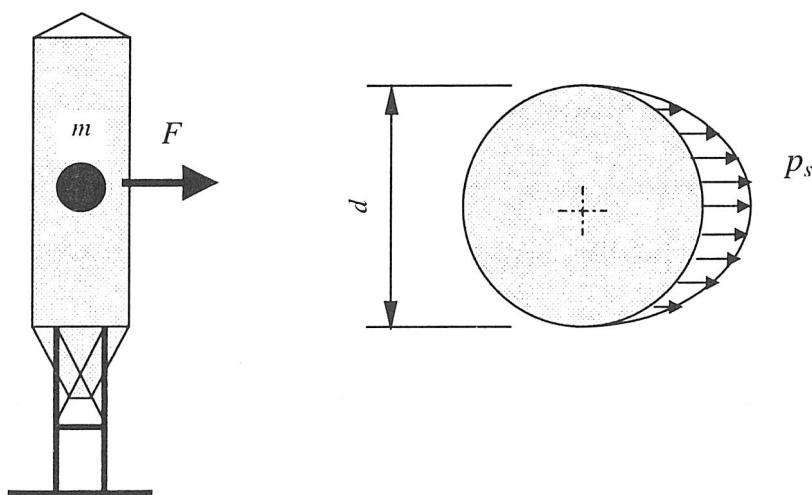
Częstotliwość i intensywność wstrząsów ma charakter losowy. Dla ogólnej orientacji można podać, że dość silnym wstrząsam o energii $E = 10^9$ J, występującym kilka razy w roku na terenach eksploatacji górniczej w Polsce, towarzyszy poziome przyspieszenie o wartości $a \approx 0,8$ m/s² [97]. Wartości te w każdym przypadku lokalizacji silosów trzeba ustalać indywidualnie.

Poziome przyspieszenie a podłoża gruntowego wywołuje poziome oddziaływania (siły bezwładności) na konstrukcję silosu, zależne od łącznej masy wypełnienia komory silosu i samego silosu m . Ogólnie znana zależność (3.9) na wypadkowe oddziaływanie poziome F jest następująca:

$$F = ma. \quad (3.9)$$

Na rysunku 3.6a przedstawiono w uproszczeniu poziome oddziaływanie F na płaszczy silosu, powstałe podczas wstrząsu sejsmicznego lub innego wstrząsu, wywołanego eksploatacją górniczą lub robotami strzałowymi. Norma PN-85/B-02170 podaje bardziej szczegółowe wzory do wyznaczenia oddziaływań sejsmicznych i parasejsmicznych na budowle. Obciążenie F wpływa na powstanie dodatkowych, ściskających naprężeń południkowych σ_x w płaszczy silosu, podobnie jak podczas działania wiatru na silos. Dla cienkościennych powłok silosów metalowych takie na-

prężenia ściskające są szczególnie niebezpieczne i mogą wywołać utratę stateczności płaszcza silosu.



Rys. 3.6. Poziome obciążenie płaszcza silosu podczas wstrząsów podłoża
Fig. 3.6. Horizontal load of the silo shell during earthquakes

Poziome oddziaływanie F na płaszczyz silosu, wynikające z masy materiału wypełniającego silos, jest rozłożone nierównomiernie w postaci poziomego parcia p_s jedynie na połowie obwodu cylindrycznego płaszcza (rys. 3.6b). Tak rozłożone obciążenie poziome wywołuje znaczną owalizację cienkościennego płaszcza silosu. Dopuszczalne wartości owalizacji płaszcza powstające podczas jego realizacji, mierzone stosunkiem maksymalnej i minimalnej średnicy d , nie przekracza na ogół 0,5–1,0% [28], [126]. W przypadku dużych wartości obciążeń p_s deformacja kołowego przekroju płaszcza silosu może wynosić kilka procent i trzeba tę owalizację uwzględnić w analizie stateczności płaszcza. Owalizacja wyraźnie zmniejsza nośność cylindrycznych powłok stalowych ściskanych południkowo, co może prowadzić do awarii stalowych płaszczy silosów podczas wstrząsów sejsmicznych lub parasejsmicznych.

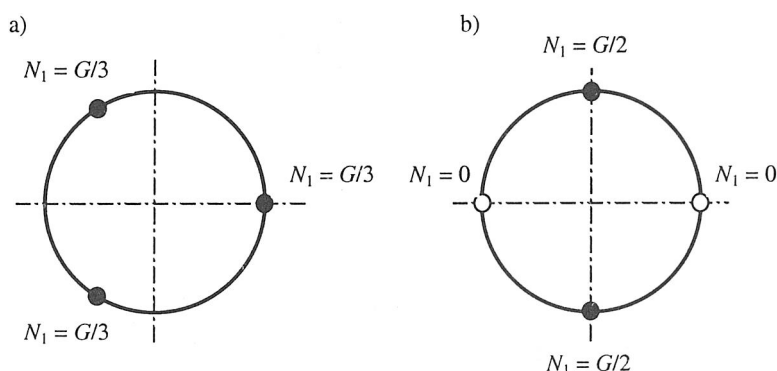
3.6. Skutki nierównomiernego oparcia płaszcza silosu

Podczas montażu płaszcza silosu na konstrukcji wsporczej lub na fundamentach mogą wystąpić nierównomierne reakcje podporowe w miejscu jego oparcia na poszczególnych słupach lub na obwodzie płaszcza, nawet w przypadku ciągłego, obwodowego fundamentu. Nierównomierne reakcje podporowe mogą wynikać zarówno

z błędów wykonania i montażu konstrukcji podporowych silosu, jak i z nierównomiernego osiadania fundamentów [36]. Te stany nierównomiernego oparcia płaszcza silosu powodują lokalne zwiększenie południkowych naprężeń σ_x w płaszczu w stosunku do stanu projektowego.

Niekorzystne skutki nierównomiernego oparcia nie zdarzają się w przypadku oparcia pojedynczego, osiowo-symetrycznego silosu na trzech lokalnych podporach (rys. 3.7a), którymi mogą być słupy lub specjalne łożyska podporowe. Wypadkowa trzech pionowych reakcji podporowych V_1 pokrywa się wtedy z pionową osią działania siły G , pochodzącej od ciężaru wypełnienia silosu.

W przypadku oparcia silosu na czterech lokalnych (punktowych) podporach, brak oparcia płaszcza na jednej z podpór powoduje, że pionowa siła G równoważona jest jedynie przez reakcje N_1 na dwóch podporach (rys. 3.7b), co powoduje dwukrotne zwiększenie reakcji podporowej N_1 w stosunku do stanu projektowanego.



Rys. 3.7. Reakcje podporowe N_1 , równoważące pionowe obciążenie silosu G
 Fig. 3.7. Support reactions N_1 , balancing the vertical load G

3.7. Obciążenia wynikające z zaburzeń procesu eksploatacji

3.7.1. Obciążenie płaszcza podczas przesklepienia materiału w silosie

Po napełnieniu silosu część całkowitego ciężaru materiału w silosie G jest przekazywana bezpośrednio na lej silosu w postaci parcia p_v na styku płaszcza z lejem oraz ciężaru materiału w leju (rys. 3.8a). Pozostała część ciężaru G jest przekazywana poprzez tarcie bezpośrednio na płaszczyz silosu, wywołując w nim południkowe naprężenia ściskające σ_x .

Jeśli przez G_p oznaczy się ciężar materiału wypełniającego jedynie płaszczyz silosu, to w stanie po napełnieniu płaszczyz silosu w poziomie styku z lejem przenosi suma-

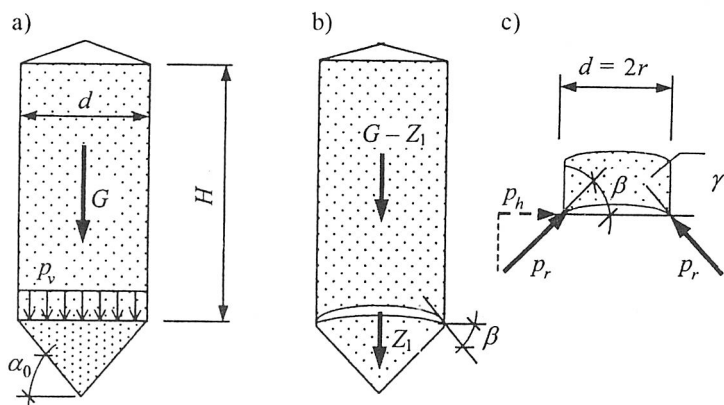
ryczne obciążenie P_{wf} , które można wyznaczyć z wzoru (3.10), stosując normowe [27], [126] wzory do określania obciążeń ścian silosu od materiałów sypkich w stanie po napełnieniu oraz normowe oznaczenia współczynnika tarcia μ i współczynnika λ (ilorazu parcia poziomego p_h i parcia pionowego p_v):

$$P_{wf} = k_f G_p = \left(1 - \frac{1 - e^{-4\lambda\mu H/d}}{4\lambda\mu H/d} \right) G_p. \quad (3.10)$$

Po powstaniu przesklepienia nad lejem silosu (rys. 3.8b) pionowe obciążenie płaszcza w poziomie styku z lejem znacznie wzrasta. Jeśli przez Z_1 oznaczyć się ciężar materiału w powstałej pod sklepieniem czaszy kulistej o kącie β , to na cylindryczny płaszcz na dolnej krawędzi działa sumaryczne obciążenie P_{wp} , które można wyznaczyć z następujących zależności:

$$P_{wp} = k_p G_p = \frac{6\frac{H}{d} - k_\beta}{6\frac{H}{d}}, \quad (3.11)$$

$$k_\beta = \frac{3(1 - \cos \beta)^2 - (1 - \cos \beta)^3}{\sin^3 \beta}. \quad (3.12)$$



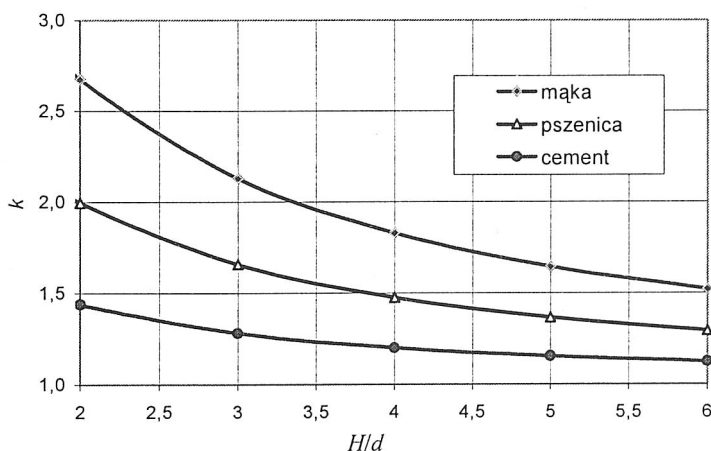
Rys. 3.8. Obciążenie płaszcza silosu przed i po przesklepieniu materiału kohezyjnego nad lejem
Fig. 3.8. Load of the silo shell before and after arching of cohesive material over the funnel

Nośności płaszcza silosu w strefie podporowej zależy od wartości południkowych naprężeń ściskających σ_x tuż po powstaniu przesklepienia. Stan obciążenia płaszcza silosu po powstaniu przesklepienia nie jest przedmiotem znanych badań eksperymentalnych, a tym bardziej nie jest ujęty w normach projektowania silosów [27], [126].

Na podstawie przedstawionych wyżej analiz można określić współczynnik zwiększający k , określający stosunek sumarycznego pionowego obciążenia cylindrycznego płaszcza silosu w stanie po przesklepieniu do analogicznego pionowego obciążenia w stanie po napełnieniu:

$$k = k_p / k_f. \quad (3.13)$$

Na rysunku 3.9 przedstawiono wykresy wartości współczynnika k dla różnych materiałów: mąki ($\mu = 0,25$), pszenicy ($\mu = 0,25$) i cementu ($\mu = 0,4$) w cylindrycznym silosie z przesklepieniem o kącie $\beta = 20^\circ$ (rys. 3.8c). Wykresy dotyczą przypadków $H/d > 2$, gdyż dopiero dla takich smukłości płaszczy silosów są obserwowane zjawiska przesklepienia materiału. Z rysunku 3.9 wynika wniosek, że przyrost obciążenia płaszcza po przesklepieniu materiału nad lejem w stosunku do normowego stanu po napełnieniu może być nawet ponad dwukrotny.



Rys. 3.9. Wykresy współczynnika k dla różnych materiałów

Fig. 3.9. Diagram of the coefficient k for different materials

Jeśli potraktuje się stan przesklepienia jako stan wyjątkowy, a więc w analizie nośności płaszcza pominie się γ_f dla parcia materiału, to i tak wzrost obciążenia południkowego w płaszczu po przesklepieniu (wzrost naprężeń ściskających σ_x) – reprezentowany przez współczynnik k – może być w wielu przypadkach znacznie większy niż normowy wzrost obciążenia południkowego płaszcza podczas opróżniania silosu, wyznaczony nawet z uwzględnieniem współczynnika obciążenia γ_f . Wzrost obliczeniowego obciążenia południkowego płaszcza podczas opróżniania nie przekracza, według różnych badań oraz norm [27] i [126], 40% charakterystycznego obciążenia południkowego, występującego po napełnieniu silosu, a do tego obciążenia odnosi się prezentowany współczynnik zwiększający k .

Analiza możliwych wartości współczynnika k (por. rys. 3.9) wskazuje na to, że wzrost ściskających naprężeń południkowych σ_x po przesklepieniu może wynosić niekiedy nawet ponad 200% w stosunku do stanu po napełnieniu silosu. Dla cienkościennych, cylindrycznych powłok silosów stalowych taki wzrost naprężeń ściskających jest bardzo niebezpieczny i powinien być uwzględniany w projektowaniu.

Wartości naporu podczas tworzenia się przesklepień materiału badał m.in. Walker [163], który podał wzór (3.14) na naprężenia normalne p_r w kulistej czaszy przesklepienia o kącie β (rys. 3.8c). Na tej podstawie można wyznaczyć również wartość naporu poziomego p_h , jako składową poziomą naprężeń p_r . Kąty β w przesklepieniach badali m.in. Caguot [25], Nothdurft [118] oraz Walker [163]. Dla większości badanych materiałów składowanych w silosach kąty te zawierają się w granicach $\beta = 15^\circ - 30^\circ$. Wartość naporów poziomych p_r dla takich wartości kąta β nie przekracza normowych [27], [126] wartości naporu p_h podczas opróżniania silosu. Zależność do określania wartości p_r jest następująca:

$$p_r = \frac{d\gamma}{2 \sin 2\beta}. \quad (3.14)$$

Korzystny wpływ zwiększonego naporu poziomego p_h – powstałego podczas przesklepienia (rys. 3.8c) – na wzrost wartości południkowych naprężeń krytycznych σ_{crx} jest niewielki, nie przekracza na ogół 10–15%, i w projektowaniu powinien być pominięty ze względów bezpieczeństwa.

Zagadnienia zwiększenia południkowych naprężeń w płaszczu silosu podczas przesklepienia materiałów kohezyjnych w komorze silosu analizowane są szczegółowo przez autora w pracy [80].

3.7.2. Obciążenie płaszcza podczas likwidacji przesklepienia

Podczas tąpnięcia przesklepienia powietrze z przestrzeni V_2 (rys. 3.10a) jest wtłaczane głównie do urządzeń odbiorczych, a powstałe podciśnienie p_p w przestrzeni $V_1 + V_2$ (rys. 3.10b) wyrównuje się po pewnym czasie z ciśnieniem atmosferycznym przez kłapy podciśnieniowe lub otwory napowietrzające. Bezwładność kłap podciśnieniowych i stosunkowo małe ich przekroje poprzeczne powodują, że w pierwszym momencie po tąpnięciu przesklepienia chwilową wartość ciśnienia w części poddachowej p_2 można wyznaczyć z równania Clapeyrona:

$$p_1 V_1 = p_2 (V_1 + V_2), \quad (3.15)$$

gdzie:

p_1, p_2 – ciśnienie w przestrzeni poddachowej,

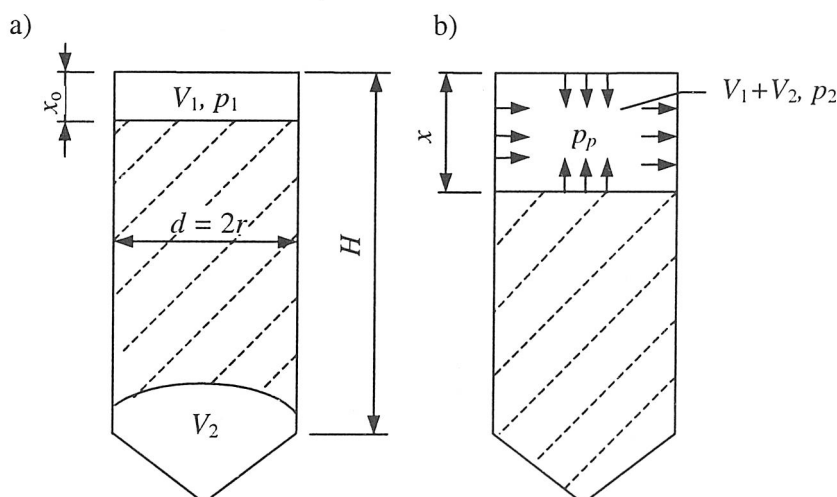
V_1, V_2 – objętości wg rys. 3.10.

Maksymalne podciśnienie p_p , działające chwilowo na płaszcz silosu w części poddachowej, można wyznaczyć jako różnicę pomiędzy ciśnieniem zewnętrznym p_a (atmosferycznym) oraz ciśnieniem p_2 z zależności:

$$p_p = k_o \left(p_a - p_1 \frac{x_0}{x} \right), \quad (3.16)$$

gdzie:

k_o – współczynnik redukcyjny z uwagi na ewentualne, stałe otwory napowietrzające, przy czym: $0 < k_o \leq 1$.

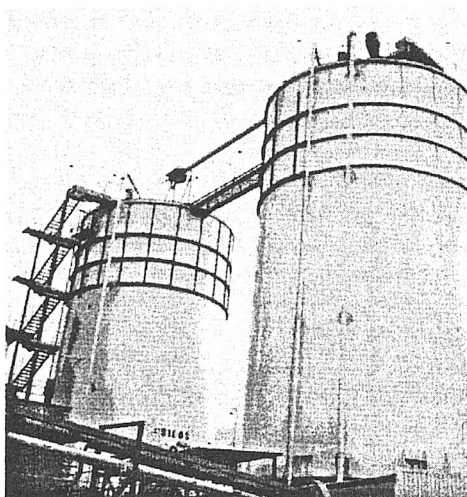


Rys. 3.10. Ciśnienia w części poddachowej przed i po likwidacji przesklepienia
Fig. 3.10. Pressure under roof section before and after liquidation of the arch

Wyznaczone z zależności (3.16) podciśnienie p_p w części poddachowej silosu jest tym większe, im większe jest wypełnienie silosu oraz im wyżej nad lejem powstanie przesklepienie. Rzeczywista wartość podciśnienia p_p może być nieco mniejsza, niż wyznaczona z zależności (3.16), gdyż nawet w bardzo krótkim czasie gwałtownego opadania materiału w dół, kłapy bezpieczeństwa już zaczną częściowo redukować to podciśnienie. Wartość współczynnika redukcyjnego k_o można wyznaczyć z badań eksperymentalnych.

Podciśnienie p_p działa wprawdzie krótko na płaszcz silosu, lecz może wywołać miejscową utratę stateczności płaszcza w części poddachowej [13], [16], [21], [72], [74]. Na rysunku 3.11 przedstawiono przykład wzmocnienia żebrami poddachowych części płaszczy dużych silosów na mączkę wapienną po miejscowej utracie stateczności wskutek oberwania się przesklepienia.

Sprawdzenie nośności powłoki płaszcza, obciążonej podciśnieniem p_p na całą swą wysokość, może być przeprowadzone według ogólnie znanych procedur. Uwzględnienie lokalnego charakteru tego podciśnienia nie jest jednak zagadnieniem łatwym. Analizy tego zagadnienia przedstawione są w pracach [72], [74], [75], [76], [77], [79], [80]. W analizie stateczności cylindrycznego płaszcza należy uwzględnić również południkowe naprężenia ściskające σ_x , powstałe wskutek działania podciśnienia p_p na dach silosu.

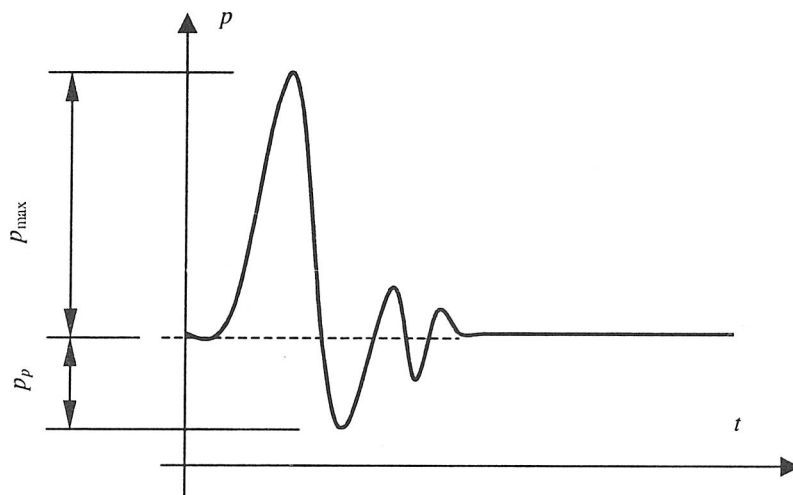


Rys. 3.11. Wzmocnienie górnych części płaszczy silosów $V = 2000 \text{ m}^3$ po uszkodzeniu wskutek tąpnięcia przesklepienia mączki wapiennej
Fig. 3.11. Reinforcement of the upper sections of silo shells with $V = 2000 \text{ m}^3$, after damage caused by a crump of the arch from calciferous flour

Konstrukcje i urządzenia zapobiegające powstawaniu przesklepień lub ich skutkom są przedmiotem rozwiązań patentowych [70], [81], [86], [87].

3.7.3. Obciążenie płaszcza podczas wybuchu pyłów w silosie

W wielu silosach do przechowywania zboża, mąki, celulozy, pyłu węglowego, nawozów sztucznych i innych podobnych materiałów zdarzają się eksplozje, które dość często powodują poważne uszkodzenia płaszczy i dachów silosów. Wartość ciśnienia w silosie podczas wybuchu powietrznych mieszanek pyłu ze składowanych materiałów jest zależna od rodzaju materiału i koncentracji jego pyłów, miejsca eksplozji w komorze, energii zapłonu pyłu, współczynnika przyrostu ciśnienia eksplozyjnego dp/dt , rodzaju kłap bezpieczeństwa oraz ich powierzchni.



Rys. 3.12. Wykres ciśnienia eksplozyjnego p w komorze silosu w początkowym czasie t przebiegu eksplozji

Fig. 3.12. Diagram of explosive pressure p inside the chamber of a silo during initial time t of the run of explosion

Dość wyczerpujące wyniki badań eksperymentalnych, dotyczących ciśnienia eksplozyjnego $p_{\max}$ podczas wybuchu pyłów w silosach przedstawione są w pracach [67], [74] i [129]. W przypadku cylindrycznych płaszczy silosów stalowych niezwykle ważnym zjawiskiem podczas eksplozji jest krótkotrwałe, nagłe pojawienie się podciśnienia w komorze silosu (rys. 3.12), które może łatwo doprowadzić do utraty stateczności płaszcza wskutek dużych wartości obwodowych naprężeń ściskających, wynikających z tego podciśnienia. Cylindryczny, stalowy płaszcz silosu ma z reguły dość duże zapasy nośności do przejścia dużego nadciśnienia w silosie, często nawet ciśnienia eksplozyjnego. Podciśnienie p_p w cylindrycznej komorze stalowego silosu – powodujące ściskanie obwodowe – jest niezwykle groźne i trzeba je starannie analizować i uwzględniać w projektowaniu.

Nadciśnienie eksplozyjne podczas wybuchu pyłów w silosie $p_{\max}$, zredukowane przez klapy bezpieczeństwa, przyjmuje najczęściej wartość 50–200 kPa, choć zdarzają się i większe nadciśnienia. Podciśnienie p_p ma znacznie niższą wartość, wynoszącą ok. 20–30% wartości $p_{\max}$, ale w przypadku silosów stalowych jest o wiele bardziej groźne, niż nadciśnienie eksplozyjne. Klapy bezpieczeństwa w silosach narażonych na wybuch pyłów mają przeważnie powierzchnię wielkości ok. 50–80% powierzchni przekroju poprzecznego cylindrycznej komory silosu.

4. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych równomiernie ściskanych osiowo

4.1. Wprowadzenie

Podstawowe obciążenia cylindrycznego płaszcza silosu od materiału wypełniającego silos są obciążeniami osiowo-symetrycznymi. Obciążenia te wywołują m.in. równomierne na obwodzie osiowe ściskanie południkowe cylindrycznej powłoki płaszcza. Obciążenia od śniegu i od ciężaru własnego urządzeń na dachu silosu mogą również wywoływać osiowe ściskanie południkowe płaszcza silosu.

Południkowe naprężenia ściskające σ_x są na ogół największe w poziomie oparcia płaszcza na konstrukcji wsporczej. Równomierne oparcie płaszcza na całym obwodzie (pierścieniowy fundament lub cylindryczna konstrukcja wsporcza) powoduje równomierne ściskanie południkowe na całym obwodzie. Oparcie lokalne na słupowej lub rusztowej konstrukcji wsporczej wywołuje miejscowe spiętrzenia południkowych naprężeń ściskających σ_x w obszarze tych lokalnych podpór płaszcza silosu.

Podstawową formą utraty nośności granicznej cienkościennych, cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych przy osiowym ściskaniu jest utrata stateczności. Zagadnienia stateczności osiowo-ściskanych powłok cylindrycznych są przedmiotem wielu analiz i badań doświadczalnych od prawie 100 lat. Lorenz [100] oraz Timoshenko [156], [157] przedstawili na początku XX wieku rozwiązania stateczności sprężystej osiowo ściskanej powłoki cylindrycznej. Wyraźny rozwój prac teoretycznych i doświadczalnych w tej dziedzinie datuje się jednak od lat 30. XX wieku. W tym czasie Flügge [38], [39] przedstawił obszerną, liniową teorię stateczności powłok cylindrycznych dla różnych kombinacji obciążeń. Interesujące prace z tej dziedziny, zakończone praktycznymi wnioskami, prowadził również w latach 40. Batdorf [3], [4] w laboratoriach NACA.

Nieliniową teorię stateczności ściskanych i zginanych powłok cylindrycznych opracował w 1934 r. Donnell [29], rozwijając ją następnie wspólnie z Wan'em [30] w 1950 r. Równania nieliniowej teorii stateczności powłok cylindrycznych Donnella wykorzystywane były przez wielu badaczy, m.in. przez Almroth'a i innych [2] w 1973 r.

Wpływ wstępnych imperfekcji na obciążenie krytyczne powłok cylindrycznych analizowany był już przez Koitera podczas II wojny światowej. Z uwagi na trudności w matematycznej analizie równań stateczności dla różnorodnych imperfekcji geometrycznych powłok nastąpił rozwój tzw. teorii statystycznej w analizie stateczności powłok, opartej na wynikach licznych badań doświadczalnych. Specyficzne połączenie tej teorii z tzw. geometryczną teorią stateczności powłok zastosował Pogorielow [128], a rozwinął ją Sierov [151] dla wielu realnych przypadków obciążenia i imperfekcji. Metodę tę zastosował dla przypadku lokalnego obciążenia cylindrycznych płaszczy silosów autor w pracy [69]. Dalszym krokiem w dziedzinie nieliniowej teorii stateczności powłok cylindrycznych był intensywny rozwój metod numerycznych (FEM), rozpoczęty pod koniec lat 60. XX wieku.

Zastosowanie zmodyfikowanej ogólnej teorii stateczności ściskanych powłok cylindrycznych i wyników wielu badań doświadczalnych do analizy nośności granicznej cylindrycznych płaszczy silosów stalowych rozpoczęło się przed ponad 30-laty. Specyficzne warunki podparcia i obciążenia cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych zostały uwzględnione po raz pierwszy w 1976 r. przez Bodarskiego, Czaplińskiego i Suwalskiego [7] i były analizowane w szerszym zakresie przez Bodarskiego, Hotałę i Pasternaka w wielu innych pracach [8], [9], [10], [11], [18] i [19].

Prezentacja niektórych awarii silosów w literaturze [18], [19] spowodowała zainteresowanie zagadnieniami miejscowej i ogólnej stateczności cylindrycznych płaszczy silosów stalowych przez innych badaczy. W szczególności wymienić tu należy prace Greinera i Guggenbergera [47], [48], [49], [50], [51], [53], [54], [55], [56], [57], [58], [59], [60], Samuelsona i Eggewertza [139], [140], [141], [142], [143], Knödela i innych [90], [91], [92] oraz Rottera z zespołem [132], [133], [134], [135], [136], [137], [138]. W pracach tych podejmowano dość udane próby uwzględnienia w analizie stateczności cylindrycznych płaszczy silosów specyficznych imperfekcji i lokalnych obciążeń, występujących w silosach. Zagadnienia te były analizowane i rozwiązywane równoległe przez Hotałę i prezentowane m.in. w pracach [71], [73], [75], [77], [78], [80].

Większość cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych należy analizować pod kątem stateczności miejscowej w strefach znacznych koncentracji naprężeń ściskających σ_x (podparcie na słupach, nierównomierne osiadanie podłoża, lokalne obciążenia od urządzeń technologicznych). Większość autorów wymienionych wyżej prac, dotyczących stateczności cylindrycznych powłok płaszczy silosów, sprowadza zagadnienie niestateczności lokalnej do problemu wyznaczania maksymalnych wartości południkowych naprężeń ściskających σ_x w strefach koncentracji naprężeń i porównania ich z wartościami naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$, obowiązującymi w przypadku równomiernego, osiowego ściskania tych powłok. Tymczasem miejscowa utrata stateczności takiej powłoki występuje przy wyższym poziomie naprężeń ściskających niż utrata stateczności na całej powierzchni powłoki. Próby uwzględnienia tego faktu podejmował Guggenberger [56], [57], [59], Gunnarson [62], Knödel i Ummenhofer [91], [92], Rotter [134] oraz Samuelson [139], [140]. W wyniku tych prób określono

zredukowaną wartości naprężeń południkowych w strefie lokalnej podpory $\sigma_{x,\text{red}}$, którą należy porównywać z klasycznymi wartościami naprężeń krytycznych dla równomiernie ściskanych powłok cylindrycznych $\sigma_{cr,x}$. Wartość zredukowanych naprężeń $\sigma_{x,\text{red}}$ wyznaczano w pewnej odległości od krawędzi podporowej płaszcza, zakładając pewien rozkład strumienia południkowych naprężeń ściskających σ_x , pochodzących od reakcji podpory lokalnej, inny niż przyjmowany powszechnie w płaskich dźwigarach powierzchniowych.

Powyższe zagadnienia podejmowali w różnym zakresie inni autorzy: Schmidt [144], [145], [146], Van Impe i inni [159], Öry i inni [120], Esslinger i Geier [35], Masson [110], Luft [103] oraz Pasternak i Komman [124].

Zupełnie inne podejście do zagadnienia niestateczności miejscowej ściskanych południkowo cylindrycznych powłok silosów stalowych przedstawia w ostatnich latach autor niniejszej pracy. We wcześniejszych pracach [73], [75] proponuje się więc wyznaczanie krytycznej reakcji podpory lokalnej, zamiast wykorzystania naprężeń zredukowanych $\sigma_{x,\text{red}}$ lub naprężeń maksymalnych $\sigma_{x,\text{max}}$ w analizie stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów z lokalnymi podporami.

W ostatnich latach autor proponował wyznaczanie stosownego poziomu naprężeń krytycznych dla niestateczności lokalnej $\sigma_{cr,x,L}$ [71], [72], [73] (zamiast wykorzystywania klasycznej wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$) i porównanie ich ze średnią wartością naprężeń ściskających σ_x w miejscu działania obciążenia skupionego, czyli na krawędzi podpory. Takie nowe podejście do zagadnienia niestateczności miejscowej wydaje się być lepsze niż dotychczasowe sposoby analizy tej niestateczności, gdyż umożliwia wyznaczenie naprężeń krytycznych z uwzględnieniem sposobu przekazania obciążenia lokalnego na powłokę i sztywności powłoki w rejonie tego obciążenia. Unika się też w takim podejściu błędów przy ocenie stopnia rozproszenia naprężeń południkowych σ_x w osiach lokalnych podpór płaszcza silosu, szczególnie w rozbudowanych konstrukcjach stref podporowych. To nowe podejście do zagadnienia stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów zaczyna być stosowane w ostatnich pracach Guggenbergera, Greinera i Rottera [58] oraz Gillie i Holsta [45].

4.2. Równomierne oparcie płaszcza silosu na jego dolnej krawędzi

4.2.1. Obciążenie równomierne na górnej krawędzi

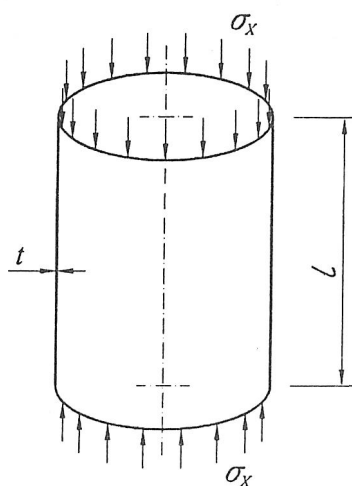
W niektórych silosach stalowych cylindryczne powłoki płaszczy są oparte równomiernie na dolnej krawędzi, na całym jej obwodzie, a osiowe obciążenie ściskające jest przekazywane na płaszczyz równomiernie na całym obwodzie górnej krawędzi (rys.

2.4c – konstrukcja wsporcza). Analiza stateczności takiej powłoki sprowadza się do klasycznego przypadku, analizowanego w wielu pracach. W całej powłoce występuje równomierny stan południkowych naprężeń ściskających σ_x (rys. 4.1).

Jeśli się założy, że powłoka ta jest idealnie sprężysta i nie ma imperfekcji geometrycznych oraz że ma na obu brzegach nieodkształcalne przepony, to warunek stateczności tak obciążonej powłoki można zapisać jako:

$$\sigma_x < \sigma_{cr,x}. \quad (4.1)$$

W praktyce projektowej [28], [126] wartości σ_x są zwiększane lub redukowane za pomocą różnych współczynników bezpieczeństwa, wynikających z aktualnych przepisów normowych.



Rys. 4.1. Cylindryczna powłoka podparta i ściskana równomiernie
Fig. 4.1. Cylindrical shell supported and compressed uniformly

Wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ w zależności (4.1) przyjmowana jest powszechnie dla cylindrycznych powłok o średniej długości na podstawie prac Flüggego [38], [39], [40] i jego wzoru (4.2) oraz wcześniejszych analiz Lorentza [100]:

$$\sigma_{cr,x} = \frac{1}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} E \frac{t}{r}. \quad (4.2)$$

W przypadku różnych długości powłok (krótkich, średnich i długich), wykonanych ze stali o współczynniku Poissona $\nu = 0,3$, otrzymuje się wzór (4.3):

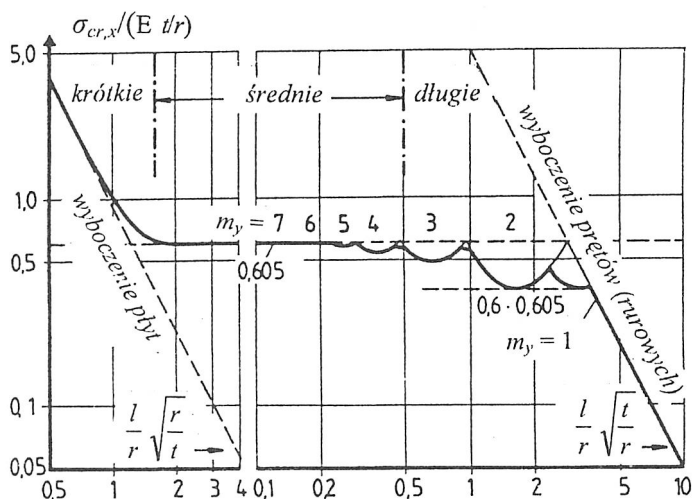
$$\sigma_{cr,x} = 0,605 C_x E \frac{t}{r}, \quad (4.3)$$

gdzie współczynnik wpływu długości powłoki C_x w przypadku powłok o średniej długości wynosi 1,0. Dla powłok krótkich wyznaczany jest on z zależności (4.4), a w przypadku powłok długich z zależności (4.5):

$$C_x = 1 + 1,5 \left(\frac{r}{l} \right)^2 \frac{t}{r}, \quad (4.4)$$

$$C_x = 1 - \frac{0,4 \frac{l}{r} \sqrt{\frac{t}{r}} - 0,2}{\eta}. \quad (4.5)$$

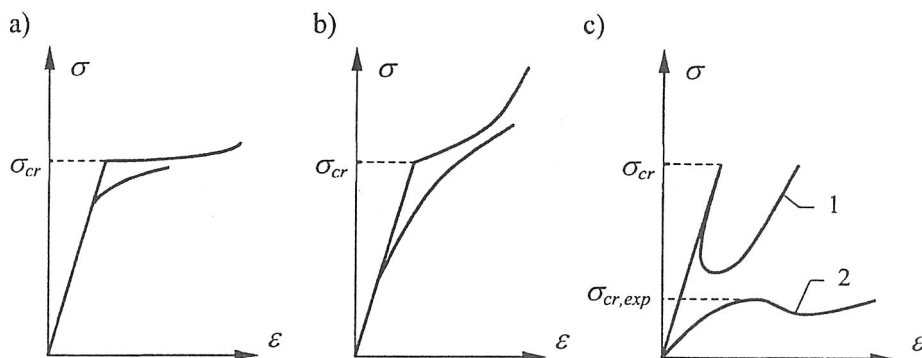
gdzie: η – współczynnik zależny od sposobu usztywnienia obu krawędzi powłoki, a jego wartość zawiera się (w stosowanych przypadkach cylindrycznych płaszczy silosów) w granicach 1–6 i można go wyznaczyć z tabel, podanych m.in. w [28] i [126], a opracowanych na podstawie badań Flüggego [38], [39], [40].



Rys. 4.2. Wartości naprężeń $\sigma_{cr,x}$ powłok cylindrycznych wg [38], [39], [40]
Fig. 4.2. Value of stresses $\sigma_{cr,x}$ of cylindrical shells according to [38], [39], [40]

Umowny podział na powłoki krótkie, średnie i długie (przedstawiony na rys. 4.2 oraz w [28]) wynika z postaci wyboczenia, występującej przy osiowym ściskaniu sprężystej, idealnej powłoki cylindrycznej o długości l , promieniu r i grubości t . Z analizy wykresów na rys. 4.2 wynika, że w powłokach krótkich dominuje płytowa forma utraty stateczności, a powłoki długie zachowują się przy utracie stateczności podobnie jak ściskane pręty o przekroju rurowym. Ścieżki równowagi statycznej ściskanych osiowo prętów, powłok i płyt pokazano na rys. 4.3. Krzywa 1 na rys. 4.3c dotyczy powłoki idealnej, a krzywa 2 – realnej powłoki z imperfekcjami.

Osiowo-symetryczna (pierścieniowa) lub romboidalna forma utraty stateczności jest typowa dla cylindrycznych powłok średniej długości. Cylindryczne powłoki płaszczy silosów z reguły są powłokami walcowymi o średniej długości, lecz niekiedy w podporowych strefach silosów występują również powłoki krótkie.

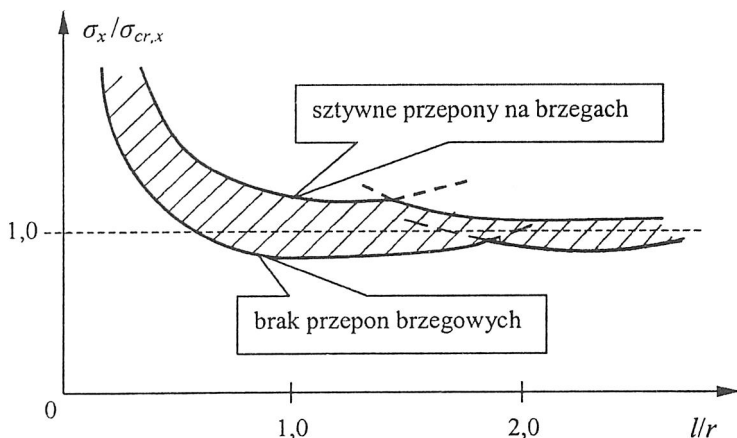


Rys. 4.3. Ścieżki równowagi statycznej ściskanych prętów (a), płyt (b) i powłok (c)
Fig. 4.3. Load-displacement static relationship for compression of bars (a), plates (b), and shells (c)

Nieodkształcalne przepony na brzegach cylindrycznej powłoki, zapewniające niezmienną kołowego przekroju krawędzi podczas utraty stateczności przy ściskaniu osiowym, są podstawowym warunkiem brzegowym stosowania przedstawionych wyżej zależności, dotyczących liniowej teorii stateczności powłok cylindrycznych. Przepony umieszczane w silosach są w postaci pierścieni obwodowych oraz płaskich płyt dennych i dachowych. Stożkowe leje i dachy silosów mogą w wielu przypadkach spełniać rolę przepon brzegowych cylindrycznych płaszczy silosów.

Niekiedy zdarza się, że stosowane w płaszcach silosów pierścienie brzegowe lub pośrednie mają niewielką sztywność w swojej płaszczyźnie i trudno je wtedy uznać za płaskie przepony. W skrajnym przypadku może się zdarzyć, że cylindryczna powłoka płaszcza silosu nie ma przepon na swoich krawędziach. W powszechnie znanej literaturze brak jest kompleksowych analiz stateczności powłok bez pierścieni i przepon brzegowych lub z pierścieniami o niewielkiej sztywności. Próba określenia wpływu sztywności pierścieni brzegowych na wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ podjęta została w pracy autora [69]. Wykorzystano tam kryterium energetyczne w analizie stateczności, które w dość łatwy sposób pozwoliło na uwzględnienie zróżnicowanych form utraty stateczności w zależności od długości powłoki l oraz sztywności pierścieni brzegowych w swojej płaszczyźnie. Na podstawie wyników tych analiz opracowano wykresy, przedstawione na rys. 4.4. Wykresy te pokazują wpływ sztywności pierścieni podporowych i długości powłoki l na wartości idealnych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$. Górne krzywe na tym wykresie dotyczą przypadku zastosowania nieodkształcalnych przepon (nieskończenie sztywnych pierścieni) na brzegach powłoki, a dolne dotyczą

przypadku całkowitego braku usztywnień na tych brzegach. W zakreskowanym polu mieszczą się przypadki pośrednich sztywności pierścieni cylindrycznego płaszcza silosu.



Rys. 4.4. Wartość naprężeń południkowych σ_x podczas utraty stateczności powłoki cylindrycznej o różnych usztywnieniach krawędzi brzegowych
Fig. 4.4. Value of meridional stress σ_x during budding of the cylindrical shell having different stiffening of boundary edges

Realne sztywności obwodowych pierścieni na krawędziach brzegowych w cylindrycznych płaszcach silosów są na ogół wystarczające, aby można było analizować stateczność tych płaszczy, tak jak cylindrycznych powłok z przeponami brzegowymi. Zbyt wiotkie pierścienie brzegowe (lub ich brak) mogą znacznie obniżyć nośność graniczną płaszcza silosu. Jeśli pierścień brzegowy ma pełnić rolę nieodkształcalnej przepony, to jego moment bezwładności I_r względem jego osi równoległej do tworzącej powłoki cylindrycznej powinien spełniać wg [139] następujący warunek:

$$I_r > 45 \frac{t^3 l}{12(1-\nu^2)}. \quad (4.6)$$

Nieco bardziej złożone zależności na wyznaczenie minimalnej wartości sztywności pierścieni usztywniających, poparte wstępnymi badaniami eksperymentalnymi, można znaleźć również w pracy autora [69]. W komentarzu [99] do normy DIN 18800, T.4 (1990) jest podany warunek (4.7) na minimalny przekrój A_r oraz warunek (4.8) na minimalną sztywność pierścienia brzegowego lub pośredniego. Spełnienie obu tych warunków sprawia, według [99], że w analizie stateczności pierścieni zapewnia wymaganą nieodkształcalność kołowych brzegów powłoki.

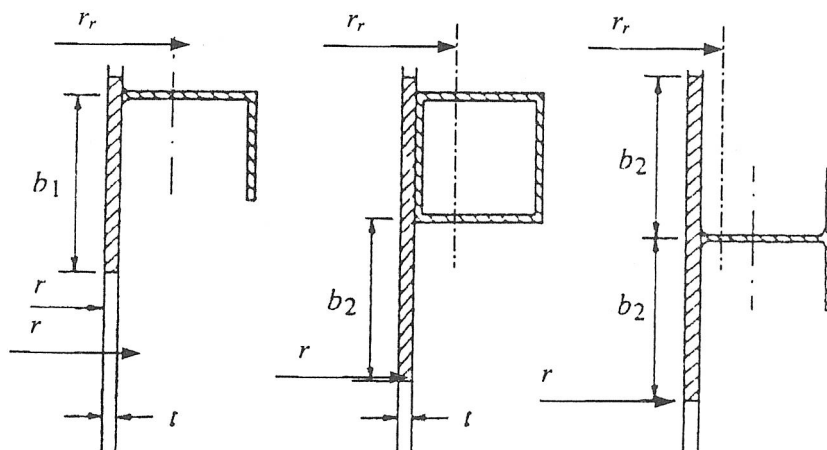
$$A_r \geq l t \left[0,06 + 2,2 \left(\frac{t}{r} \right)^2 \left(\frac{r}{l} \right)^4 \right], \quad (4.7)$$

$$I_r \geq l^2 r t \left[0,001 \frac{\sigma_{R,x}}{E} \left(\frac{r}{l} \right)^3 \right]. \quad (4.8)$$

gdzie:

- $\sigma_{R,x}$ – wartość naprężeń krytycznych powłok realnych (projektowa),
 A_r, I_r, r_r – pole przekroju poprzecznego, moment bezwładności względem osi prostopadłej do płaszczyzny pierścienia i promień krzywizny pierścienia usztywniającego.

Powszechnie stosowane przekroje pierścieni usztywniających cylindryczne powłoki płaszczy silosów stalowych przedstawiono na rys. 4.5.



Rys. 4.5. Typowe przekroje pierścieni usztywniających płaszcze silosów

Fig. 4.5. Typical cross-sections of silo shells

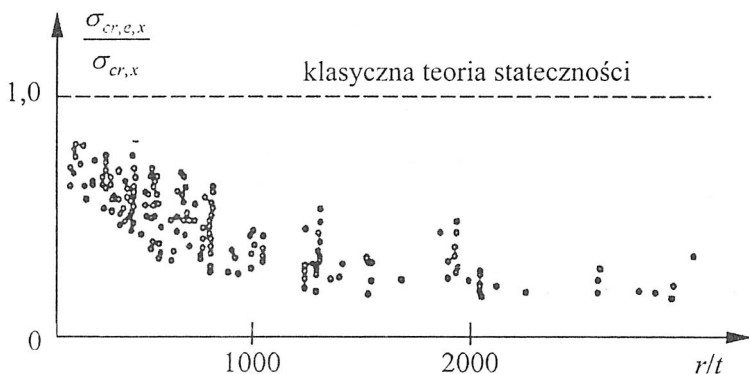
Do przekroju pierścienia usztywniającego można zaliczyć również część powłoki. Efektywną szerokość współpracującą powłoki b_1, b_2 wyznacza się w praktyce w sposób uproszczony jako $15t$, albo wykorzystuje się dokładniejsze zależności (4.9) i (4.10), podane np. w [139]:

$$b_1 = 0,39\sqrt{rt}, \quad (4.9)$$

$$b_2 = 0,78\sqrt{rt}. \quad (4.10)$$

4.2.2. Wpływ imperfekcji geometrycznych płaszcza silosu na jego nośność

Ściskane podłużnie powłoki cylindryczne są bardzo wrażliwe na imperfekcje geometryczne. Odchyłki od idealnego kształtu cylindrycznych powłok zmniejszają ich sztywność i nośność w kierunku podłużnym z uwagi na pojawiające się momenty zginające w miejscach lokalnych wgnieceń i innych deformacji. Wyniki pierwszych eksperymentalnych badań stateczności osiowo-ściskanych powłok cylindrycznych wykazały zadziwiająco dużą rozbieżność z wynikami otrzymanymi na podstawie liniowych równań stateczności idealnych, sprężystych powłok cylindrycznych. Różnice były nawet 6-krotne na niekorzyść eksperymentalnie badanych powłok. Przy zastosowaniu unikalnych technik wytwarzania modeli do badań oraz niezwykle precyzyjnych stanowisk badawczych udawało się te różnice nieco zmniejszyć, lecz w dalszym ciągu pozostają one dość duże. Bardzo obszerne badania eksperymentalne powłok z imperfekcjami geometrycznymi, wykonane przez Donnela i Wana [29], [30], Weingartena, Morgana i Seide [166], [167] oraz wyniki analiz teoretycznych Koitera [93] potwierdzają bardzo duży wpływ wstępnych deformacji na wartość realnych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,e,x}$ ściskanej osiowo powłoki cylindrycznej. Na rysunku 4.6 przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych Weingartena i innych [166], które wskazują na to, że wpływ imperfekcji geometrycznych na redukcję nośności osiowo-ściskanych powłok cylindrycznych wzrasta wraz ze wzrostem smukłości powłoki r/t .

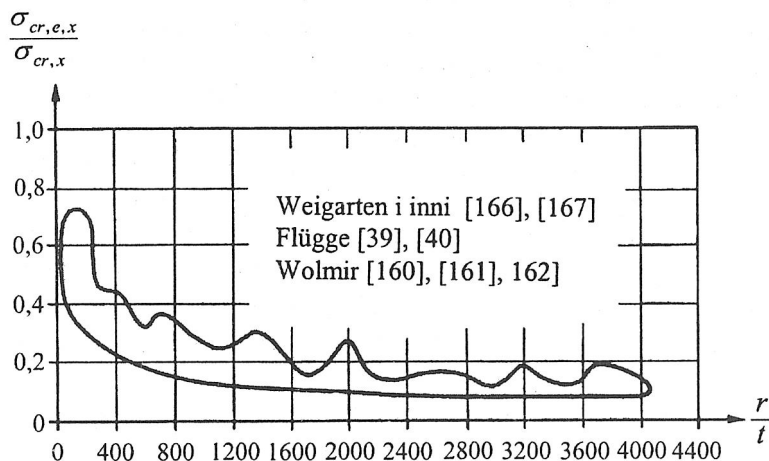


Rys. 4.6. Wyniki badań eksperymentalnych stateczności powłok cylindrycznych wg [166]

Fig. 4.6. Results of experimental investigations on stability of cylindrical shells [166]

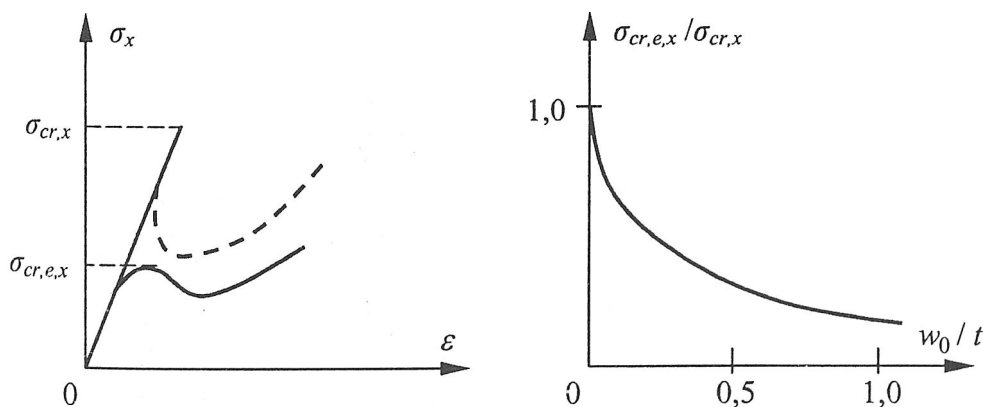
Wykres na rysunku 4.7 przedstawia obszar, w którym mieszczą się wyniki eksperymentalnych badań stateczności ściskanych osiowo powłok cylindrycznych, uzyskiwanych przez różnych badaczy, wśród których wymienić należy przede wszystkim Weingartena, Morgana i Seidego [166], [167], Flüggego [38], [39], [40] oraz Wolmira [160], [161], [162]. W obszarze tym mieszczą się również wyniki badań ekspery-

talnych innych autorów: Schulza [149], [150], Harrisa i innych [65], Fritza i Witteka [41], Steinhardta i Schulza [153].



Rys. 4.7. Obszar wyników badań eksperymentalnych stateczności ściskanych osiowo powłok cylindrycznych wg [94]
Fig. 4.7. Area of experimental results of stability of cylindrical shells under axial compression according to [94]

Rysunek 4.7 dotyczy szerokiego zakresu smukłości. Cylindryczne powłoki płaszcz silosów stalowych mają na ogół smukłość w granicach $r/t = 250-1000$.

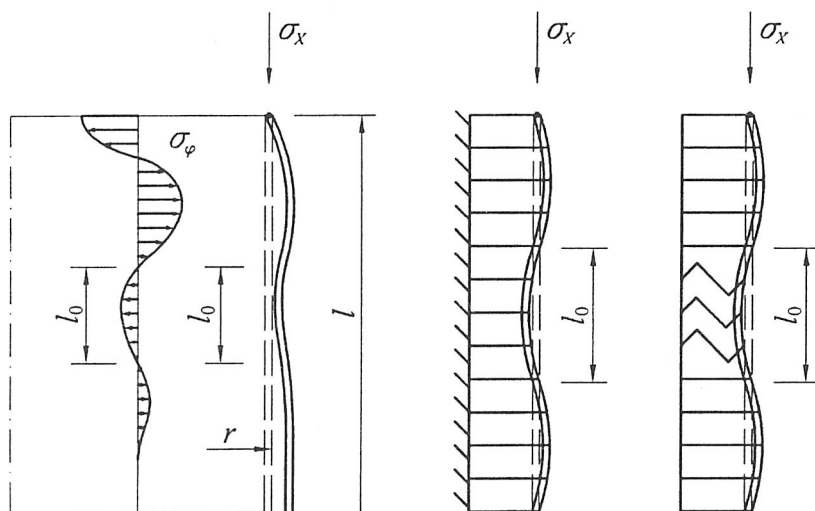


Rys. 4.8. Ściskane osiowo powłoki cylindryczne: a) ścieżki równowagi statycznej, b) wpływ odchyłek w_0 na wartość realnych naprężeń krytycznych
Fig. 4.8. Cylindrical shells under axial compression:
a) load-displacement static relationship,
b) effect of deviations w_0 on the value of real critical stresses

Odchyłki geometryczne cylindrycznych płaszczy silosów od kształtu idealnego wynikają ze sposobu wykonania i przedstawione są na rys. 2.8. Imperfekcje geometryczne zmieniają istotnie przebieg ścieżki równowagi statycznej ściskanej powłoki (rys. 4.8a), a przy dużych wartościach imperfekcji (dolna krzywa) może nawet zaniknąć zjawisko przeskoku, charakterystyczne dla powłok idealnych (krzywa górna). Amplituda lokalnego, promieniowego wgniecenia w_0 ścianki wpływa bezpośrednio na obniżenie wartości realnych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,e,x}$ (rys. 4.8b), przy czym w badaniach eksperymentalnych nie udało się uzyskać powłok bez imperfekcji geometrycznych oraz podpartych i obciążonych idealnie na całym obwodzie. Stąd też wartości $\sigma_{cr,e,x}$ są znacznie mniejsze od wartości $\sigma_{cr,x}$, co przedstawiono na rys. 4.7.

Wartość realnych odchyłek geometrycznych cylindrycznych płaszczy silosów stalowych jest ograniczana przez odpowiednie przepisy (normy odbioru konstrukcji), które uwzględniają aktualne możliwości technologiczne wykonywania tych konstrukcji (por. p. 4.2.4).

Pionierską teorię wpływu wstępnych deformacji ściskanej osiowo powłoki cylindrycznej na wartość naprężeń krytycznych podał w 1945 r. Koiter (tłumaczenie z 1963 r. w [182]). Podstawą tej teorii była analiza naprężeń w cylindrycznej powłoce w chwili wyboczenia. W powłoce ze wstępnymi deformacjami, przyjętymi przez Koitera – tak jak i przez innych badaczy – jako deformacje osiowo-symetryczne, od samego początku narastania osiowej siły ściskającej pojawiają się obwodowe naprężenia ściskające i rozciągające σ_φ (rys. 4.9).



Rys. 4.9. Wpływ deformacji wstępnych cylindrycznej powłoki na utratę stateczności przy ściskaniu osiowym

Fig. 4.9. Effect of initial deformations of a cylindrical shell on buckling under axial compression

Naprężenia ściskające σ_φ powstają w pewnej odległości od krawędzi brzegowej i razem z naprężeniami ściskającymi σ_x współdziałają podczas procesu wyboczenia, obniżając wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$.

W większości przypadków wstępne deformacje realnych powłok cylindrycznych w płaszcach silosów mają charakter losowy, na ogół lokalny i niesymetryczny, a więc dość znacznie odbiegają od deformacji osiowo-symetrycznych, przyjmowanych w analizach teoretycznych. Stąd też w ostatnich 25 latach rozwinęła się statystyczna analiza wpływu wstępnych imperfekcji na wartość naprężeń krytycznych w powłokach. Metodę tę rozwinął w szczególności Sierov [151], łącząc ją w dość interesujący sposób z metodą energetyczną wyznaczania naprężeń krytycznych dla różnych powłok.

Zastosowanie metod statystycznych i probabilistycznych do oceny wpływu imperfekcji geometrycznych na wartość naprężeń krytycznych ściskanych powłok cylindrycznych jest przedmiotem prac Wolmira [161], Grigoluka i Kabanowa [52], Aborcza [1], Biegusa [6], Waszczyszyna [165] oraz przede wszystkim Mendery [111], [112], [113], [114], [115]. Metody te są omówione w p. 8.6.

4.2.3. Zagadnienia nieliniowej stateczności cylindrycznego płaszcza silosu

Przedstawione w p. 4.2.1 zagadnienia stateczności powłok cylindrycznych oparte są na ogólnej teorii stateczności sprężystej. Teoria ta daje odpowiedź na pytanie, kiedy równowaga sprężysta staje się obojętna. Obciążenie odpowiadające tej równowadze, czyli klasyczne obciążenie krytyczne, nie odpowiada jednak obciążeniu granicznemu (niszczącemu) w realnych powłokach, które jest od niego nawet kilkakrotnie niższe (rys. 4.3c – krzywa 2). W przypadku utraty stateczności idealnych powłok sprężystych charakterystycznym zjawiskiem jest tzw. przeskok do nowego stanu równowagi (rys. 4.3c – krzywa 1). Występuje tu więc zjawisko dużych przemieszczeń radialnych w , a w takim przypadku nieliniowa teoria stateczności umożliwia lepsze opisanie rzeczywistego procesu wyboczenia niż klasyczna teoria stateczności sprężystej.

Liniowość związków kinematycznych w klasycznej teorii stateczności wynika z założenia, że przemieszczenia są dostatecznie małe i można pominąć ich kwadraty w równaniach, opisujących proces wyboczenia. W teorii nieliniowej trzeba uwzględnić kwadraty przemieszczeń radialnych w i ich pochodnych. Kwadraty dwóch pozostałych przemieszczeń: podłużnych u oraz obwodowych v można pominąć w równaniach nieliniowej teorii powłok, gdyż są one wielokrotnie mniejsze niż przemieszczenia w .

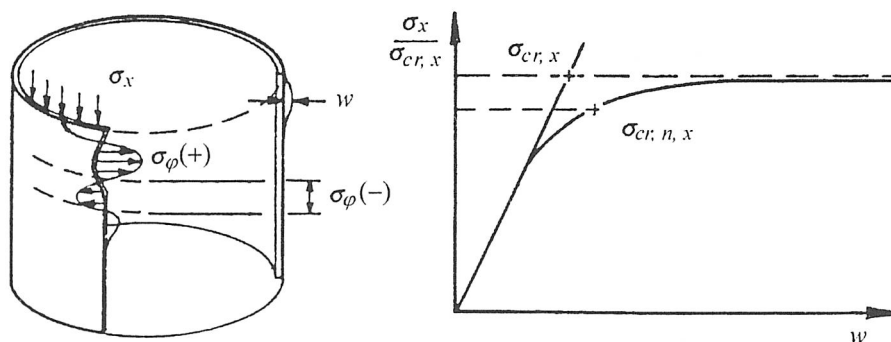
Nieliniowość związków kinematycznych (nieliniowość geometryczna) w teorii stateczności powłok powoduje bardzo dużą komplikację układów równań. Do ich rozwiązywania używa się powszechnie programów komputerowych, opartych na metodzie elementów skończonych (MES). Poprawne zastosowanie tych programów wymaga dużego doświadczenia. Szczególną rolę odgrywa tu właściwy opis wstępnych

deformacji, które w realnych powłokach są losowe, a nie osiowo-symetryczne, jak to najczęściej zakładają autorzy wielu programów numerycznych.

Zagadnienia stateczności smukłych powłok z imperfekcjami geometrycznymi, do których zalicza się również cylindryczne powłoki płaszczy silosów stalowych, rozwiązywane są w praktyce na podstawie statystycznej obróbki licznych badań eksperymentalnych. Na tej podstawie ustala się współczynniki redukcyjne κ dla różnych klas dokładności wykonania powłoki, a do wyznaczenia naprężeń krytycznych powłok z imperfekcjami geometrycznymi wykorzystuje wartości $\sigma_{cr,x}$ z klasycznej teorii liniowej, zredukowane przez współczynniki κ .

Drugim założeniem liniowej teorii stateczności jest stosowanie liniowych zależności pomiędzy naprężeniami a odkształceniami (prawo sprężystości Hooke'a). Po przekroczeniu granicy sprężystości prawo Hooke'a przestaje obowiązywać, a związki pomiędzy naprężeniami i odkształceniami są nieliniowe. Nieliniowość materiałowa w teorii stateczności smukłych powłok stalowych płaszczy silosów ($r/t = 250-2000$) nie ma istotnego znaczenia, gdyż powłoki te tracą stateczność przy naprężeniach σ_x znacznie niższych niż granica sprężystości stali.

Podczas osiowego ściskania cylindrycznych powłok z przeponami (pierścieniami) brzegowymi w pobliżu tych brzegów występują naprężenia obwodowe σ_φ , które są na przemian rozciągające i ściskające (rys. 4.9 i 4.10). Strefa naprężeń ściskających w kierunku obwodowym $\sigma_{\varphi(-)}$ jest zlokalizowana w miejscu powstania przyszłej fali wyboczeniowej. Tak więc występuje tu zjawisko utraty stateczności przy dwukierunkowym ściskaniu. W badaniach laboratoryjnych uzyskiwano prawie zawsze fale wyboczeniowe w pobliżu brzegów, a nie w części środkowej powłoki, co byłoby uzasadnione mniejszą sztywnością postaciową tej części powłoki.



Rys. 4.10. Stan naprężeń w ściskanej powłoce i wartość naprężeń $\sigma_{cr,n,x}$ [139]

Fig. 4.10. State of stresses in the shell under compression, and the value of stresses $\sigma_{cr,n,x}$ [139]

Własne badania eksperymentalne wskazują jeszcze na inny czynnik wpływający na to, że fale wyboczeniowe (najczęściej pojedyncze) w badaniach eksperymentalnych pojawiają się przeważnie przy brzegach powłoki. Jest to w dużej mierze efekt

niedokładności wykonania oraz oparcia pierścieni brzegowych i związanych z tym lokalnych spiętrzeń naprężeń σ_x na krawędziach powłoki. W strefie nawet niewielkich zaburzeń brzegowych i lokalnego wzrostu naprężeń ściskających σ_x pojawia się pierwsza fala wyboczeniowa, determinująca przebieg dalszego procesu wyboczeniowego. Zagadnienia te będą przedmiotem analiz w następnych rozdziałach pracy.

Efekt zaburzeń brzegowych i wystąpienie dwukierunkowego stanu naprężeń w osiowo ściskanej powłoce cylindrycznej był przedmiotem analiz wielu autorów. Samuelson i Eggewertz [139] zebrali wyniki tych analiz i zaproponowali zastosowanie w klasycznym wzorze (4.3) współczynnika redukcyjnego o wartości 0,83:

$$\sigma_{cr,n,x} = 0,83 \cdot 0,605 \cdot \frac{Et}{r} = 0,50 \frac{Et}{r}, \quad (4.11)$$

gdzie $\sigma_{cr,n,x}$ – wartość południkowych naprężeń krytycznych z uwzględnieniem efektów nieliniowych, związanych z deformacjami sprężystymi idealnej powłoki cylindrycznej przy jej brzegach, usztywnionych pierścieniami.

Wzór (4.11) daje lepsze oszacowanie realnych wartości naprężeń krytycznych, lecz dopiero uwzględnienie losowych imperfekcji geometrycznych powłok wyjaśnia duże rozbieżności wyników liniowej teorii stateczności i badań eksperymentalnych.

4.2.4. Praktyczne zagadnienia projektowania cylindrycznych płaszczy silosów

Nośność graniczna ściskanych osiowo cylindrycznych płaszczy silosów stalowych determinowana jest przede wszystkim przez utratę stateczności. Zagadnienia utraty stateczności realnych powłok cylindrycznych z imperfekcjami geometrycznymi rozwiązywane są w praktyce projektowej na podstawie przepisów normowych [28], [126] lub innych wytycznych [31], [37], w których stosowana jest powszechnie metoda stanów granicznych. W metodzie tej, w przypadku powłok, wykorzystuje się wartości naprężeń obliczeniowych σ , będących iloczynem naprężeń realnych i częściowych współczynników bezpieczeństwa. Drugim ważnym elementem w tej metodzie jest wytrzymałość obliczeniowa, a w przypadku stateczności obliczeniowa wytrzymałość krytyczna σ_R , której wartość odnoszona jest do granicy plastyczności stali f_y – wzór (4.13). Warunek stanu granicznego nośności zapisywany jest w postaci wzoru:

$$\frac{\sigma}{\sigma_R} \leq 1, \quad (4.12)$$

w którym:

σ – naprężenia obliczeniowe w powłoce (σ_x lub σ_φ),

σ_R – obliczeniowa wytrzymałość krytyczna (odpowiednio: σ_{Rx} lub $\sigma_{R\varphi}$) wg wzoru (4.13):

$$\sigma_R = \frac{\kappa f_y}{\gamma_M}, \quad (4.13)$$

gdzie:

- κ – współczynnik niestateczności, zależny od klasy dokładności wykonania powłoki i jej smukłości względnej $\bar{\lambda}_s$,
- γ_M – częściowy współczynnik bezpieczeństwa dla wytrzymałości stali o wartości: 1,00–1,45 wg [28] i [126].

W procedurze analizy stateczności powłok do celów projektowych zastosowano w normach [28] i [126] analogię do procedur stosowanych w przypadku ściskanych prętów (np. tak jak w [125]). Tak więc smukłość względną powłoki określa wzór:

$$\bar{\lambda}_s = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}}, \quad (4.14)$$

w którym σ_{cr} – naprężenia krytyczne wg klasycznej teorii stateczności sprężystej powłok idealnych ściskanych osiowo, $\sigma_{cr} = \sigma_{cr,x}$ wg wzoru (4.3).

Podstawą wyznaczania wartości wytrzymałości krytycznej jest przede wszystkim współczynnik niestateczności κ , który jest zależny od smukłości względnej $\bar{\lambda}_s$ i stopnia wrażliwości ściskanej powłoki na wstępne, losowe imperfekcje geometryczne i technologiczne. Te wszystkie czynniki, wpływające na wartość κ , ujęte są w równaniach tzw. krzywych wyboczeniowych.

W przypadku ściskania południkowego lub obwodowego cylindrycznych powłok współczynnik κ określany jest w normach [28] i [126] z jednej z dwóch krzywych wyboczeniowych. Obydwie krzywe wyboczeniowe (κ_1 , κ_2) są przedstawione na rys. 4.11. Dolna krzywa κ_2 dotyczy powłok o dużej wrażliwości na wstępne imperfekcje i takimi powłokami są m.in. ściskane południkowo powłoki cylindryczne. Górna krzywa dotyczy powłok o mniejszej wrażliwości na wstępne imperfekcje, a do nich zalicza się m.in. cylindryczne powłoki, ściskane obwodowo.

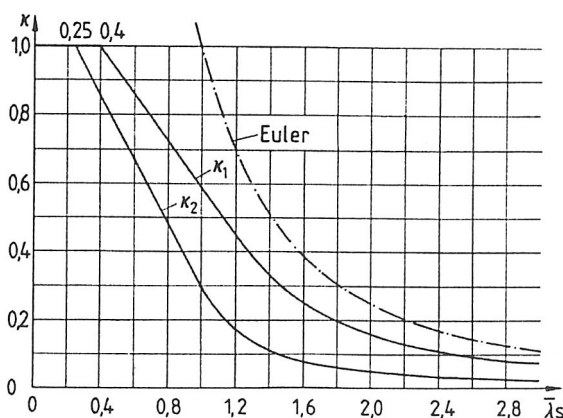
Krzywa κ_2 składa się z czterech części i zapisana jest następującymi zależnościami:

$$\kappa_2 = 1 \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_s \leq 0,25, \quad (4.15a)$$

$$\kappa_2 = 1,233 - 0,933 \bar{\lambda}_s \quad \text{dla} \quad 0,25 < \bar{\lambda}_s \leq 1,0, \quad (4.15b)$$

$$\kappa_2 = 0,3 / \bar{\lambda}_s^3 \quad \text{dla} \quad 1,0 < \bar{\lambda}_s \leq 1,5, \quad (4.15c)$$

$$\kappa_2 = 0,2 / \bar{\lambda}_s^2 \quad \text{dla} \quad 1,5 < \bar{\lambda}_s. \quad (4.15d)$$



Rys. 4.11. Współczynniki niestateczności κ powłok ściskanych wg [126]
 Fig. 4.11. Coefficients of buckling κ for compressed shells according to [126]

W normach [28] i [126] oraz w wytycznych ECCS [31], [37] przyjęto w sposób umowny analogię do ściskanych prętów, stosując identyczną formułę (4.14) do wyznaczania smukłości względnej powłok i słupów. Nieco inny sposób określania smukłości względnej $\bar{\lambda}_s$ powłok proponuje Mendera [111], [112], [113], [114], [115]. W pracach tych proponowana jest też jednolita formuła do wyznaczenia współczynnika niestateczności κ w całym zakresie smukłości względnej $\bar{\lambda}_s$. Propozycje te dają nieco inne wyniki ilościowe w stosunku do zaleceń norm i wytycznych [28], [31], [37] i [126] (por. rys. 8.21), ale są od nich przede wszystkim merytorycznie bardziej poprawne.

Wszystkie projektowe metody analizy nośności granicznej (stateczności) powłok są oparte na założeniu, że imperfekcje geometryczne tych powłok nie przekraczają wartości dopuszczalnych dla poszczególnych klas dokładności wykonania (klas imperfekcji). Mendera [112] podaje maksymalne wartości wstępnych zakłębnięć (wgniecień) promieniowych cylindrycznej powłoki w_0 dla 4 klas imperfekcji (por. tab. 8.2). W przypadku spawanych cylindrycznych płaszczy silosów, dopuszczalna wartość w_0 nie może przekroczyć $2t$ dla najniższej klasy imperfekcji.

Normy [28] i [126] ograniczają nie tylko wartość wgniecień w_0 , lecz także błąd kołowości U (owalizację – rys. 2.8a), który w przypadku realnych płaszczy silosów nie może przekroczyć 0,5%.

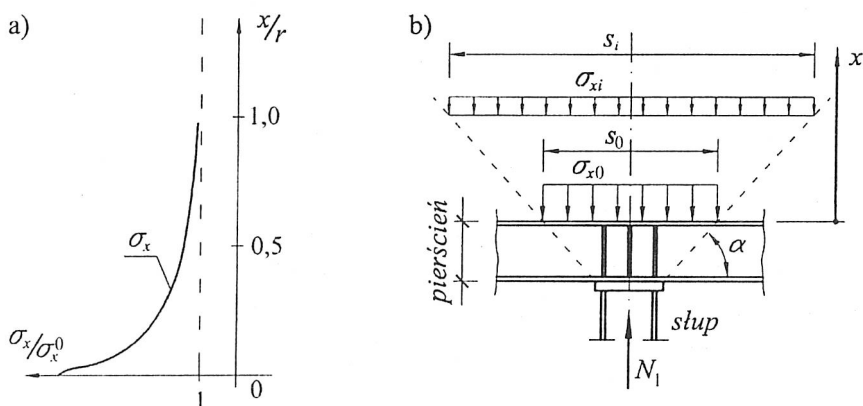
4.3. Lokalne oparcie cylindrycznej powłoki płaszcza silosu

4.3.1. Kryterium maksymalnych naprężeń

Oparcie cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych na n słupach lub innych lokalnych podporach jest powszechnie stosowanym rozwiązaniem konstrukcyjnym.

Główce tych słupów lub łożysk podporowych mają stosunkowo małą szerokość s_0 (rys. 4.12b). Stosunek szerokości pojedynczej podpory s_0 do całkowitej długości krawędzi podporowej zawiera się na ogół w granicach: $s_0/\pi \times d = 1/50-1/15$. Liczba lokalnych podpór (słupów) n wynosi na ogół 3–12. Powszechną zasadą konstrukcyjną jest stosowanie na krawędzi podporowej płaszcza silosu obwodowego pierścienia o różnorodnych konstrukcjach.

Lokalne podpory wywołują bardzo duże zaburzenia równomiernego stanu południkowych naprężeń ściskających σ_x , które by wystąpiły w przypadku oparcia cylindrycznej powłoki płaszcza silosu na całym obwodzie jej krawędzi podporowej (p. 4.2). Naprężenia ściskające σ_x osiągają w osiach podpór lokalnych kilkakrotnie większe wartości niż naprężenia σ_x^0 , występujące w przypadku równomiernego oparcia cylindrycznego płaszcza silosu na całym obwodzie (rys. 4.12a).



Rys. 4.12. Naprężenia południkowe σ_x w osi podpory lokalnej płaszcza silosu (a) oraz przybliżony sposób wyznaczania efektywnej szerokości s_0 (b)

Fig. 4.12. Meridional stresses σ_x along the axis of a local support of a silo shell (a) and approximate manner of determination of the effective width s_0 (b)

Maksymalna wartość południkowych naprężeń ściskających σ_x występuje w osi podpory lokalnej na styku górnej krawędzi pierścienia z cylindryczną powłoką płaszcza silosu. Na rysunku 4.12b oznaczono te naprężenia jako σ_{x0} . Do ich wyznaczenia można posłużyć się tzw. efektywną szerokością podpory s_0 , która zależy od wysokości pierścienia podporowego i kąta α rozchodzenia się strumienia naprężeń południkowych nad lokalną podporą (rys. 4.12b).

Naprężenia σ_{x0} można wyznaczyć z zależności:

$$\sigma_{x0} = \frac{N_l}{s_0 t}, \quad (4.16)$$

w której:

N_1 – reakcja pojedynczej podpory lokalnej, oddziałująca na płaszczyz silosu,

t – grubość płaszczyz silosu,

s_0 – efektywna szerokość podpory na styku z płaszczyz.

Wartość naprężeń σ_x^0 można wyznaczyć z następującej zależności:

$$\sigma_x^0 = \frac{nN_1}{\pi dt}, \quad (4.17)$$

w której:

N_1 – pionowa reakcja podpory lokalnej, działająca na płaszczyz silosu na jego krawędzi podporowej,

n – liczba podpór lokalnych (słupów),

d – średnica płaszczyz.

Dość powszechnie stosuje się zasadę Saint-Venant'a do określania rozkładu naprężeń σ_x w cylindrycznym płaszczyz silosu, pochodzących od skupionego obciążenia N_1 , w której przyjmuje się wartość kąta $\alpha = 45^\circ$ (rys. 4.12b). Taki sposób rozkładu naprężeń ($\alpha = 45^\circ$) w strefach podporowych cylindrycznych płaszczyz silosów proponują autorzy wielu prac [7], [9], [14], [15], [17], [18], [19], [26], [50], [171]. Stosowanie tej zasady może być jednak przyczyną pewnego zaniżania wartości naprężeń σ_x , co wykazano w p. 4.3.2.

Podstawowy warunek w analizie stateczności miejscowej płaszczyz silosu w strefie oparcia na słupie, w przypadku zastosowania kryterium maksymalnych naprężeń, można zapisać jako:

$$\sigma_{x0} \leq \sigma_{cr,x}, \quad (4.18)$$

gdzie $\sigma_{cr,x}$ – wg wzoru (4.3) dla powłok idealnych lub $\sigma_{cr,x} = \sigma_R$ wg wzoru (4.13) dla powłok realnych, analizowanych w praktyce projektowej.

Kryterium maksymalnych naprężeń w analizie stateczności lokalnie ściskanej w kierunku południkowym cylindrycznej powłoki płaszczyz jest bezpiecznym oszacowaniem jej nośności granicznej. Powstają jednak wątpliwości czy kryterium to nie daje zbyt zaniżonej wartości nośności granicznej lokalnie ściskanej osiowo cylindrycznej powłoki. Maksymalne naprężenia ściskające σ_{x0} występują przecież jedynie na samej krawędzi powłoki (rys. 4.13a), obejmują stosunkowo niewielki fragment tej krawędzi i zmniejszają się bardzo wyraźnie w miarę oddalania się od niej, czyli w miarę wzrostu współrzędnej x (rys. 4.12b). Ponadto kryterium maksymalnych naprężeń jest identyczne dla cylindrycznych powłok ściskanych lokalnie oraz ściskanych równomiernie na całej swym obszarze (4.13b).

Naprężenia ściskające σ_x w strefie oparcia lokalnego powłoki zmniejszają się bardzo wyraźnie jeszcze w obszarze powstałej miejscowej fali wyboczeniowej. Obszar wyboczenia miejscowej powłoki cylindrycznej, który obejmuje powstała fala wyboczeniowa,

pokazany jest na rys. 4.14. Długość półfali wyboczeniowej l_x w idealnych cylindrycznych powłokach stalowych ($\nu = 0,3$) podczas wyboczenia miejscowego wynosi wg [94]:

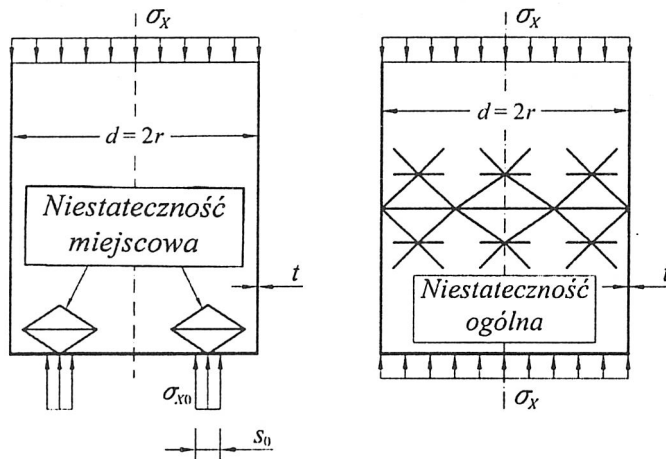
$$l_x = 1,72\sqrt{rt} \quad (4.19)$$

i w zakresie $x \leq l_x$ wartość naprężeń σ_x wyraźnie się zmniejsza w miarę oddalania się od lokalnej podpory.

Własne badania stateczności miejscowej cylindrycznych powłok, wykonane w 1986 r. [69], pozwoliły na uzyskanie następującej zależności na długość miejscowej półfali wyboczeniowej l_x w realnych cylindrycznych powłokach stalowych (z dopuszczalnymi błędami kształtu):

$$l_x = 3,41\sqrt{rt} . \quad (4.20)$$

Wyniki licznych badań numerycznych i eksperymentalnych z ostatnich trzech lat przedstawione są w p. 5.

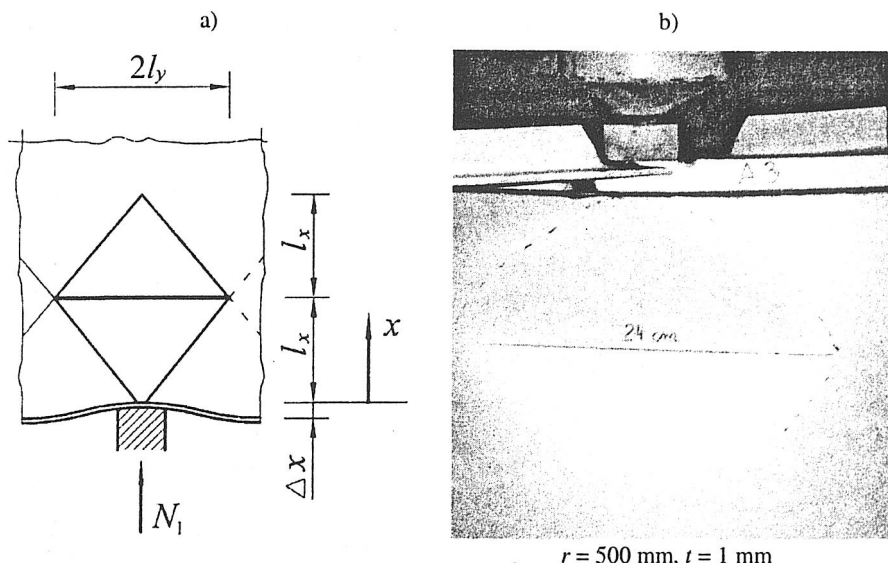


Rys. 4.13. Stan naprężeń i forma wyboczenia w przypadku lokalnego (a) i równomiernego oparcia (b) cylindrycznej powłoki ściskanej osiowo
Fig. 4.13. State of stresses and buckling shape for local (a) and uniform supporting (b) of cylindrical shells compresses axially

Samuelson [140], [141], [142], [143] oraz Samuelson i Eggewertz [139] stwierdzają, że w przypadku stateczności miejscowej ważny jest przede wszystkim rozkład naprężeń ściskających σ_x w obszarze:

$$0 \leq x \leq 3,8\sqrt{rt} , \quad (4.21)$$

czyli na długości pełnej fali wyboczeniowej $2l_x$ w powłoce idealnej, określonej wzorem (4.19).



Rys. 4.14. Geometria fali wyboczeniowej w strefie obciążenia skupionego N_1 (a) oraz przykład miejscowej niestateczności z badań własnych (b)

Fig. 4.14. Geometry of buckling wave in the zone of a concentrated load N_1 (a) and example of local buckling from own investigation (b)

Niezależnie od dyskusji na temat wielkości obszaru fali wyboczenia miejscowego jest oczywiste, że kryterium maksymalnych naprężeń jest kryterium bezpiecznym, lecz dającym zaniżone wartości nośności granicznej cylindrycznych powłok.

4.3.2. Stan naprężeń w strefie lokalnej podpory

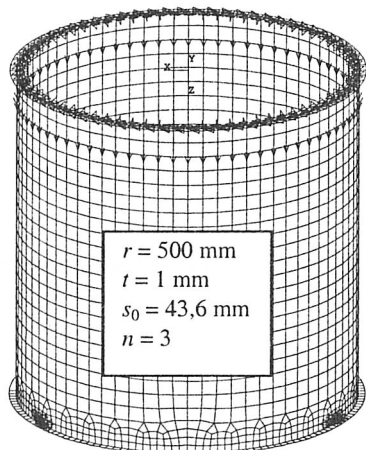
Lokalne obciążenie krawędzi podporowej cylindrycznego płaszcza silosu N_1 (rys. 4.14a) rozkłada się w postaci strumienia naprężeń σ_x na coraz większy fragment obwodu płaszcza w miarę oddalania się od tej krawędzi, a więc w miarę wzrostu współrzędnej x (rys. 4.12b). Jeśli promień krzywizny $r \rightarrow \infty$, czyli powłoka, zmienia się w płaską tarczę, to kąt α rozchodzenia się strumienia naprężeń wynosi ok. 45° [46], [119].

Promienie krzywizn cylindrycznych płaszczy realnych silosów są stosunkowo małe i wynoszą 0,5–10 m. Wyniki badań eksperymentalnych i numerycznych stanu naprężeń w strefie lokalnych podpór powłok o takich promieniach krzywizn dają dość zaskakujące wyniki. Okazuje się bowiem, że strumień naprężeń południkowych σ_x w ściskanych osiowo powłokach cylindrycznych podpartych lokalnie obejmuje stosunkowo wąski obszar, a kąt α może być znacznie większy niż 45° . Ten niespodziewany efekt zauważyli stosunkowo niedawno w swoich analizach numerycznych Gunnarson i Sandberg [62], a następnie Samuelson i Eggewertz [139], proponując w związku z tym nieoczekiwanym faktem

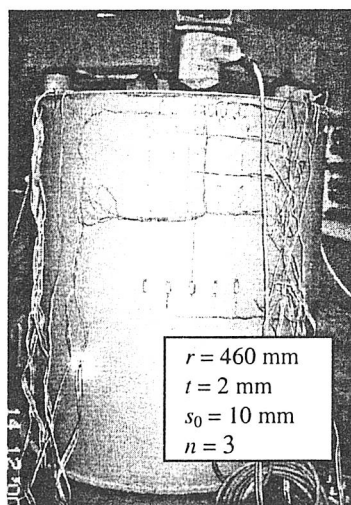
przyjmowanie kąta $\alpha \approx 70^\circ$ do wyznaczania naprężeń średnich w niedużej odległości x od krawędzi podporowej. Analizy numeryczne stanu naprężeń w tych pracach były prowadzone przy zastosowaniu liniowej teorii sprężystości.

Przeprowadzone własne analizy numeryczne oraz badania eksperymentalne stanu naprężeń σ_x w strefie wąskich lokalnych podpór cylindrycznych powłok potwierdziły fakt występowania stosunkowo wąskiego obszaru, w którym reakcja N_1 prawie w całości równoważona jest przez południkowe naprężenia ściskające σ_x . Zauważono jednak, że w bardzo bliskiej odległości od krawędzi naprężenia rozchodzą się praktycznie pod kątem $\alpha \approx 40-45^\circ$, a nieco dalej strumień tych naprężeń jest prawie stały w dość dużym oddaleniu od podpory lokalnej o szerokości s_0 (rys. 4.15 i 4.16).

a)



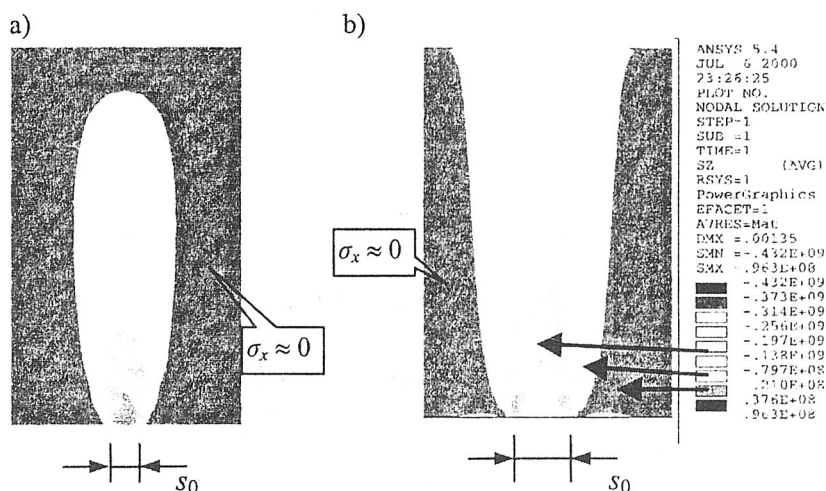
b)



Rys. 4.15. Podział na elementy skończone jednej z analizowanych powłok (a) oraz powłoka cylindryczna podczas badań stanu naprężeń (b)

Fig. 4.15. Division on finite elements of the one from analysed shells (a) and cylindrical shell under test of state of stresses (b)

Na podstawie analiz wartości południkowych naprężeń σ_x od reakcji podpory N_1 , uzyskanych w badanych numerycznie i eksperymentalnie licznych powłokach cylindrycznych, stwierdzono, że naprężenia te rozpraszają się w dość wąskich obszarach tych powłok, wzdłuż pionowych osi podpór lokalnych (rys. 4.16, 4.17 i 4.18). W obszarze fali wyboczeniowej dla $x \approx l_x$ – gdzie l_x wg zal. (4.19) – strumień naprężeń ściskających σ_x rozchodził się pod kątem $\alpha \approx 50-55^\circ$. Naprężenia od n reakcji podporowych N_1 rozkładały się na cały obwód powłoki tuż pod jej drugą krawędzią, podpartą i obciążoną równomiernie na całym obwodzie.



Rys. 4.16. Warstwice naprężeń σ_x w powłoce cylindrycznej ($r = 500$ mm, $t = 1$ mm) w strefie lokalnej podpory o szerokościach: $s_0 = 43,6$ mm (a), $s_0 = 130,9$ mm (b)

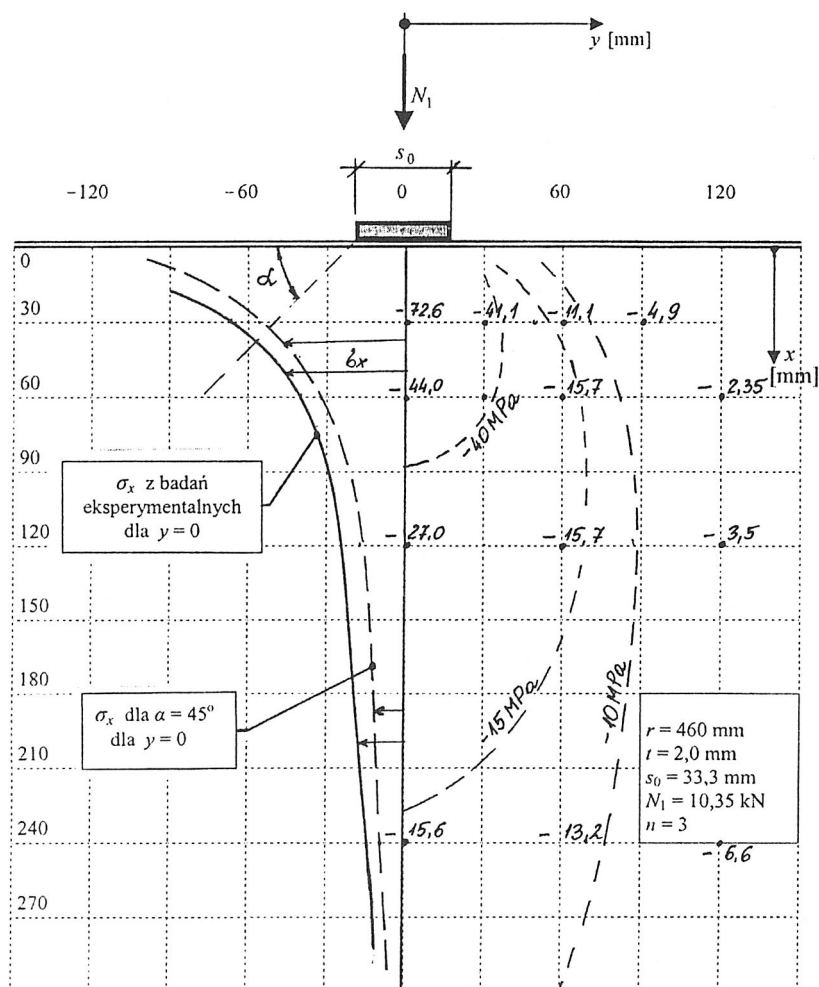
Fig. 4.16. Stress contour σ_x in cylindrical shell ($r = 500$ mm, $t = 1$ mm) near local support of widths: $s_0 = 43.6$ mm (a), $s_0 = 130.9$ mm (b)

Wyniki przeprowadzonych badań numerycznych i eksperymentalnych są bardzo podobne do pierwszych takich badań, przeprowadzonych w 1985 r. przez Gunnarssona i Sandberga [62] oraz Samuelsona i Eggwetrza (rys. 4.5 w [139]). Bardzo podobne wyniki w swoich analizach numerycznych uzyskał w 1988 r. Liebe [98] w swojej pracy doktorskiej.

Badania eksperymentalne własne dotyczyły powłok ze stali o granicy plastyczności $f_y = 310$ MPa, a wartości naprężeń σ_x nie przekraczały zakresu sprężystego.

Analizy numeryczne stanu naprężeń prowadzono metodą elementów skończonych (program ANSYS 5.4), wykorzystując prostokątne 8-węzłowe elementy powłokowe, z sześcioma stopniami swobody w każdym węźle. W strefie krawędzi podporowej zastosowano na obwodzie podział na 72 elementy skończone (rys. 4.15a). Analizy dotyczyły powłok o promieniach $r = 460$ – 500 mm, co oznacza, że elementy skończone przy krawędzi brzegowej miały wymiary ok. 40×40 mm. Analizy stanu naprężeń prowadzono wg teorii liniowej.

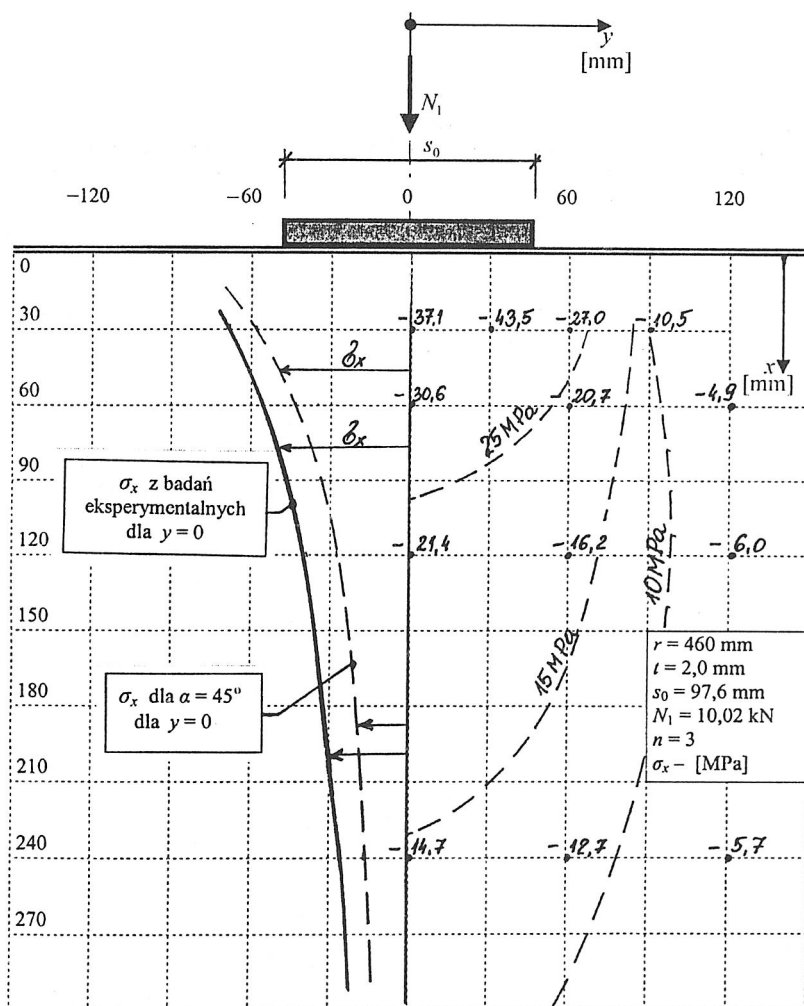
Wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych i eksperymentalnych potwierdzają niedawne spostrzeżenia autorów prac [62], [98] i [139], że południkowe naprężenia ściskające σ_x , pochodzące od skupionej reakcji N_1 lokalnej podpory, nie rozpraszają się na dużą szerokość obwodu cylindrycznej powłoki, tak jak to zakładano do niedawna we wszystkich pracach z dziedziny stateczności lokalnej powłok cylindrycznych. Ta dziedzina badań rozwija się jednak intensywnie dopiero od ponad 20 lat.



Rys. 4.17. Naprężenia σ_x w lokalnie ściskanej osiowo powłoce cylindrycznej
Fig. 4.17. Stresses σ_x for locally, axially compressed cylindrical shell

Na rysunkach 4.17 i 4.18 przedstawiono m.in. wykresy naprężeń ściskających σ_x wzdłuż osi działania lokalnej siły N_1 . Linia przerywaną po lewej stronie wykresu zaznaczono wartości naprężeń σ_x , obliczonych przy założeniu, że rozpraszania się one pod kątem $\alpha = 45^\circ$ w miarę oddalania się od brzegów podpory lokalnej. Linia ciągłą zaznaczono wartości naprężeń uzyskane z badań tensometrycznych (eksperymentalnych). Analizy przeprowadzono w przypadku kilku szerokości podpór s_0 , a na wykresach przedstawiono dwa reprezentatywne przypadki. Z wykresów na rys. 4.17 i 4.18 wynika wniosek, że rzeczywiste naprężenia σ_x w osi podpory, w niedużej odległości od niej, są większe nawet o ok. 30% od średnich naprężeń σ_x , obliczonych przy zało-

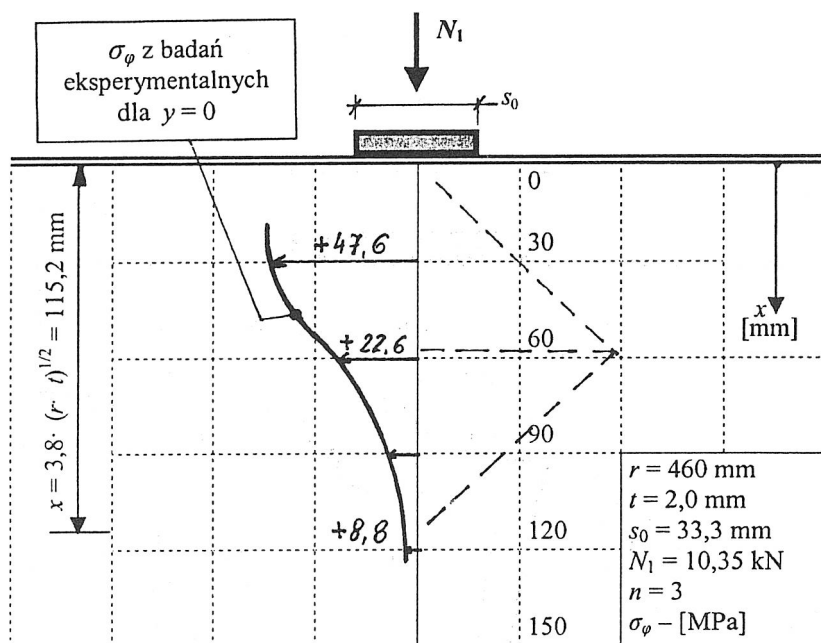
zeniu rozpraszania się naprężeń pod kątem $\alpha = 45^\circ$. Jeśli się jednak uwzględni, że wartość średnia jest z reguły mniejsza od wartości maksymalnej, to różnica między obiema metodami wyznaczania naprężeń wyraźnie się zmniejsza.



Rys. 4.18. Naprężenia σ_x w lokalnie ściskanej osiowo powłoce cylindrycznej
Fig. 4.18. Stresses σ_x for locally, axially compressed cylindrical shell

Wyniki własnych badań eksperymentalnych wskazują także na to, że proponowana przez Samuelsona i Eggewertza [139] metoda szacowania naprężeń σ_x w strefie fali wyboczeniowej nad lokalną podporą – z zastosowaniem kąta rozproszenia strumienia naprężeń $\alpha = 70^\circ$ – daje znacznie zawyżone wartości tych naprężeń. Te zawyżone

wartości naprężeń, traktowane jako naprężenia zredukowane, dają zaniżone wyniki w analizach nośności granicznej lokalnie ściskanych cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych.

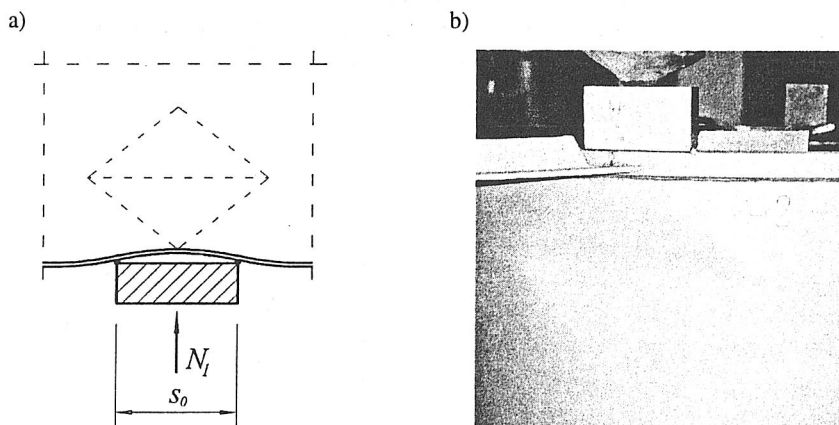


Rys. 4.19. Obwodowe naprężenia σ_φ w strefie podpory lokalnej
Fig. 4.19. Circumferential stress σ_φ in the zone of a local support

Obwodowy pierścień na krawędzi podporowej cylindrycznej powłoki płaszcza ogranicza w istotny sposób swobodę promieniowych odkształceń płaszcza w strefie podpory lokalnej. Tak więc w tej strefie pojawiają się lokalne naprężenia obwodowe σ_φ o zmiennych znakach (rozciąganie i ściskanie obwodowe). Przedstawiono je m.in. na rys. 4.10 dla przypadku równomiernego ściskania na całym obwodzie cylindrycznej powłoki. Obwodowe naprężenia ściskające mogą mieć istotny udział w zmniejszeniu nośności granicznej płaszczy silosów, wyznaczonej z warunku niestateczności lokalnej.

Na rysunku 4.19 przedstawiono wartości naprężeń obwodowych σ_φ wzdłuż osi działania reakcji podporowej N_1 , uzyskane w badaniach eksperymentalnych powłoki z rys. 4.17. W obszarze x , obejmującym jedną miejscową falę wyboczeniową, wyznaczonym według zależności (4.21), uzyskano dodatkowo wartości naprężeń obwodowych σ_φ o porównywalnych wartościach bezwzględnych z wartościami naprężeń ściskających σ_x . Dodatkowo wartości tych naprężeń są naturalną konsekwencją oparcia powłoki głównie w dwóch punktach na krawędziach sztywnej podpory przy narastaniu warto-

ści siły N_1 (rys. 4.20a). Przy odpowiednio dużej sile N_1 powstaje zauważalna szczelina między pierścieniem a sztywną podporą lokalną, szczególnie przy dużej szerokości s_0 tej podpory (rys. 4.20b).



Rys. 4.20. Oparcie powłoki na krawędziach lokalnej podpory (a) oraz deformacje powłoki podczas badań eksperymentalnych (b)

Fig. 4.20. Shell supported on the edges of the local support (a) and deformation of a shell during experimental test (b)

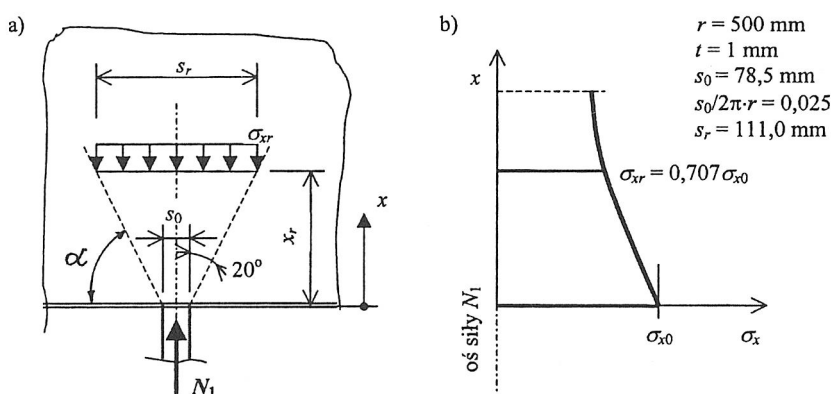
Na powstanie dość dużych naprężeń rozciągających σ_φ w strefie podpory lokalnej zwrócono uwagę już we wcześniejszych pracach [19], [69]. Naprężenia te wpływają korzystnie na zwiększenie wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ przy wyboczeniu miejscowym, wywołanym siłą N_1 . Wzrost wartości tych naprężeń nie jest zbyt duży [19]. Lokalne naprężenia rozciągające σ_φ mogą mieć jednak niekorzystny wpływ na nośność pionowych spoin blach płaszcza silosu, jeśli są zlokalizowane w osiach podpór (słupów) w bezpośrednim sąsiedztwie pierścienia podporowego.

4.3.3. Kryterium naprężeń zredukowanych

Południkowe naprężenia ściskające σ_x w cylindrycznej powłoce płaszcza silosu, opartego na kilku lokalnych podporach (słupach), maleją bardzo szybko w miarę oddalania się od pierścienia wzdłuż osi działania reakcji podporowej N_1 , a więc wraz ze wzrostem współrzędnej x (rys. 4.17 i 4.18). Spadek maksymalnych naprężeń $\sigma_{x,0}$, występujących na krawędzi podporowej, jest na całej długości fali wyboczeniowej $2l_x$ (rys. 4.14a) nawet kilkukrotny. Tak więc zmodyfikowano kryterium maksymalnych naprężeń (4.18) w taki sposób, aby w ich miejsce wprowadzić naprężenia zredukowane σ_{xr} , uwzględniające zmienność naprężeń σ_x w obszarze fali wyboczeniowej, która powstanie w powłoce w strefie lokalnej podpory, po przekroczeniu tych zredukowanych naprężeń.

Podstawy wyznaczania naprężeń zredukowanych σ_{xr} w analizie stateczności cylindrycznych powłok, obciążonych na krawędzi lokalną siłą południkową N_1 , podali Samuelson i Eggewertz w pracy [139]. Zasada ta polega na wyznaczaniu średnich naprężeń w środku przyszłej fali wyboczeniowej (tzw. naprężeń zredukowanych) i porównywaniu ich z naprężeniami krytycznymi $\sigma_{cr,x}$, które wyznaczane są identycznie jak w przypadku cylindrycznych powłok, ściskanych równomiernie na całym obwodzie. Zasadę tę można zapisać wzorem:

$$\sigma_{xr} \leq \sigma_{cr,x} . \quad (4.22)$$



Rys. 4.21. Zasada wyznaczania naprężeń zredukowanych σ_{xr} wg [139] (a) oraz wykres naprężeń σ_x w osi podpory wybranej powłoki walcowej (b)

Fig. 4.21. The rule of reduced stresses σ_{xr} determination according to [139] (a) and a diagram of stresses σ_x along the axis of a support of chosen cylindrical shell (b)

Współrzedną środka fali lokalnego wyboczenia w miejscu działania skupionego obciążenia N_1 określono w pracy [139] jako x_r za pomocą wzoru:

$$x_r = 2\sqrt{rt} . \quad (4.23)$$

Na rysunku 4.21a przedstawiono zasadę wyznaczania naprężeń zredukowanych σ_{xr} na potrzeby analizy stateczności lokalnej według zależności (4.22). Na rysunku 4.21b przedstawiono wykres naprężeń σ_x dla wybranej powłoki cylindrycznej w osi działania lokalnej siły N_1 , obliczonych przy założeniu kąta rozpraszania się naprężeń w powłoce $\alpha = 70^\circ$ (zgodnie z rys. 4.21a i [139]). Geometria tej powłoki odpowiada jednemu z badanych eksperymentalnie modeli, które prezentowane są w p. 5.

Po opublikowaniu kryterium naprężeń zredukowanych w analizie stateczności lokalnej przez Samuelsona [143] w 1990 r. oraz wspólnie z Eggewertzem [139] w 1992 r., również inni badacze zaczęli stosować to kryterium. Do znaczących prac z tej dziedziny, w których zastosowano kryterium naprężeń zredukowanych zamiast kryterium

maksymalnych naprężeń (por. p. 4.3.1), należą liczne prace Guggenbergera [54], [59], [60] oraz Knödela i Ummerhoffer [91], [92] oraz Knödela i Maierhöfera [90].

Kryterium naprężeń zredukowanych wydaje się być lepsze od kryterium maksymalnych naprężeń, gdyż uwzględnia ono powszechnie stwierdzany fakt, że utracie stateczności lokalnej w cylindrycznej powłoce towarzyszą wyższe maksymalne naprężenia ściskające σ_x niż przy ogólnej utracie stateczności powłoki, która jest ściskana osiowo, równomiernie na całym obwodzie. Podstawową wadą tego kryterium jest jednak arbitralny sposób wyznaczenia naprężeń zredukowanych σ_{xr} , w którym nie można uwzględnić zróżnicowanego sposobu rozproszenia naprężeń (zróżnicowanych kątów α) przy różnych smukłości powłok (r/t) oraz przy różnych szerokości podpór lokalnych s_0 . Występowanie zróżnicowania rozpraszania naprężeń w powłoce cylindrycznej w zależności od jej smukłości oraz szerokości podpór lokalnych stwierdził autor w swoich badaniach eksperymentalnych (p. 5). Inną wadą dotychczasowej wersji kryterium naprężeń zredukowanych jest wyznaczanie geometrii fali wyboczeniowej, a tym samym poziomu x_r (rys. 4.21a) dla powłoki o idealnej geometrii. Tymczasem w realnych powłokach z dopuszczalnymi błędami kształtu fala wyboczeniowa jest znacznie większa niż w powłoce idealnej. Własne analizy i badania eksperymentalne z 1986 r. [69] wykazały, że wymiary geometryczne pojedynczej fali wyboczeniowej nad podporą lokalną mogą być większe o ok. 70%, co wynika m.in. z porównania własnego wzoru (4.20) z wzorem (4.19).

Krytyczna ocena metody naprężeń zredukowanych w analizie stateczności lokalnej powłok cylindrycznych jest zawarta w pracy własnej [71].

Tabela 4.1. Wartości naprężeń σ_x MPa, w odległości x_r od podpory lokalnej w osi działania siły N_1
Tab. 4.1. Values of stresses σ_x MPa in a distance x_r from local support along the axis of the force N_1

$r = 460 \text{ mm}, t = 2 \text{ mm}, x_r = 60,66 \text{ mm}, E = 205000 \text{ MPa}, N_1 \approx 10,24 \text{ kN}$				
$s_0 / 2\pi r$	0,00346	0,01152	0,01858	0,03377
wg [139]	94,5	66,1	52,3	36,1
własne badania eksperymentalne	46,0	44,0	40,5	30,6
Różnica, %	105,4	50,2	29,1	18,0

W tabeli 4.1 przedstawiono wartości południkowych naprężeń σ_x w powłoce cylindrycznej w odległości x_r od krawędzi podpory lokalnej, uzyskane we własnych badaniach eksperymentalnych i obliczone na podstawie [139]. Odległość x_r obliczono na podstawie zależności (4.23), podanej przez Samuelsona i Eggewertza [139]. Różnice w uzyskanych wartościach naprężeń z badań eksperymentalnych i z analiz według [139] są dość wyraźne i szczególnie duże w przypadku podpór lokalnych o małych szerokościach s_0 . Wartości uzyskanych naprężeń wskazują na to, że kąt rozprzestrzeniania się naprężeń σ_x w pobliżu podpory lokalnej przy jej małej szerokości jest znacznie mniejszy niż 70° , czyli niż proponowany w [139] i w innych późniejszych

pracach. Kąt ten zmienia się w miarę oddalania się od podpory, a w bezpośrednim sąsiedztwie tej podpory można on wynosić $\alpha = 45\text{--}50^\circ$ (por. rys. 4.21a).

Wartości uzyskane w badaniach eksperymentalnych są wartościami maksymalnymi (por. rys. 4.17 i 4.18), a nie średnimi na szerokości s_r (por. rys. 4.21a). Tak więc gdyby obliczyć średnie wartości naprężeń, uzyskanych z badań eksperymentalnych (rys. 4.17 i 4.18 oraz tab. 4.1), to uzyskałoby się jeszcze większe różnice w porównaniu z metodą Samuelsona i Eggewertza [139].

Można więc stwierdzić, że kryterium zredukowanych naprężeń w analizie stateczności lokalnej osiowo ściskanych cylindrycznych powłok płaszczy silosów jest bezpiecznym oszacowaniem nośności granicznej do celów projektowych. Kryterium to daje jednak zbyt niskie oszacowanie nośności granicznej płaszczy silosów, szczególnie w przypadku małych szerokości podpór lokalnych.

4.3.4. Krytyczna reakcja podpory lokalnej

Rozkład naprężeń ściskających σ_x w strefie działania reakcji lokalnej podpory N_1 w obszarze potencjalnej fali wybożeniowej cylindrycznej powłoki płaszcza jest bardzo zróżnicowany i zależy od wielu czynników. Wyznaczanie naprężeń zastępczych – określanych w p. 4.3.3 jako naprężenia zredukowane σ_{xr} – do potrzeb analizy stateczności jest trudne i może prowadzić do błędnej oceny nośności granicznej tej powłoki. Wady proponowanej w [139] metody wyznaczania naprężeń zredukowanych σ_{xr} przedstawiono w p. 4.3.3.

Wobec powyższych niedogodności dotychczas prezentowanych metod analizy stateczności cylindrycznych powłok w strefie podpór lokalnych (p. 4.3.1 i 4.3.3) wskazane jest poszukiwanie innych, lepszych metod. Próbę opracowania takiej metody podjął autor w pracy [69], gdzie zamiast wyznaczania naprężeń krytycznych wyznaczano krytyczną reakcję podpory lokalnej $N_{cr,1}$. Ta krytyczna reakcja jest południkowym obciążeniem skupionym, przyłożonym do krawędzi powłoki cylindrycznej, powodującym lokalną utratę stateczności powłoki w strefie przyłożenia siły N_1 . Wartość krytycznej reakcji podpory lokalnej $N_{cr,1}$, w przypadku podpory o małej szerokości i małej sztywności giętno-skrętnej pierścienia podporowego, wyznaczono w pracy własnej [69] i przedstawiono w postaci zależności:

$$N_{cr,1} = 1,214 \cdot Et^2 \sqrt{t/r}. \quad (4.24)$$

W przypadku uwzględnienia korzystnych wpływów sztywności giętno-skrętnej pierścienia oraz zwiększania szerokości podpory lokalnej na wzrost wartości $N_{cr,1}$ zależność (4.24) przybierała postać:

$$N_{cr,1} = 1,214(1 + \delta_1 + \delta_2)Et^2 \sqrt{t/r}, \quad (4.25)$$

gdzie δ_1 i δ_2 – składniki poprawkowe, uwzględniające wpływ sztywności giętno-skrętnej pierścienia podporowego i szerokości podpory na wzrost $N_{cr,1}$.

Na podstawie badań eksperymentalnych i analitycznych, przedstawionych w [69], można stwierdzić, że w przypadku realnych konstrukcji silosów maksymalny wzrost wartości reakcji krytycznej $N_{cr,1}$ przy uwzględnieniu współczynników δ_1 , δ_2 wynosi łącznie ok. 15–20%.

Należy również zaznaczyć, że krytyczna reakcja podpory $N_{cr,1}$ jest we wzorach (4.24) i (4.25) wartością obliczeniową, gdyż w pracy [69] wyznaczona została ona dla realnych powłok silosów z dopuszczalnymi imperfekcjami geometrycznymi.

Podstawą wyznaczenia wartości $N_{cr,1}$ były ogólne założenia tzw. „geometrycznej” metody Sierova [151] do analizy stateczności powłok, a w szczególności powłok cylindrycznych. W metodzie tej wykorzystywana jest zasada wariacyjna Lagrange’a, zgodnie z którą warunkiem koniecznym statycznego kryterium stanu krytycznego jest zerowanie się pierwszej wariancji całkowitej energii potencjalnej V :

$$\delta V = 0, \quad (4.26)$$

przy czym:

$$V = L_e - L_z, \quad (4.27)$$

gdzie:

L_e – całkowita energia potencjalna odkształcenia sprężystego powłoki, powstała w cyklu pełnego izometrycznego przekształcenia powłoki w procesie wyboczenia,

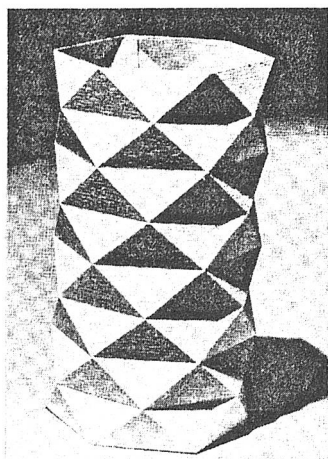
L_z – praca sił zewnętrznych, odpowiadająca temu przekształceniu.

Opisując powierzchnię powłoki po przekształceniu jako funkcję skończonej liczby parametrów $a_1, \dots, a_k$, można wyznaczyć minimalną wartość obciążenia z zależności:

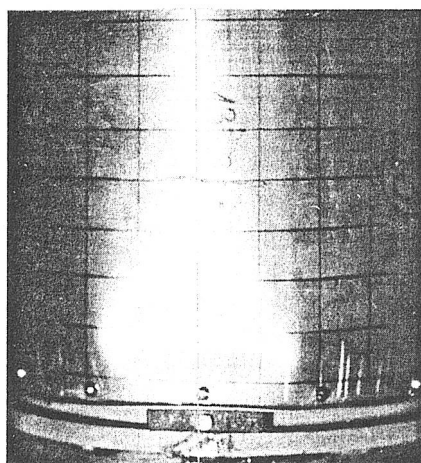
$$\frac{\partial V}{\partial a_1} = 0, \dots, \frac{\partial V}{\partial a_k} = 0. \quad (4.28)$$

Jako przybliżenie rzeczywistej powierzchni cylindrycznej powłoki po jej wyboczeniu przyjęto powierzchnię odpowiadającą modelowi Yoshimury [169], a więc izometryczne przekształcenie powierzchni początkowej. Model Yoshimury przekształcenia powłoki po wyboczeniu przy ściskaniu południkowym (rys. 4.22a) potwierdza się dość dobrze w badaniach eksperymentalnych smukłych powłok ściskanych równomiernie [69], [94], [146], [151], [160], [161] oraz we własnych badaniach (rys. 4.23b), a także w przypadku powłok ściskanych lokalnie [69], (rys. 4.22b i 4.23a). Ostre załomy żeber w tym modelu są w rzeczywistości lekko rozmyte i trzeba to uwzględnić w wartości energii L_e . Tak więc energia potencjalna L_e składa się nie tylko z energii zginania na liniach załomu żeber geometrycznych (rys. 4.22a), lecz także z energii błonowej odkształcenia powierzchni środkowej powłoki na tych rozmytych załomach, związanej z odstępstwem od izometrii. Zagadnienia te analizowane są w pracach [69] [128] i [151].

a)



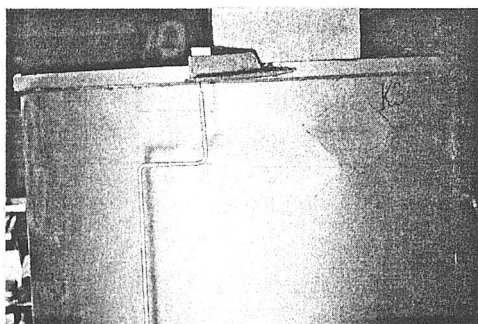
b)



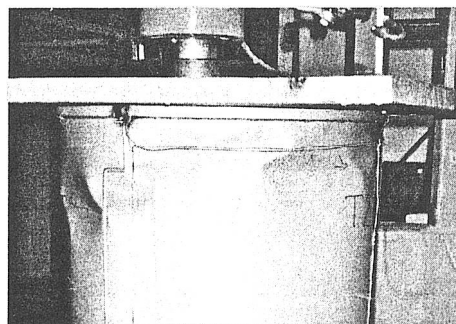
Rys. 4.22. Model Yoshimury wg [94] (a) oraz geometria fali wyboczeniowej nad podporą lokalną w badaniach własnych [69] (b)

Fig. 4.22. Model of Yoshimura according to [94] (a) and the geometry of buckling wave over local support according to own investigation [69] (b)

a)



b)



Rys. 4.23. Geometria fal wyboczeniowych pod szeroką podporą lokalną (a) oraz przy równomiernym ściskaniu na całym obwodzie (b)

Fig. 4.23. Geometry of buckling waves under the wide local support (a) and for uniform compression along the whole perimeter (b)

Opisując geometrię cylindrycznej powłoki po wyboczeniu za pomocą poprawionego modelu Yoshimury, uwzględniającego rozmycie ostrych załamów, oraz uwzględniając uzyskiwany w wielu badaniach stosunek szerokości fali do jej długości, równy:

$$v = l_y / l_x = 0,9 - 1,0, \quad (4.29)$$

oraz rozwiązując równania (4.28) uzyskano w przypadku osiowo ściskanych stałowych powłok cylindrycznych ($\nu = 0,3$) znane równanie na wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$:

$$\sigma_{cr,x} = \eta_0 E \frac{t}{r}, \quad (4.30)$$

w którym η_0 – obliczeniowy współczynnik naprężeń krytycznych ($\eta_0 < 0,605$).

Obliczeniowy współczynnik naprężeń krytycznych był wyznaczany w taki sposób, aby wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ odpowiadały dolnym wartościom tych naprężeń, uzyskiwanym w badaniach eksperymentalnych realnych powłok z błędami kształtu. W tym celu określano tzw. obliczeniową liczbę fal na obwodzie powłoki n_{y0} , która w związku z tym przeważnie nie była liczbą całkowitą. Obliczeniowe liczby fal n_{y0} oraz odpowiadające im współczynniki η_0 wg [151] podano w tabeli 4.2. W tabeli tej podano również liczby fal obwodowych n_y uzyskanych z analiz liniowej teorii stateczności [94] oraz liczbę fal n_{y1} dla wyboczenia miejscowego, uzyskiwaną we wcześniejszych analizach własnych [69].

Tabela 4.2. Współczynniki niestateczności η_0 oraz liczba fal n_{y0} , n_y oraz n_{y1}

Tab. 4.2. Buckling coefficient η_0 and the number of waves n_{y0} , n_y , n_{y1}

r/t	200	250	500	750
η_0 wg [151]	0,223	0,205	0,155	0,132
n_{y0} wg [151]	8,70	8,65	9,40	9,85
n_y wg [94]	12,30	13,76	19,45	23,83
n_{y1} wg [69]	12,73	14,23	20,12	24,65

Z tabeli 4.2 wynika wniosek, że współczynnik naprężeń krytycznych η_0 jest 3–4-krotnie mniejszy od współczynnika 0,605 we wzorze (4.3), który obowiązuje w liniowej teorii stateczności powłok cylindrycznych. Taki spadek nośności jest powszechnie obserwowany w realnych powłokach z błędami kształtu. Uzyskiwane w analizach autora wartości n_{y1} dla stateczności miejscowej w realnych powłokach są bardzo zbliżone do wartości n_y dla idealnych powłok, ściskanych równomiernie.

Zależność (4.24) oraz jej rozszerzoną wersję (4.25) uzyskano w [69] z rozwiązania równań (4.28), w których energię potencjalną odkształcenia sprężystego L_e określono dla jednej, miejscowej fali wyboczeniowej (rys. 4.22b) nad podporą lokalną.

5. Badania stateczności miejscowej ściskanych podłużnie cylindrycznych płaszczy silosów stalowych podpartych lokalnie

5.1. Wprowadzenie

Dotychczasowe wyniki analiz stateczności lokalnej, ściskanych osiowo siłą N , cylindrycznych powłok [48], [50], [51], [56], [57], [59], [61], [54], [65], [60], [84], [89], [91], [92], [110], [134], [139], [143] podpartych lokalnie na n podporach, oddziałujących na krawędź podporową siłami $N_1 = N/n$, nie uwzględniają wielu istotnych czynników wpływających na proces wyboczenia lokalnego. Brak jest przede wszystkim uwzględnienia wpływu liczby podpór lokalnych n i ich szerokości s_0 na nośność graniczną powłoki, odpowiadającą przeważnie lokalnemu obciążeniu krytycznemu $N_{cr,1}$ na pojedynczej podporze. Nie analizuje się też w wystarczającym zakresie faktu powstania lokalnej fali wyboczeniowej w bezpośrednim sąsiedztwie pierścienia podporowego, który w istotny sposób utrudnia swobodę kształtowania się takiej fali w przeciwieństwie do przypadku wyboczenia ogólnego (całej powłoki), kiedy to pierwsze fale wyboczeniowe powstają w środkowej części cylindrycznej powłoki, a nie bezpośrednio przy pierścieniach brzegowych.

W wielu przypadkach podpory lokalne nie są jednakowo obciążone, a nawet mogą występować znaczne różnice w znakach reakcji podporowych N_1 – na przykład przy dużym obciążeniu poziomym płaszcza silosu od wiatru. Te zagadnienia również nie są przedmiotem stosownych analiz w dotychczasowych pracach, przytoczonych wyżej.

Badania eksperymentalne z dziedziny stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów metalowych są bardzo nieliczne i w zasadzie mają one jedynie charakter jakościowy [69], [124].

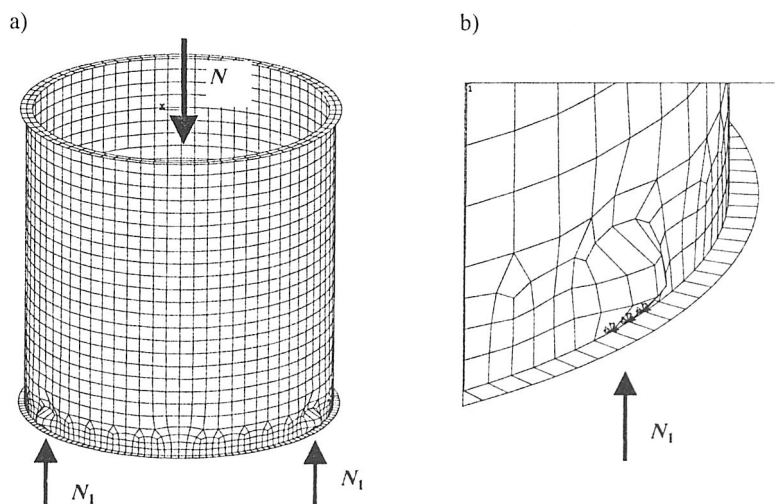
Istnieje więc potrzeba stosownych analiz numerycznych i badań eksperymentalnych stateczności lokalnie obciążonych cylindrycznych powłok płaszczy silosów stalowych, a w szczególności obciążonych podłużnymi siłami ściskającymi, stanowiącymi reakcje lokalnych podpór silosów (słupów). Reprezentatywna liczba badań

pozwoili na opracowanie nowej metody analizy stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów, uwzględniającej lepiej niż dotychczas wiele istotnych czynników, wpływających na proces lokalnego wyboczenia tych płaszczy.

Autor wykonał wiele badań eksperymentalnych i numerycznych stateczności miejscowo ściskanych cylindrycznych powłok stalowych, których wyniki zamieszczono głównie w niniejszym rozdziale, częściowo w pozostałych rozdziałach. Na podstawie uzyskanych wyników zaproponowano nową metodę analizy nośności granicznej cylindrycznych płaszczy silosów metalowych w strefie oparcia lokalnego. Metoda ta jest również zaprezentowana w ostatnich pracach autora [71] i [73].

5.2. Numeryczne analizy stateczności miejscowej ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych

Analizy stateczności cylindrycznych powłok ściskanych podłużnie (osiowo lub mimośrodowo) przeprowadzano dla kilkudziesięciu przypadków, w których różnicowane były zarówno ilość, jak i szerokość podpór lokalnych oraz zmieniana była geometria powłok. Zasadnicza grupa powłok w tych analizach miała prawie taką samą geometrię, jak powłoki badane eksperymentalnie. Miało to ułatwić porównywanie wyników badań i analiz numerycznych.



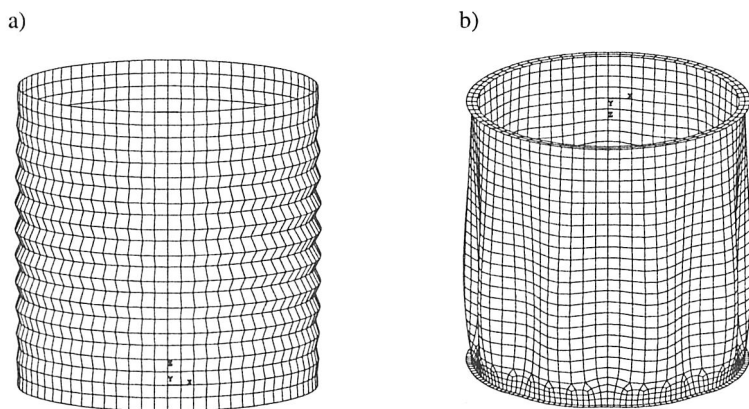
Rys. 5.1. Podział na elementy skończone i wybrany sposób obciążenia badanych powłok cylindrycznych (a) oraz postać wyboczenia lokalnego (b)

Fig. 5.1. Division on finite elements and the chosen manner of load of tested cylindrical shells (a) and the mode of local buckling (b)

Numeryczne analizy stateczności wybranych powłok cylindrycznych wykonano metodą elementów skończonych, z zastosowaniem programu ANSYS 5.4. Każdą powłokę w strefie pierścienia podporowego podzielono na obwodzie na 72 powłokowe (zakrzywione) elementy skończone o 4 węzłach narożnych i 4 węzłach na krawędziach czworokątnych elementów skończonych. Każdy węzeł miał 6 stopni swobody. Elementy skończone miały prawie identyczne wymiary w kierunku podłużnym i obwodowym. W dalszej odległości od krawędzi podporowej zastosowano dwa razy większe elementy skończone (rys. 5.1a). Analizy stateczności wykonywane były według teorii I-rzędu. Moduł odkształcalności podłużnej materiału powłoki (stali) przyjęto jako $E = 205 \text{ GPa}$, a współczynnik Poissona jako $\nu = 0,3$.

Obciążenie osiowe N przyłożono na górnej krawędzi w postaci obciążenia równomiernego, a na dolnej krawędzi stosowano podpory lokalne w liczbie $n = 3, 6, 9$ i 12 . Szerokość lokalnych podpór s_0 była wielokrotnością $43,633 \text{ mm}$, czyli wielokrotnością szerokości jednego elementu skończonego na krawędzi podporowej powłoki o promieniu $r = 500 \text{ mm}$, która była podstawową powłoką w analizach numerycznych. Różne smukłości badanych powłok r/t realizowano poprzez zmianę grubości powłoki t . Podstawowa wysokość powłok wynosiła $H = 1000 \text{ mm}$.

Na obu krawędziach powłoki stosowano pierścienie usztywniające o różnych przekrojach. Najczęściej były to płaskowniki stalowe o szerokości 40 mm (szerokość pierścienia) i grubości 5 mm (niekiedy $10, 20$ i 40 mm). Pierścienie modelowane były powłokowymi elementami skończonymi (rys. 5.1b) razem z powłoką cylindryczną, a więc powłoka zamocowana była sztywno w tych pierścieniach. Taki sposób zamocowania powłok w pierścieniach stosowany był również w badanych eksperymentalnie powłokach (spawanie).



Rys. 5.2. Postacie wyboczenia uzyskane w analizach numerycznych:
a) równomierne ściskanie osiowe, b) równomierne ciśnienie zewnętrzne

Fig. 5.2. Buckling modes obtained by numerical analyses:
(a) uniform axial compression, (b) uniform external pressure

Ostateczny dobór rodzaju i wielkości elementów skończonych wynikał z analiz stateczności sprężystej typowych przypadków, obciążenia i podparcia idealnych powłok cylindrycznych. Analizowano więc równomiernie ściskane osiowo powłoki cylindryczne z pierścieniami na brzegach (rys. 5.2a), dla których wartość naprężeń krytycznych określana jest znanym wzorem (4.3), oraz takie same powłoki, lecz obciążone równomiernym ciśnieniem zewnętrznym na całej swej powierzchni bocznej (rys. 5.2b). Uzyskane w kontrolnych analizach numerycznych wartości naprężeń krytycznych nie różniły się więcej niż o 1% od wartości znanych z liniowej teorii stateczności cylindrycznych powłok idealnych. Uzyskane w tych analizach postacie wyboczenia (rys. 5.2) odpowiadały znanym przypadkom, opisywanym w literaturze.

Oparcie na trzech podporach lokalnych jest ostatnio dość częstym rozwiązaniem konstrukcyjnym, w którym na jednej z takich podpór montuje się wagę, a pozostałe dwie podpory są przegubowymi elementami stabilizującymi.

Wyniki analiz numerycznych dla różnorodnych przypadków podparcia i obciążenia cylindrycznych powłok przedstawione są w kolejnych częściach pracy.

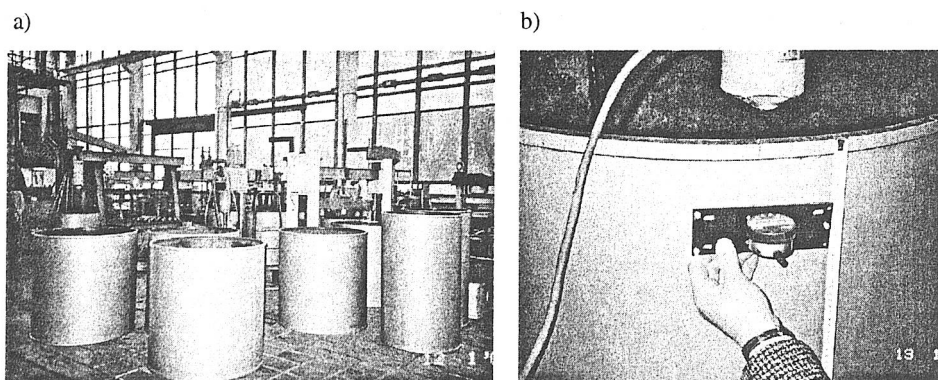
5.3. Badania eksperymentalne stateczności miejscowej ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych

Badania eksperymentalne stateczności miejscowej cylindrycznych powłok płaszczy silosów miały zarówno charakter jakościowy, jak i ilościowy, a zbadano 46 różnych przypadków podłużnego obciążenia lokalnego krawędzi podporowej. Inne badane eksperymentalnie powłoki podparte były równomiernie na całym obwodzie i obciążane osiowo lub mimośrodowo, lecz wyniki tych badań są prezentowane w kolejnych rozdziałach pracy.

Badania eksperymentalne wykonano na modelach powłok cylindrycznych w skali półtechnicznej. Średnice badanych modeli wynosiły $d = 750\text{--}1000$ mm, a więc były jedynie około dwa razy mniejsze od niedużych, typowych silosów na cement.

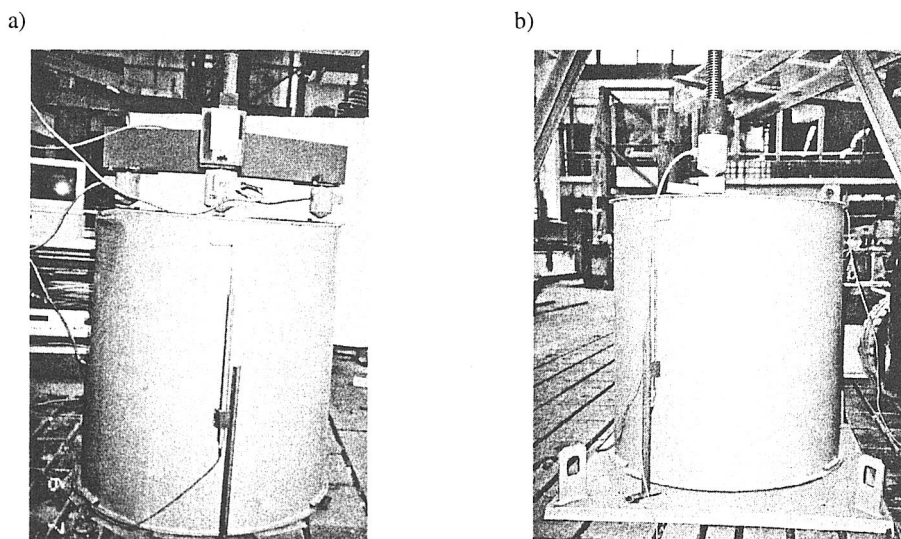
Zasadnicza część modeli (rys. 5.3a) wykonana była z blachy stalowej St3Sa1 o granicy plastyczności $f_y = 310$ MPa i grubości $t = 1$ mm. Część modeli z tej blachy miała średnicę $d = 1000$ mm, a druga część – średnicę $d = 750$ mm. Tak więc badano powłoki o smukłości $r/t = 375$ oraz $r/t = 500$, które w realnych cylindrycznych płaszczach silosów są typowymi smukłościami. Wykonano również 7 badań eksperymentalnych z zastosowaniem modeli powłok o średnicy $d = 920$ mm i grubości $t = 2$ mm ($r/t = 230$) ze stali St3SY.

Wszystkie modele powłok miały wykonywaną przed badaniami dokładną inwentaryzację geometrii i pomiary błędów kształtu (rys. 5.3b). Dokładność wykonania powłok była dobra, a błędy kształtu w postaci lokalnych wgnieceń i owalizacji nie przekraczały w żadnym przypadku połowy wartości dopuszczalnych przez normy [28] i [126].



Rys. 5.3. Modele przygotowane do badań (a) oraz pomiar błędów kształtu (b)
 Fig. 5.3. Model prepared for test (a) measurement of shape imperfections (b)

Badania były przeprowadzane w przypadku jednoczesnego obciążenia krawędzi brzegowej powłoki trzema takimi samymi podłużnymi siłami skupionymi N_1 (rys. 5.4a). W wielu przypadkach krawędź brzegową powłoki obciążano tylko jedną siłą N_1 (rys. 5.4b) po stwierdzeniu uzyskiwania praktycznie takich samych wartości lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$ podczas działania pojedynczej siły lokalnej N_1 (mimośrodowo) oraz podczas jednoczesnego działania trzech sił N_1 (osiowo).



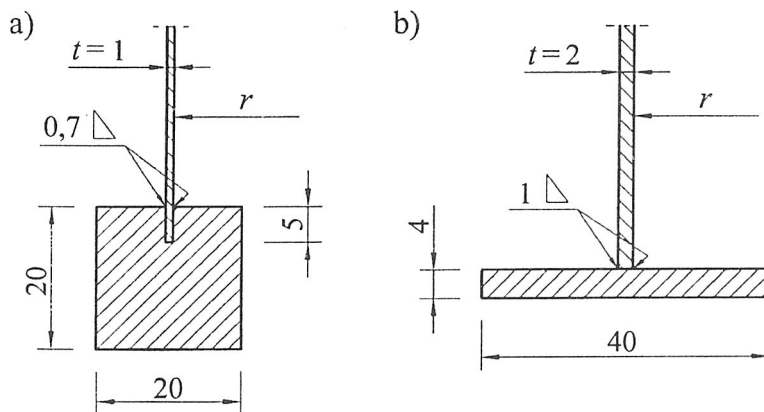
Rys. 5.4. Model $r/t = 230$ obciążony trzema lokalnymi siłami podłużnymi N_1 (a)
 oraz jedną lokalną siłą podłużną N_1 (b)
 Fig. 5.4. Model $r/t = 230$ loaded by three longitudinal forces N_1 (a)
 and by one local longitudinal force N_1 (b)

Obciążenie podłużnymi siłami lokalnymi N_1 na krawędzi każdej powłoki realizowano za pomocą siłowników hydraulicznych lub ręcznych siłowników śrubowych. Obciążenie N_1 nie było zatem obciążeniem śledzącym, gdyż kontrolowane było przemieszczenie pionowe obciążanej krawędzi powłoki w miejscu przyłożenia obciążeń N_1 podczas całego cyklu obciążania i odciążania powłoki. Była więc dość dobra możliwość obserwowania kolejnych faz wyboczenia lokalnego i stanu pokrytycznego.

Każda badana powłoka miała dwa identyczne pierścienie na swych brzegach. W powłokach o smukłościach $r/t = 375$ i 500 ($t = 1$ mm) pierścienie podporowe wykonane były z płaskownika 20×20 mm (rys. 5.5a). W powłokach o smukłości $r/t = 230$ ($t = 1$ mm) pierścienie wykonane były z płaskownika 4×40 mm (rys. 5.5b).

Pomiary sił N_1 wykonywane były siłomierzami tensometrycznymi o dokładności pomiaru $0,001$ kN. Pomiary pionowych przemieszczeń powłoki (odkształceń) Δ_1 w miejscach przyłożenia sił N_1 wykonywane były za pomocą czujników indukcyjnych o dokładności pomiaru $0,01$ mm. Wszystkie odczyty rejestrowane były automatycznie przy użyciu odpowiedniego komputerowego zestawu pomiarowego w Laboratorium Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej.

Oparcie dolne powłok realizowane było za pośrednictwem stalowej płyty grubości 40 mm, ułożonej na specjalnym sztywnym stalowym podłożu (rys. 5.4b) lub bezpośrednio na tym podłożu (rys. 5.4a). W przypadku obciążenia pojedynczą siłą N_1 dolna krawędź mocowana była do podłoża za pomocą specjalnych uchwytów na całym obwodzie.



Rys. 5.5. Geometria pierścieni w badanych modelach $r/t = 375$ i 500 (a) oraz w modelach $r/t = 230$ (b)

Fig. 5.5. Geometry of rings in tested models $r/t = 375$ and $r/t = 500$ (a), for models $r/t = 230$ (b)

Podczas badań eksperymentalnych oprócz obciążeń i podłużnych odkształceń powłok mierzono również podczas badań eksperymentalnych geometrię powstających lokalnych fal wyboczeniowych i obserwowano zachowanie się powłoki w stanie pokrytycznym. Wyniki badań będą przedstawiane w kolejnych częściach pracy.

5.4. Wpływ szerokości podpór lokalnych na nośność graniczną cylindrycznego płaszcza silosu

Wyczerpanie nośności granicznej cylindrycznego płaszcza silosu o smukłości $r/t > 200$ opartego na słupach uzewnętrznia się najczęściej lokalną utratą stateczności w strefie tych lokalnych podparć. W przypadku bardzo małych szerokości s_0 podpór lokalnych (głowic słupów) utrata nośności może się objawić uplastycznieniem wskutek przekroczenia przez naprężenia σ_{x0} (rys. 4.12b) lub naprężenia zastępcze granicy plastyczności stali f_y , z której wykonany jest płaszcz silosu. W praktyce nie stosuje się bardzo wąskich podpór lokalnych i wyczerpanie nośności płaszcza silosu związane jest z miejscową utratą stateczności.

W przypadku osiowego ściskania cylindrycznej powłoki płaszcza silosu wypadkową siłą N wartość naprężeń σ_{x0} nad symetrycznie rozmieszczonymi podporami skupionymi można zapisać:

$$\sigma_{x0} = \frac{N}{ns_0 t}, \quad (5.1)$$

gdzie:

n – liczba lokalnych podpór,

N – wypadkowe osiowe obciążenie ściskające powłokę cylindryczną płaszcza silosu.

Naprężenia σ_{x0} na krawędzi podporowej płaszcza silosu od siły N , działającej na szerokości podpory lokalnej s_0 , można wyznaczyć również z zależności (4.16).

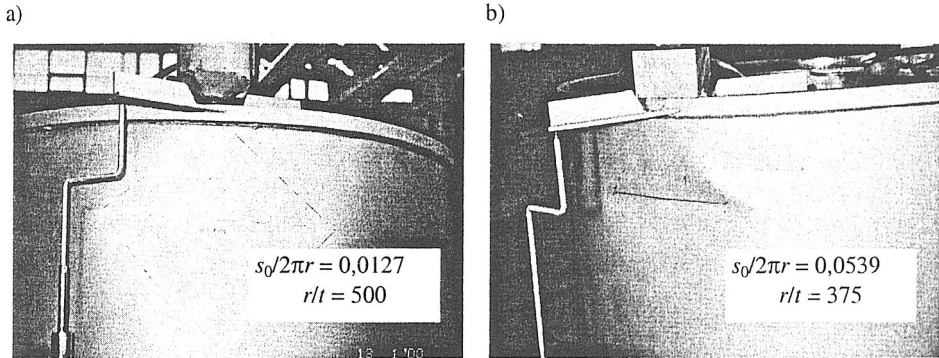
W rozdziale 5.7 niniejszej pracy zaproponowano nową metodę analizy stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów, opartą na wartości maksymalnych naprężeń σ_{x0} , występujących na styku lokalnej podpory z krawędzią podporową powłoki, z uwzględnieniem zasad obliczania efektywnej szerokości podpory s_0 według rys. 4.12b. Zatem jako południkowe, brzegowe naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x0}$ dla wybożenia lokalnego uważana będzie taka wartość naprężeń σ_{x0} , przy której nastąpi utrata stateczności powłoki nad podporą lokalną. Jedną z zalet takiego podejścia jest łatwość wyznaczenia naprężeń na krawędzi powłoki σ_{x0} , co w metodzie naprężeń zredukowanych (p. 4.3.3) jest mało dokładne, gdyż naprężenia te wyznacza się w pewnej umownej odległości x_r od krawędzi podporowej.

W nowej metodzie analizy stateczności miejscowej trzeba wyznaczać nowe wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$, wyraźnie większe od naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ otrzymanych z zależności (4.3) dla powłok obciążonych osiowo i podpartych równomiernie.

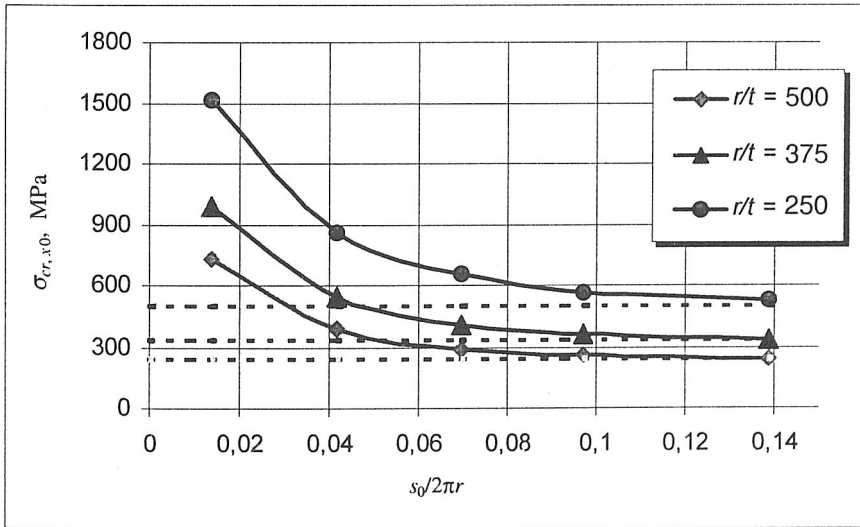
Przyjęcie poziomu odniesienia $x = 0$ w analizie naprężeń krytycznych pozwala na zamienne posługiwanie się lokalnymi naprężeniami krytycznymi $\sigma_{cr,x0}$ lub lokalną południkową siłą krytyczną $N_{cr,1}$, gdzie:

$$N_{cr,1} = \sigma_{cr,x0} s_0 t . \quad (5.2)$$

Zarówno $\sigma_{cr,x0}$, jak i $N_{cr,1}$ są wartościami dotyczącymi idealnych powłok sprężystych. Dla powłok realnych (z imperfekcjami) wartości te będą redukowane podobnie jak w przypadku osiowo ściskanych i równomiernie podpartych na całym obwodzie cylindrycznych płaszczach silosów.



Rys. 5.6. Geometria fali wyboczeniowej przy wąskiej (a) i szerokiej (b) podporze
Fig. 5.6. Geometry of buckling waves for narrow (a) and wide (b) support

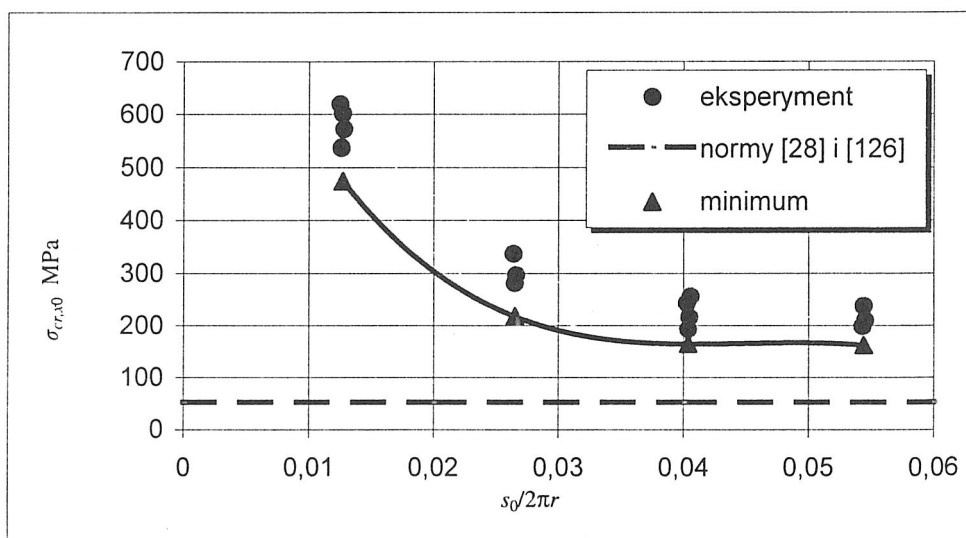


Rys. 5.7. Wpływ szerokości s_0 podpór lokalnych na wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ w różnych powłokach cylindrycznych
Fig. 5.7. Effect of the width s_0 of local support on the value of critical stresses $\sigma_{cr,x0}$ for different cylindrical shells

Zmiana szerokości lokalnej podpory może mieć istotny wpływ na geometrię fali wyboczeniowej. Jeśli podpora jest stosunkowo wąska, powstaje zazwyczaj jedna fala wyboczeniowa nad tą podporą (rys. 5.6a). Jeśli jest bardzo szeroka, podparcie występuje praktycznie na dwóch skrajnych krawędziach podpory i na początku procesu utraty stateczności pojawiają się dwie małe fale w rejonie tych skrajnych krawędzi, a następnie powstaje środkowa trzecia fala wyboczeniowa (rys. 5.6b).

Przeprowadzone analizy numeryczne stateczności lokalnej wykazały, że w miarę zmniejszania się szerokości podpory lokalnej wzrasta poziom naprężeń $\sigma_{cr,x0}$, przy których następuje lokalna utrata stateczności. Na rysunku 5.7 przedstawiono wyniki tych analiz dla trzech smukłości powłoki cylindrycznej $r/t = 250, 375$ i 500 , opartej na trzech podporach lokalnych ($n = 3$) o szerokości efektywnej s_0 .

Praktyczny zakres $s_0/2\pi r$ w silosach zawiera się w granicach $0,02-0,06$, a więc w przypadku realnych szerokości podpór lokalnych (głowic słupów) widać wyraźne zwiększenie wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ w stosunku do przypadku równomiernego oparcia płaszcza silosu. Pokazane na rysunku 5.7 krzywe $\sigma_{cr,x0}$ zbliżają się asymptotycznie do wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$, uzyskiwanych dla powłok cylindrycznych opartych równomiernie na całym swym obwodzie (linie przerywane). Jeśli stosunek szerokości podpory lokalnej do obwodu powłoki $s_0/2\pi r$ przekroczy wartość $0,1$, to nie ma już istotnych różnic między naprężeniami krytycznymi $\sigma_{cr,x}$ i $\sigma_{cr,x0}$.

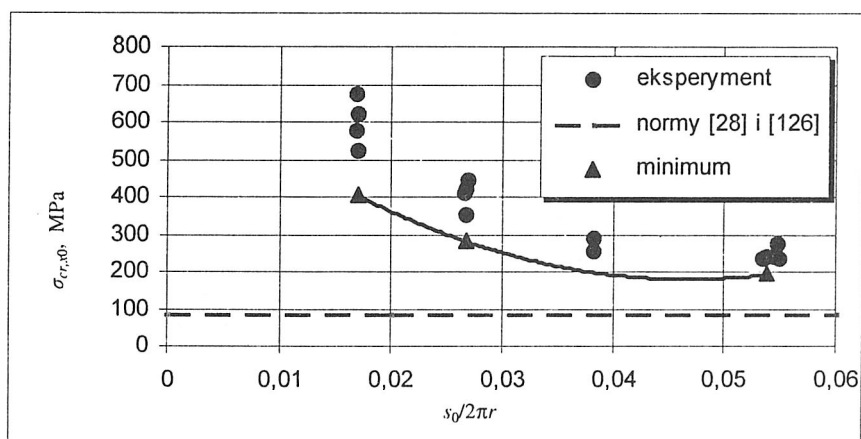


Rys. 5.8. Wyniki badań eksperymentalnych miejscowej stateczności ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych o smukłości $r/t = 500$

Fig. 5.8. Experimental results of local buckling for compressed longitudinally cylindrical shells with slenderness $r/t = 500$

Wzrost wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ podczas zmniejszania szerokości podpór lokalnych obserwowany był również w badaniach eksperymentalnych. Na rysunku 5.8 przedstawiono wyniki 15 eksperymentalnych badań lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$ powłok o smukłości $r/t = 500$ ($r = 500$ mm) z podporami o różnych szerokościach. Efektywną szerokość podpory s_0 wyznaczano zgodnie z rys. 4.12b, przyjmując, że w pierścieniu (płaskownik 20×20 mm) kąt rozpraszania naprężeń wynosi $\alpha \approx 45^\circ$.

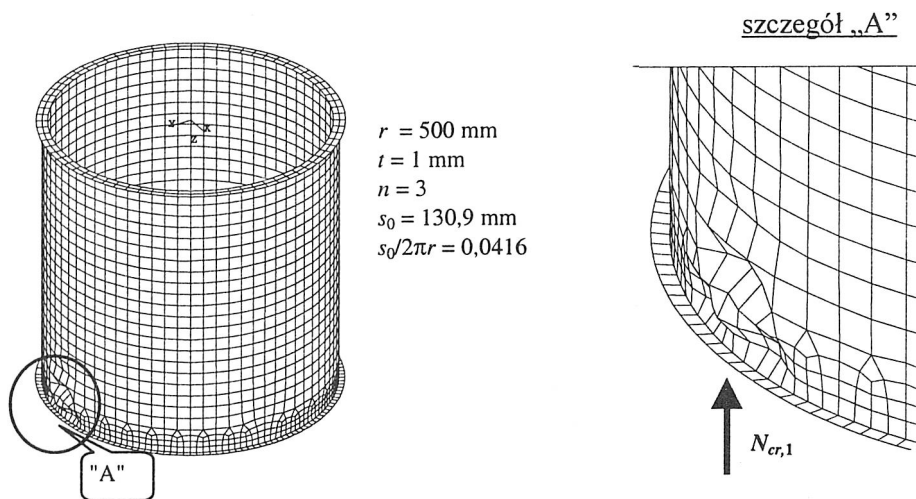
Na rysunku 5.8 zaznaczono linią przerywaną wartość obliczeniowej wytrzymałości krytycznej σ_{Rx} według norm [28] i [126] dla powłok realnych, ściskanych równomiernie. Na rysunku tym przedstawiono również krzywą (minimum), którą uzyskano w wyniku statystycznej obróbki wyników badań eksperymentalnych. Przedstawia ona wartości minimalne naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ na poziomie ufności 99,865% przy założeniu rozkładu normalnego. Na rysunku 5.9 przedstawiono wyniki 15 podobnych eksperymentów w odniesieniu do powłok o smukłości $r/t = 375$ ($r = 375$ mm).



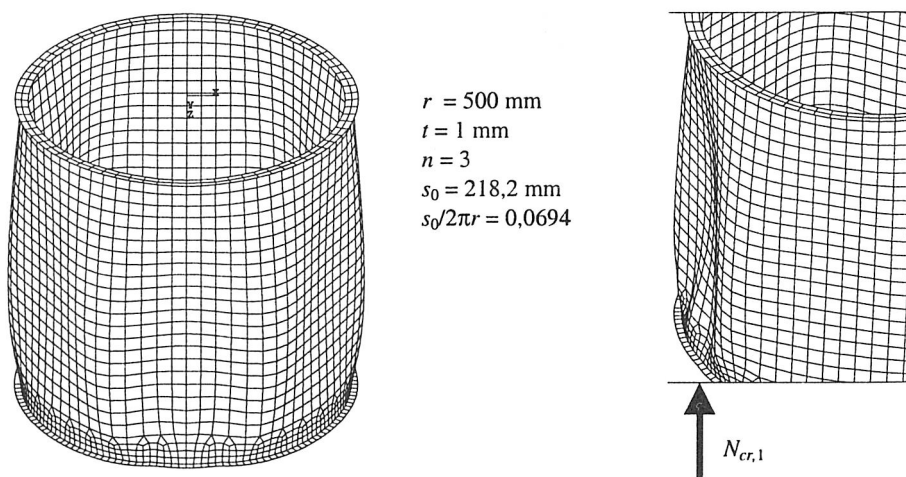
Rys. 5.9. Wyniki badań eksperymentalnych miejscowej stateczności ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych o smukłości $r/t = 375$

Fig. 5.9. Experimental results of local stability, longitudinally compressed cylindrical shells with slenderness $r/t = 372$

Różnice w geometrii fal wyboczeniowych przy zmianie szerokości podpór, uzyskane w analizach numerycznych dla trzech podpór lokalnych ($n = 3$) pokazano na rys. 5.10 i 5.11. Przy średniej szerokości podpory widać zjawisko powstawania lokalnie trzech małych fal (rys. 5.10). Przy bardzo szerokiej podporze (rzadko stosowanej w silosach) wyboczenie obejmuje prawie całą powłokę (rys. 5.11), a więc i naprężenia krytyczne są zbliżone do tych, które obowiązują dla powłok opartych na całym obwodzie.



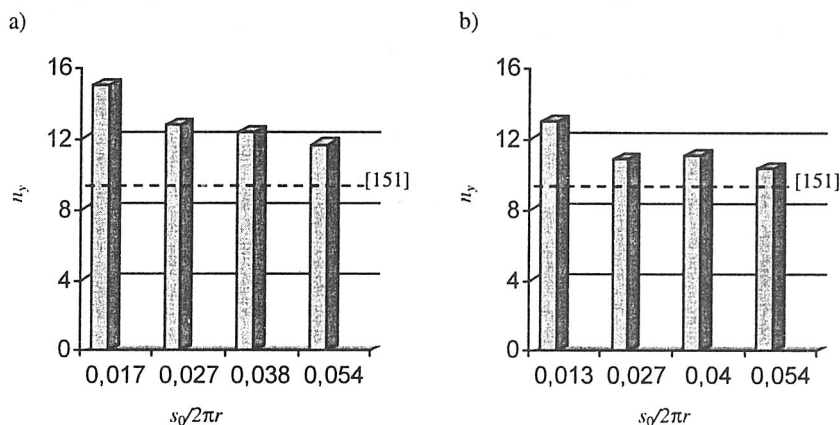
Rys. 5.10. Postać wyboczenia powłoki przy średniej szerokości podpory
 Fig. 5.10. Buckling mode of a shell for a support having a mean width



Rys. 5.11. Postać wyboczenia powłoki przy dużej szerokości podpory
 Fig. 5.11. Buckling mode of a shell for a support having a large width

Wyniki badań eksperymentalnych wyraźnie potwierdzają wnioski uzyskane z wyników analiz numerycznych, dotyczących wzrostu naprężeń krytycznych na krawędzi podporowej powłoki w miarę zmniejszania się efektywnej szerokości lokalnej podpory s_0 . Wzrost ten dla realnych szerokości podpór płaszczy silosów może być nawet ponad dwukrotny w stosunku do wartości naprężeń $\sigma_{cr,x}$, uzyskiwanych dla cylindrycznych powłok płaszczy silosów ściskanych osiowo i opartych równomiernie na całej krawędzi

podporowej. Wskazane jest więc uwzględnianie tego korzystnego wpływu w praktycznej analizie stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów.



Rys. 5.12. Równoważna średnia liczba fal obwodowych n_y uzyskana w eksperymentach dla $r/t = 375$ (a) oraz $r/t = 500$ (b)

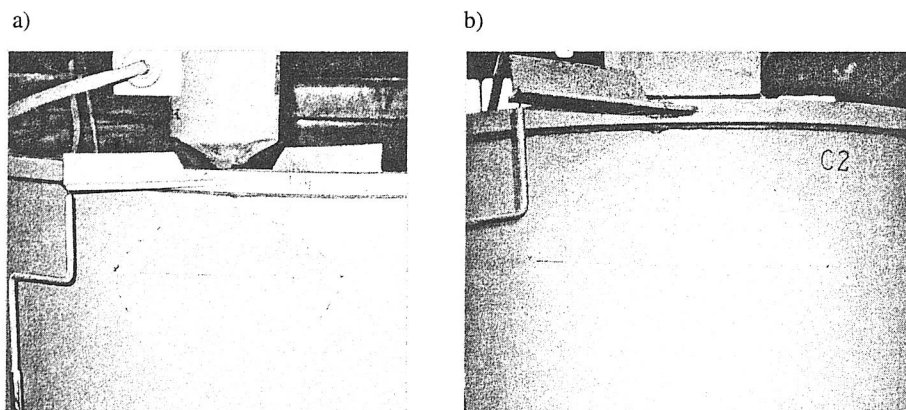
Fig. 5.12. Equivalent mean number of perimeter waves n_y obtained experimentally for $r/t = 375$ (a) and for $r/t = 500$ (b)

Wszystkie badane powłoki miały wykonane pomiary geometrii fali po miejscowym wyboczeniu, a w szczególności mierzono szerokość fali $2l_y$ (rys. 4.14). Na tej podstawie wyznaczono równoważną liczbę fal obwodowych n_y z zależności:

$$n_y = \pi r / l_y. \quad (5.3)$$

Średnie wartości n_y z badań eksperymentalnych dla różnych szerokości podpór lokalnych s_0 przedstawiono na rys. 5.12. Zaznaczono tam również linią przerywaną wartości obliczeniowej liczby fal obwodowych n_{y0} realnych powłok wg Sierova [151], które przedstawione są również w tab. 4.2. Z przedstawionych na rys. 5.12 wykresów widać wyraźną tendencję do wzrostu liczby fal obwodowych n_y wraz ze zmniejszaniem się szerokości lokalnych podpór, co w dużym stopniu wyjaśnia opisywane zjawisko wzrostu naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ przy zmniejszaniu się szerokości tych podpór. Im większa liczba fal obwodowych, tym uzyskuje się większą wartość naprężeń krytycznych w ściskanych osiowo powłokach cylindrycznych.

Zjawisko to wynika z faktu, że lokalna fala wyboczeniowa w strefie wąskiej podpory lokalnej (rys. 5.13) ma dużo trudniejsze warunki do powstania niż w przypadku takich samych powłok, lecz opartych równomiernie na całej krawędzi podporowej. Te trudności wynikają z bezpośredniego sąsiedztwa pierścienia podporowego, stanowiącego w praktyce płaską, nieodkształcalną przeponę brzegową, która nie pozwala na powstanie fal o dużych rozmiarach.



Rys. 5.13. Geometria fali wyboczeniowej w badanej powłoce $r/t = 500$ w przypadku wąskiej (a) oraz szerokiej (b) podpory lokalnej

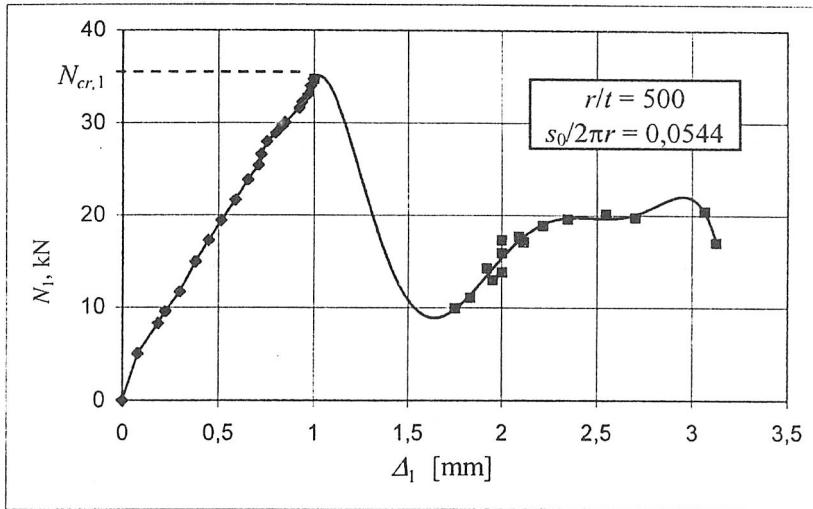
Fig. 5.13. Geometry of buckling waves in the tested shell $r/t = 500$, for narrow (a) and wide (b) local support

Pewien wpływ na zwiększenie nośności granicznej powłoki podpartej lokalnie ma również sztywność giętno-skrętna pierścienia podporowego, który jest zginany i skręcany podczas powstawania miejscowej fali wyboczeniowej. Energia potrzebna do odkształcenia pierścienia ma pewien wpływ na ogólny bilans energetyczny podczas procesu wyboczenia i jest on analizowany w dalszej części pracy. W przypadku równomiernego podparcia powłoki na całym obwodzie, pierścień podporowy nie ulega takim odkształceniom, gdyż fale wyboczeniowe powstają w środkowej części powłoki, a nie przy samych pierścieniach brzegowych.

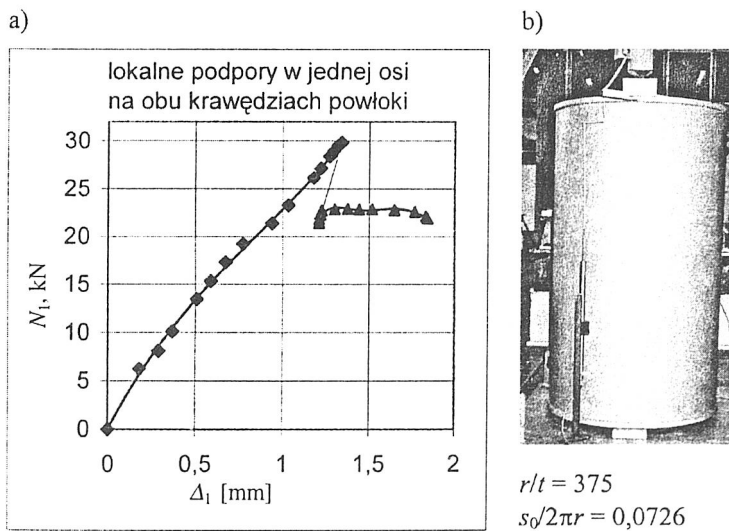
Kolejny korzystny czynnik, wpływający na zwiększenie naprężeń krytycznych w realnych powłokach cylindrycznych, opartych na lokalnych podporach, to na ogół mniejsze odchyłki wykonawcze (imperfekcje) w strefie sztywnego pierścienia brzegowego niż w pozostałych częściach powłoki. Mniejsze imperfekcje pozwalają na uzyskanie większej nośności granicznej, determinowanej miejscową niestatecznością.

Wraz ze zwiększaniem szerokości podpory lokalnej s_0 można się spodziewać powstania więcej niż jednej fali wyboczeniowej (rys. 5.6b), co ma bezpośredni wpływ na zmniejszenie naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$, gdyż środkowa fala wyboczeniowa sąsiaduje ze zdeformowanymi, a więc mało sztywnymi, częściami powłoki.

Na rysunku 5.14 przedstawiono ścieżkę równowagi $\Delta_1 \rightarrow N_1$ jednej z badanych powłok oraz zasadę wyznaczania lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$, które przyjęto jako jego górną wartość. Górne wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ również są podstawą analizy nośności granicznej realnych powłok według norm [28] i [126]. Na rysunku 5.15 pokazano kolejny wykres $\Delta_1 \rightarrow N_1$ wybranego eksperymentu.



Rys. 5.14. Ścieżka równowagi statycznej i wartość lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$
 Fig. 5.14. Load-displacement static relationship and the value of local critical load $N_{cr,1}$



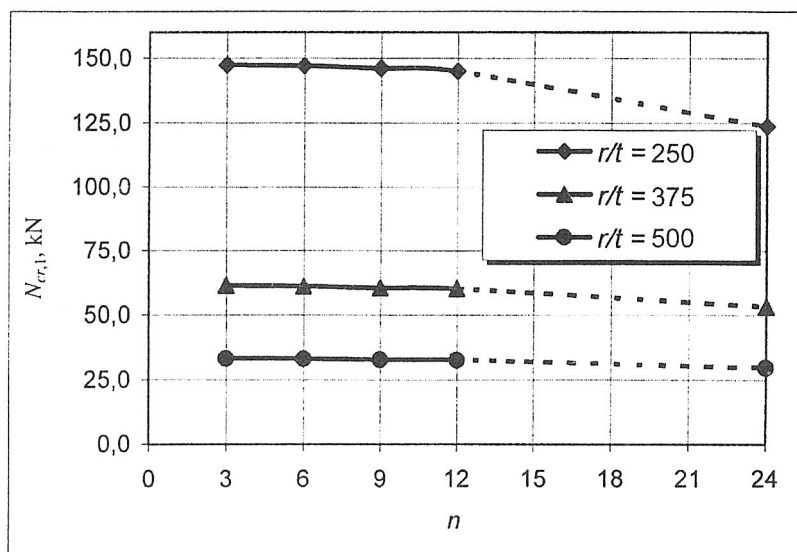
Rys.5.15. Ścieżka równowagi statycznej (a) oraz widok jednej z badanych powłok (b)
 Fig. 5.15. Load-displacement static relationship (a) and a view of one of the tested shells (b)

Zwiększenie wartości naprężeń południkowych σ_{x0} na krawędzi lokalnej podpory w chwili utraty stateczności lokalnej ściskanej osiowo cylindrycznej powłoki wraz ze wzrostem szerokości tych podpór zaobserwowali niedawno Guggenberger, Rotter i Samuelson [58]. Analizowali oni numerycznie powłokę o smukłości $r/t = 500$, ści-

skąną osiowo i podpartą na czterech podporach ($n = 4$) o zmieniających się szerokościach s_0 . Uzyskane przez nich wyniki dotyczą tylko jednego, konkretnego przypadku oparcia silosu ($n = 4$, $r/t = 500$), ale stanowią dobre potwierdzenie wniosków autora zawartych w tej części pracy. Prezentowany zakres badań własnych jest znacznie szerszy niż zakres pracy [58], obejmuje również badania eksperymentalne.

5.5. Wpływ liczby podpór lokalnych na nośność graniczną cylindrycznego płaszcza silosu

Jednym z pytań, na które należy odpowiedzieć, jest pytanie, czy liczba podpór lokalnych (słupów) na krawędzi podporowej cylindrycznego płaszcza silosu ma wpływ na wartość południkowej siły krytycznej $N_{cr,1}$, a więc na krytyczne obciążenie (reakcję) takiej pojedynczej podpory. Zależność pomiędzy siłą krytyczną $N_{cr,1}$ a brzegowymi naprężeniami krytycznymi $\sigma_{cr,x0}$ przedstawia wzór (5.2).



Rys. 5.16. Wpływ liczby podpór lokalnych na wartość krytycznego obciążenia $N_{cr,1}$

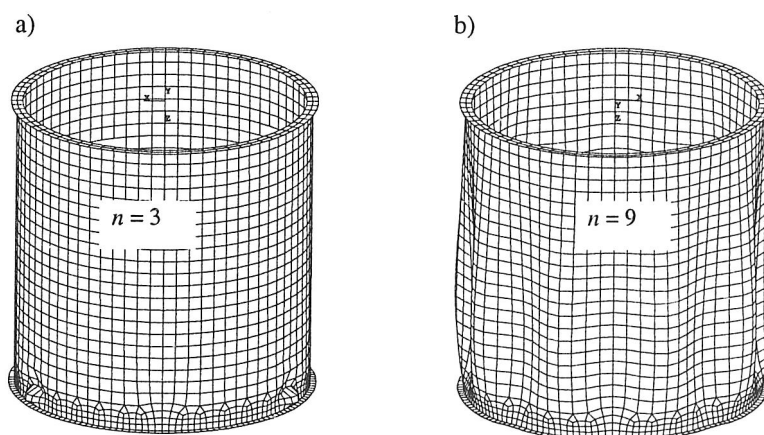
Fig. 5.16. Effect of the number of local supports on the value of a critical load $N_{cr,1}$

W celu wyjaśnienia tego zagadnienia wykonano serię 15 obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych (por. p.5.2) dla różnych powłok cylindrycznych, ściskanych osiowo i opartych na n podporach lokalnych o szerokości s_0 równej $1/72$ obwodu krawędzi podporowej. Wyznaczano krytyczną reakcję pojedynczej podpory

$N_{cr,1}$ według liniowej teorii stateczności dla idealnych powłok sprężystych. Wyniki analiz przedstawiono na rys. 5.16. Liniami ciągłymi zaznaczono na rys. 5.16 ten zakres n , który ma praktyczne znaczenie w przypadku konstrukcji realnych silosów, a więc zakres $n = 3-12$.

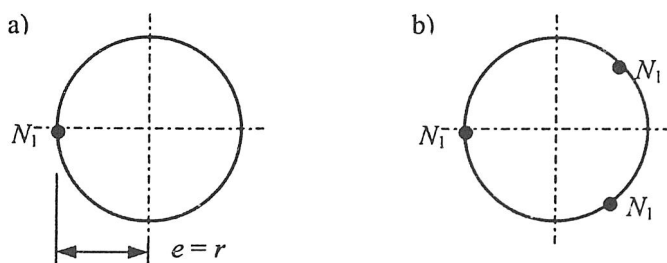
Wyniki analiz wskazują wyraźnie na to, że obciążenie krytyczne $N_{cr,1}$ płaszczu silosu w rejonie podpory lokalnej (słupa), wynikające z warunku stateczności lokalnej, nie zależy w istotny sposób od liczby tych podpór n , jeśli $n \leq 12$.

Na rysunku 5.17 pokazano postacie wybożenia tej samej powłoki ($r = 500$ mm, $t = 1$ mm) równomiernie ściskanej osiowo na górnej krawędzi i podpartej na dolnej krawędzi na trzech lub dziewięciu podporach lokalnych o szerokości $s_0 = 43,63$ mm ($s_0/2\pi r = 0,01389$). Duża liczba podpór powoduje, że postać wybożenia zaczyna się zbliżać do tej, którą można obserwować przy ciągłym oparciu powłoki na dolnej krawędzi.



Rys. 5.17. Postać powłoki cylindrycznej opartej na trzech podporach (a) oraz na dziewięciu podporach lokalnych (b)

Fig. 5.17. Shape of cylindrical shell supported on three (a), on nine (b) local supports



Rys. 5.18. Południkowe obciążenie brzegu powłoki jedną siłą N_1 (a) oraz trzema siłami N_1 (b)

Fig. 5.18. Meridional load of shell's edge N_1 (a) and by three loads N_1 (b)

W badaniach eksperymentalnych wykonano nieco odmienne porównania wartości sił krytycznych $N_{cr,1}$ dla dwóch przypadków podpór lokalnych ($n = 1$ i $n = 3$). Jako podporę rozumie się tutaj w ogólności sztywny element o szerokości s_i , przez który wywierana jest na pierścień brzegowy powłoki południkowa siła N_1 . Badania eksperymentalne miały ograniczony zakres i dotyczyły przypadku obciążenia tylko jedną siłą N_1 (obciążenie na mimośrodku – rys. 5.18a) oraz trzema siłami N_1 (obciążenie osiowe – rys. 5.18b).

Praktyczny sposób realizacji obciążenia jedną lub trzema skupionymi siłami lokalnymi N_1 pokazany jest na rys. 5.4. W przypadku obciążania 1 siłą N_1 mocowano krawędź dolną powłoki (pierścień 20×20 mm) na całym obwodzie do sztywnego podłoża, aby przejąć ewentualny moment zginający, pochodzący od działania siły N_1 na mimośrodek e (rys. 5.18a).

Spodziewane mimośrodkowe obciążenie podłoża $N_1 e$ zostało jednak zredukowane prawie w całości, gdyż strumień naprężeń południkowych σ_x w powłoce obejmował wąski fragment obwodu powłoki i tylko taki wąski fragment krawędzi dolnej (podporowej) był realnie obciążony. Zjawisko to już było przedstawiane w p. 4.3.2 i na rys. 4.16. Analizowano tam doświadczalnie stan naprężeń σ_x w powłoce cylindrycznej przy osiowym obciążeniu trzema siłami skupionymi na jednej krawędzi i równomiernym oparciu na drugiej krawędzi. Nawet przy symetrycznym obciążeniu powłoki nie następuje spodziewane pełne rozpraszanie strumienia naprężeń σ_x na cały obwód powłoki.

Tabela 5.1. Wartości lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$, kN

Table 5.1. Values of local, critical load $N_{cr,1}$, KN

$r = 500$ mm, $t = 1$ mm, $s_0 = 127$ mm				
Obciążenie jedną siłą N_1			Obciążenie symetryczne trzema siłami N_1	
29,84	30,37	34,82	30,17	29,77

W tabeli 5.1 przedstawiono wyniki przeprowadzonych kilku badań eksperymentalnych, mających na celu stwierdzenie ewentualnych istotnych różnic w lokalnych południkowych obciążeniach krytycznych $N_{cr,1}$ przy mimośrodkowym obciążeniu pojedynczą siłą N_1 (rys. 5.18a) oraz symetrycznym (osiowym) obciążeniu trzema siłami N_1 (rys. 5.18b). Liczba eksperymentów była ograniczona, dlatego wynikający z tabeli 5.1 wniosek o braku istotnych różnic w wartościach $N_{cr,1}$ należy traktować jedynie wstępnie.

Można więc z pewnym przybliżeniem uznać, że lokalne południkowe obciążenie krytyczne $N_{cr,1}$ pojedynczej podpory nie zależy w istotny sposób od liczby podpór lokalnych n (jeśli $n \leq 12$) oraz od wartości sił N_1 na pozostałych podporach.

Zagadnienia dotyczące stateczności mimośrodowo ściskanych powłok cylindrycznych płaszczy silosów, opartych równomiernie na całym obwodzie krawędzi podporowej, analizował autor w pracy [78]. Wykazano tam pewien wzrost wartości południkowych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ w powłokach cylindrycznych przy dużych mimośrodkach obciążenia. W przypadku oparcia powłoki na kilku lokalnych podporach wpływ mimośrodu obciążenia podłużnego jest jednak pomijalny.

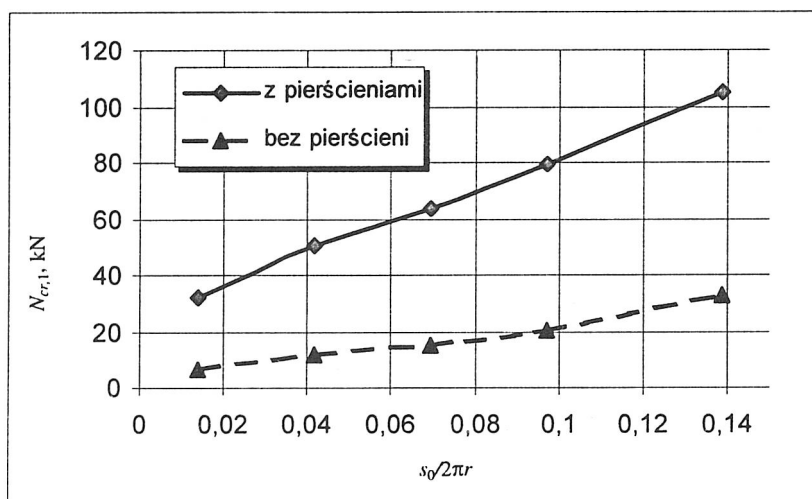
Mimośrodowe obciążenie pionowe płaszczy silosów jest zjawiskiem powszechnym, dlatego wyniki przeprowadzonych analiz mogą mieć duże znaczenie praktyczne.

5.6. Wpływ sztywności pierścienia na nośność graniczną lokalnie podpartego cylindrycznego płaszcza silosu

Od dłuższego czasu prowadzona jest dyskusja o roli pierścienia podporowego w nośności granicznej cylindrycznych płaszczy silosów, opartych na kilku lokalnych podporach (słupach). Dyskusja nad wpływem sztywności pierścienia na redukcję maksymalnych naprężeń południkowych σ_x w cylindrycznej powłoce płaszcza oraz na obciążenie krytyczne płaszczy prowadzona była m.in. w pracach: [10], [12], [14], [15], [18], [48], [50], [54], [61], [103], [120], [132], [138], [159].

Pomimo pewnych różnic, wśród autorów cytowanych prac przeważa pogląd, że redukcja maksymalnych naprężeń σ_x w płaszczu silosu z uwagi na sztywność giętno-skrętną pierścienia jest nieznaczna.

Drugim wnioskiem, wypływającym z tych licznych analiz jest potwierdzenie bardzo ważnej roli pierścieni brzegowych cylindrycznych płaszczy silosów jako płaskich, nieodkształcalnych przepon na ich krawędziach. Stosowanie klasycznego wzoru (4.3) do wyznaczania naprężeń krytycznych jest możliwe tylko w przypadku zastosowania skrajnych przepon w równomiernie ściskanej osiowo powłoce cylindrycznej. W realnych powłokach rola pierścienia jako elementu zapewniającego kołowy kształt brzegów po utracie stateczności powłoki jest bardzo istotna, co przedstawiono w p. 4.2.1. Nośność graniczna cylindrycznej powłoki, określona przez obciążenie krytyczne lokalnej podpory $N_{cr,1}$, jest w przypadku braku pierścienia kilkakrotnie mniejsza niż w przypadku zastosowania pierścienia na obu krawędziach, co pokazano na rys. 5.19.



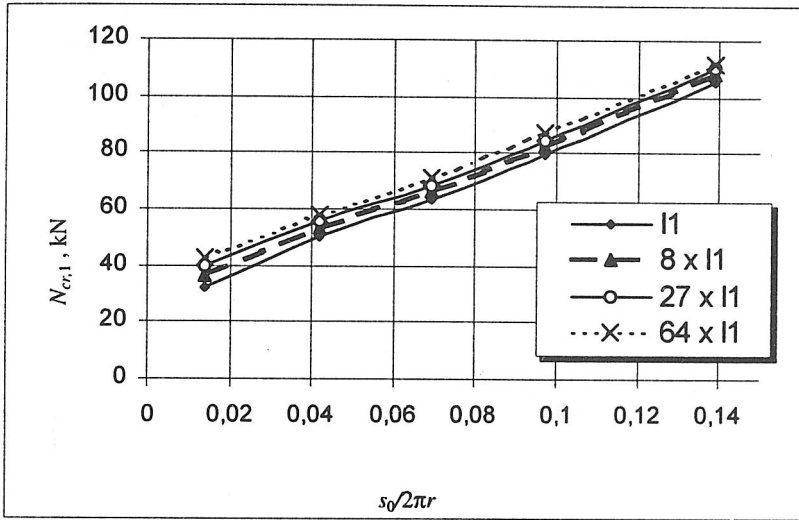
Rys. 5.19. Krytyczne obciążenie lokalnej podpory $N_{cr,1}$
cylindrycznej powłoki $r/t = 500$, opartej na trzech podporach

Fig. 5.19. Critical load of local support $N_{cr,1}$ for cylindrical shell $r/t = 500$, resting on three support

Wartości lokalnych obciążeń krytycznych $N_{cr,1}$, przedstawione na rys. 5.19, uzyskano w wyniku numerycznych analiz stateczności metodą elementów skończonych 10 powłok stalowych ($r = 500$, $t = 1$ mm). Analizy prowadzono według teorii liniowej, a zastosowane pierścienie brzegowe miały przekrój 5×40 mm.

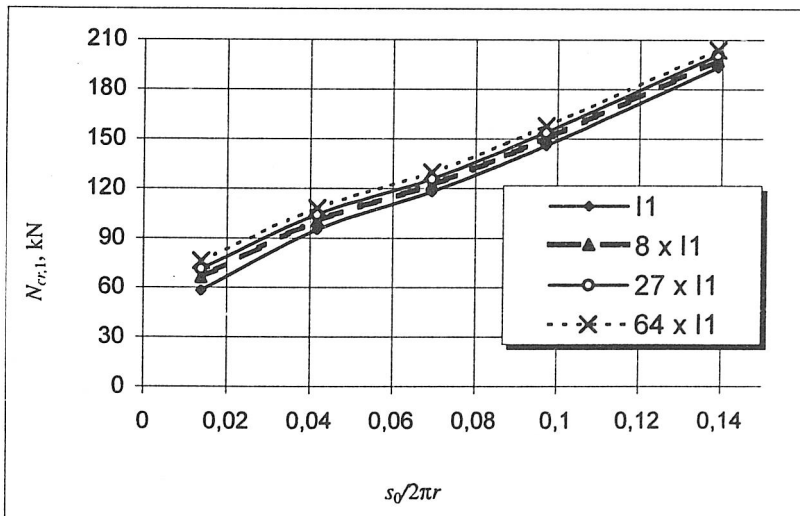
Kolejne analizy wpływu sztywności pierścienia na obciążenie krytyczne pojedynczej podpory lokalnej $N_{cr,1}$ wykonano metodą elementów skończonych dla wybranych 60 powłok cylindrycznych, ściskanych równomiernie na górnej krawędzi, a podpartych lokalnie w 3 równomiernie rozmieszczonych punktach dolnej krawędzi. Na obu krawędziach zastosowano kolejno 4 różne pierścienie o przekrojach: 5×40 mm, 10×40 mm, 15×40 mm oraz 20×40 mm. Mniejsza wartość jest grubością pierścienia (rys. 5.5), a większa jest jego szerokością. Wartość sztywności giętej I_1 dla najcieńszego z pierścieni obliczono jako $I_1 = 40 \times 5^3 / 12$. Promień krzywizny cylindrycznych powłok wynosił 500 mm. Wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych przedstawiono na rys. 5.20, 5.21 i 5.22.

Z przedstawionych wykresów widać, że obserwowany jest pewien wzrost wartości krytycznego obciążenia podpory $N_{cr,1}$ wraz ze zwiększeniem grubości (sztywności) pierścienia podporowego. Wzrost ten nie jest jednak duży i przy względnej szerokości lokalnej podpory 0,0417 powłoki $r/t = 500$ wynosi w stosunku do najcieńszego pierścienia odpowiednio: 5,6%, 10,3% i 15,1%. Dla tej samej szerokości podparć lokalnych w powłoce o smukłości $r/t = 250$ wzrost ten wynosi: 8,6%, 12,7% i 16,4%.



Rys. 5.20. Wpływ różnych sztywności pierścieni na wartość $N_{cr,1}$ powłoki $r/t = 500$ opartej na trzech podporach

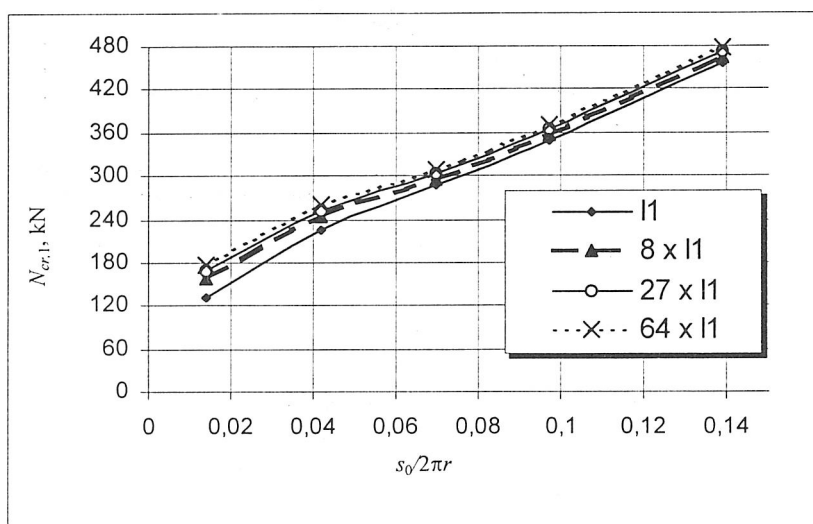
Fig. 5.20. Effect of different stiffness of rings on the value $N_{cr,1}$ for a shell $r/t = 500$, which rests on three supports



Rys. 5.21. Wpływ różnych sztywności pierścieni na wartość $N_{cr,1}$ powłoki $r/t = 375$ opartej na trzech podporach

Fig. 5.21. Effect of different stiffness of rings on the value $N_{cr,1}$ for a shell $r/t = 375$, which rests on three supports

O podatności pierścienia w kierunku tworzącej walca decyduje nie tylko sztywność giętą I_I , ale i sztywność skrętna pierścienia. W badanym przypadku wzrost sztywności giętej był kolejno 8, 27 i 64-krotny, a wzrost sztywności skrętnej ok. 7, 22 i 47-krotny.



Rys. 5.22. Wpływ różnych sztywności pierścienia na wartość $N_{cr,1}$ powłoki $r/t = 250$ opartej na trzech podporach

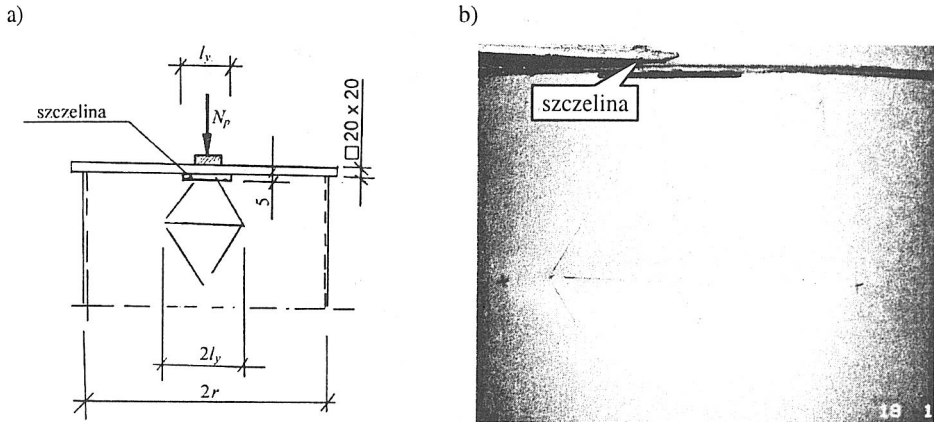
Fig. 5.22. Effect of different stiffness of rings on the value $N_{cr,1}$ for a shell $r/t = 250$ which rests on three supports

Można zauważyć, że przy 64-krotnym zwiększeniu sztywności giętej pierścienia, wzrost siły krytycznej $N_{cr,1}$ wynosi jedynie ok. 15–16%. Tak więc w praktycznych analizach stateczności realnych powłok silosów można pominąć wpływ sztywności giętno-skrętnej pierścienia na wartość krytycznego obciążenia $N_{cr,1}$ pojedynczej lokalnej podpory.

Analizę wpływu sztywności pierścienia na wartość obciążenia krytycznego lokalnej podpory $N_{cr,1}$ przeprowadzono również podczas badań doświadczalnych. W przypadku ośmiu eksperymentów wykonano dodatkowe badania samego pierścienia, oddzielonego na szerokości l_y od badanej powłoki (rys. 5.23). Odcięcie pierścienia o szerokości 5 mm było wykonywane po zakończeniu badań stateczności miejscowej powłoki.

Badania eksperymentalne, mające wykazać jaki jest udział pierścienia w przeniesieniu części obciążenia krytycznego lokalnej podpory $N_{cr,1}$, miały charakter szacunkowy i nie można na ich podstawie wyciągać daleko idących wniosków. Podstawowym mankamentem tych badań jest brak precyzyjnych kryteriów, które powinna spełniać szerokość szczeliny, przyjęta w badaniach jako szerokość jednej rzeczywistej

półfali obwodowej l_y . Trzeba zauważyć również, że nieco inaczej odkształca się pierścien odcięty częściowo od powłoki, a inaczej pierścien połączony z tą powłoką. Mając na uwadze szacunkowy charakter tych badań, przedstawiono ich wyniki na rys. 5.24 dla wybranych dwóch skrajnych przypadków.



Rys. 5.23. Obciążenie N_p oddylatowanego pierścienia (a) oraz widok szczeliny w jednej z badanych powłok (b)

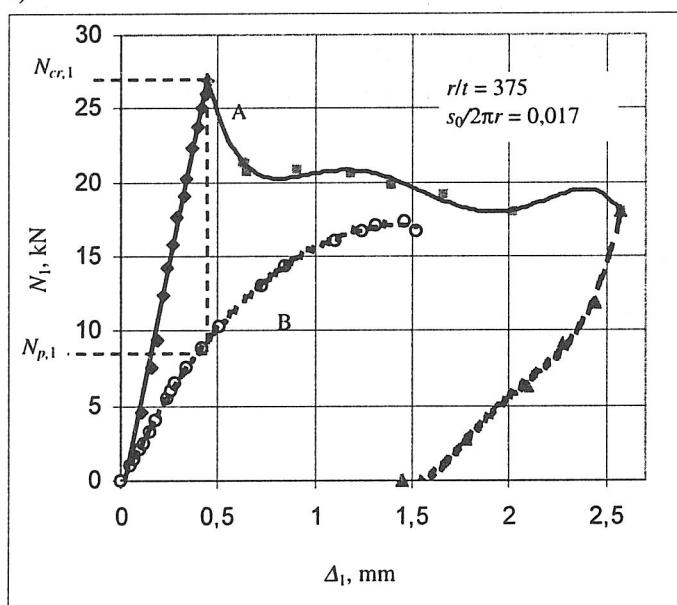
Fig. 5.23. Load N_p of a dilated ring (a)

and a view on expansion gap of one the tested shells (b)

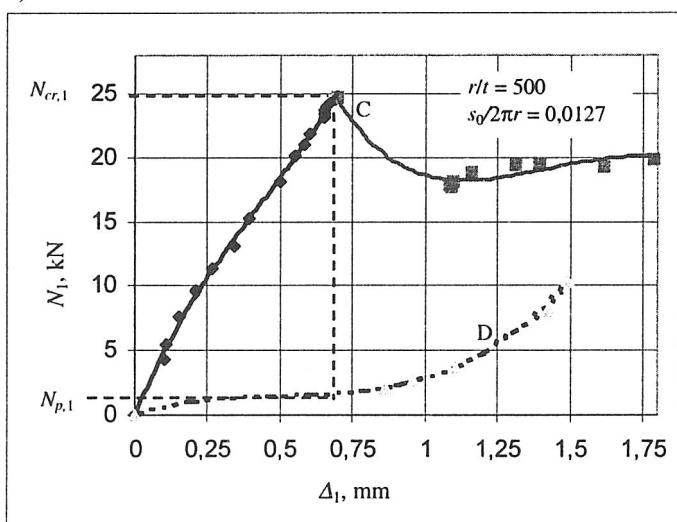
Na rysunku 5.24 pokazano wykresy zależności przemieszczenia pionowego (po-
dłużnego) podpory lokalnej Δ_1 od wartości siły południkowej N_1 , działającej na tę
podporę. Przedstawiono oddzielny wykres dla powłoki z pierścieniem i dla samego,
oddylatowanego pierścienia. Z wykresu można odczytać wartość siły $N_{p,1}$, którą
przejmie sam pierścien w chwili utraty stateczności, czyli przy obciążeniu podpory
siłą $N_{cr,1}$. Jak widać, udział ten w badanym przypadku wynosi ok. 30% całkowitej
wartości obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$ (rys. 5.24a).

We wszystkich ośmiu badaniach eksperymentalnych, dotyczących roli pierścienia
(20×20 mm) w procesie utraty stateczności cylindrycznych powłok ($r = 375$ lub 500
mm, $t = 1$ mm) nad podporą lokalną, stwierdzano, że udział tego pierścienia jest za-
uważalny, lecz niezbyt duży, co potwierdzają również wyniki uzyskane w analizach
numerycznych. Rola sztywnego pierścienia może być bardziej zauważalna w stanie
pokrytycznym, gdzie jego sztywność giętno-skrętna może znacznie łagodzić lawino-
wy proces zniszczenia powłoki w strefie podporowej, a nawet go zatrzymać. Znane są
przypadki, że po miejscowej utracie stateczności płaszcza silosu nad słupami nie na-
stępowała katastrofa silosu, gdyż dzięki pierścieniowi podporowemu miał on jeszcze
pewną nośność w zakresie pokrytycznym. Jeden z takich przypadków jest przedsta-
wiony na rys. 1 i 2 w pracy [18] oraz na rys. 3 i 4 w pracy [61], a także w pracy [26].

a)



b)

Rys. 5.24. Wykres $N_1 - \Delta_1$: a) powłoki z pierścieniem (A) i samego pierścienia (B)

b) powłoki z pierścieniem (C) i samego pierścienia (D)

Fig. 5.24. Diagram $N_1 - \Delta_1$: a) for a shell with a ring (A) and for a ring itself (B),

b) for a shell with a ring (C) and for a ring itself (D)

5.7. Metoda krytycznych naprężeń brzegowych w analizie miejscowej stateczności ściskanych podłużnie płaszczy silosów

Wyznaczenie średnich naprężeń σ_{x0} na krawędzi podporowej ściskanej podłużnie cylindrycznej powłoki w strefie lokalnej podpory o szerokości efektywnej s_0 (rys. 4.12b) jest stosunkowo proste. Bardziej złożonym problemem jest wyznaczanie takiej wartości tych średnich naprężeń σ_{s0} , przy której nastąpi miejscowa utrata stateczności powłoki nad podporą lokalną.

Jeśli w wyniku przeprowadzonych analiz teoretycznych, numerycznych lub doświadczalnych uda się wyznaczyć reakcję lokalnej podpory N_1 , przy której nastąpi proces wyboczenia cylindrycznej powłoki w strefie podporowej, to siłę tę można nazwać krytycznym oddziaływaniem podpory na powłokę i oznaczyć jako $N_{cr,1}$. Siłę tę towarzyszą średnie naprężenia południkowe na styku krawędzi powłoki i podpory o wartości $\sigma_{cr,x0}$, które nazwano tutaj krytycznymi naprężeniami brzegowymi. Ich wartość można wyznaczyć z prostej zależności:

$$\sigma_{cr,x0} = \frac{N_{cr,1}}{s_0 t} . \quad (5.3a)$$

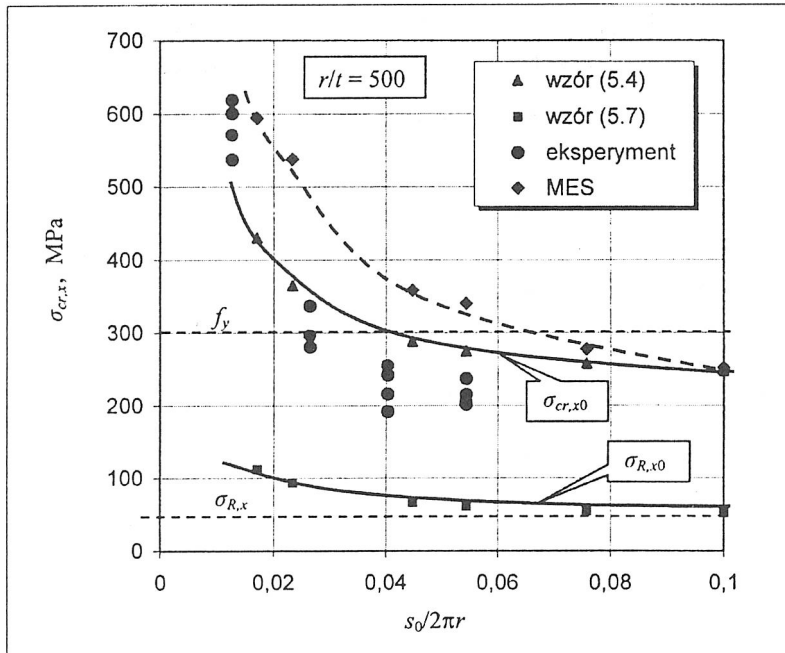
W punkcie 5.4 opisano znaczący wpływ zmian efektywnej szerokości podpory lokalnej s_0 na zmianę wartości krytycznych naprężeń brzegowych $\sigma_{cr,x0}$. Wpływ ten został opisany ilościowo na podstawie analizy wyników ponad 30 własnych badań eksperymentalnych powłok oraz własnych analiz numerycznych kilkudziesięciu powłok. Na podstawie tych analiz zaproponowano oryginalny sposób analizy stateczności lokalnej podłużnie ściskanych cylindrycznych płaszczy silosów, nazwany metodą krytycznych naprężeń brzegowych. Podstawowe założenia tej metody zostały przedstawione wstępnie przez autora w pracy [71].

Praktyczny aspekt metody polega na zastosowaniu odpowiedniego współczynnika C_{x0} , zamiast współczynnika C_x we wzorze (4.3). Zależność na krytyczne naprężenia brzegowe $\sigma_{cr,x0}$, występujące na styku brzegu cylindrycznej powłoki z krawędzią podpory lokalnej, zapisano zatem jako:

$$\sigma_{cr,x0} = 0,605 \cdot C_{x0} E \frac{t}{r} , \quad (5.4)$$

gdzie wartość współczynnika południkowej stateczności lokalnej C_{x0} określono wzorem:

$$C_{x0} = 0,9 + 5 \frac{t}{r} \left(\frac{s_0}{2\pi r} \right)^{-1,2} . \quad (5.5)$$



Rys. 5.25. Wykresy krytycznych naprężeń brzegowych w cylindrycznych powłokach idealnych $\sigma_{cr,x0}$ i powłokach realnych $\sigma_{R,x0}$

Fig. 5.25. Diagrams of critical, boundary stresses of cylindrical, perfect shells $\sigma_{cr,x0}$

Zależność (5.5) powstała w wyniku analiz wykresów, przedstawionych na rys. 5.7, 5.8 i 5.9, a uzyskanych w wyniku analiz numerycznych (MES). Dobrano ją tak, aby ograniczała bezpiecznie od dołu wartości numeryczne (MES), na rys. 5.25 przedstawia ją krzywa $\sigma_{cr,x0}$. Dla stali o $f_y = 310$ MPa, z której wykonano badane eksperymentalnie powłoki, pokazano na tym rysunku wartość obliczeniowej wytrzymałości na wyboczenie $\sigma_{R,x}$ według [28] i [126] dla powłok ściskanych i podpartych równomiernie.

Na rysunku 5.25 pokazano też uzyskane wartości obliczeniowej wytrzymałości na wyboczenie lokalne przy ściskaniu podłużnym $\sigma_{R,x0}$ według wzoru (5.6) dla cylindrycznych powłok przy $f_y = 310$ MPa. Wartość $\sigma_{R,x0}$ określa się analogicznie do wartości $\sigma_{R,x}$ ze wzoru:

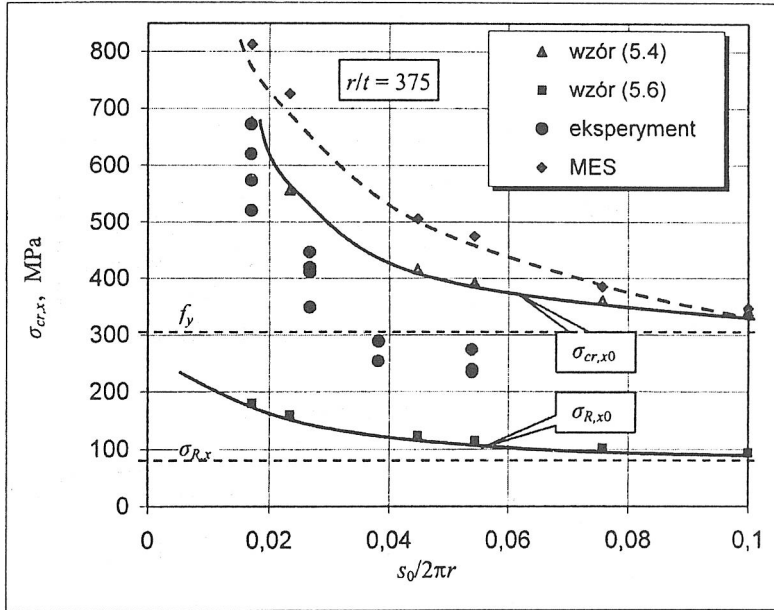
$$\sigma_{R,x0} = \frac{\kappa_2 f_y}{\gamma_M}, \quad (5.6)$$

gdzie:

γ_M – współczynnik bezpieczeństwa wg 4.2.4 oraz norm [28] i [126],

κ_2 – współczynnik niestateczności lokalnej dla ściskania podłużnego, obliczony wg wzorów (4.15) przy lokalnej smukłości względnej $\bar{\lambda}_{s,x0}$ wg wzoru (5.7).

Na rysunku 5.26 przedstawiono wartości $\sigma_{cr,x0}$ oraz $\sigma_{R,x0}$ w badanych eksperymentalnie i numerycznie (MES) powłokach o smukłości $r/t = 375$. Również w tym przypadku zależność (5.4) opisuje bezpiecznie dolną granicę naprężeń krytycznych, uzyskanych w analizach numerycznych.



Rys. 5.26. Wykresy krytycznych naprężeń brzegowych w cylindrycznych powłokach idealnych $\sigma_{cr,x0}$ i powłokach realnych $\sigma_{R,x0}$ ($r/t = 375$)

Fig. 5.26. Diagrams of critical, boundary stresses of cylindrical, perfect shells $\sigma_{cr,x0}$ and real shells $\sigma_{R,x0}$ ($r/t = 375$)

Wartość lokalnej smukłości względnej $\bar{\lambda}_{s,x0}$ wyznaczana jest ze wzoru (5.7), który jest analogiczny do wzoru (4.14):

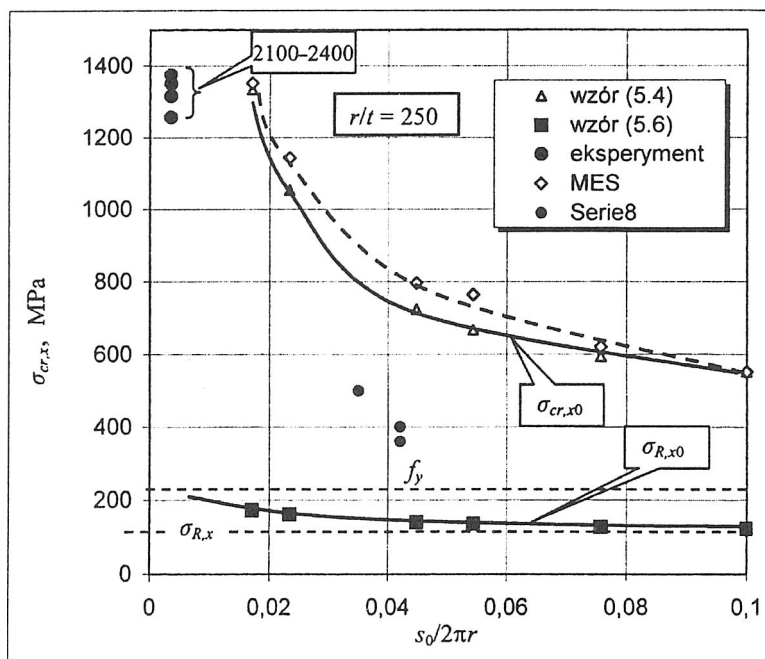
$$\bar{\lambda}_{s,x0} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,x0}}} \quad (5.7)$$

Wzór (5.5) daje również dobre oszacowanie dolnej wartości $\sigma_{cr,x0}$ powłok o smukłości $r/t = 250$ (rys. 5.27). Przeprowadzono stosunkowo nieliczne badania eksperymentalne dla małych smukłości powłok, a przedstawione na rys. 5.27 wartości eksperymentalne dotyczą smukłości $r/t = 230$. Wartości średnich naprężeń krawędziowych $\sigma_{cr,x0}$ uzyskane w badaniach przewyższały granicę plastyczności stali $f_y = 235$ MPa, a więc rzeczywisty rozkład naprężeń w przypadku zastosowania stosunkowo wąskich

podpór lokalnych odbiegał od przyjętych wcześniej założeń i proces utraty stateczności przebiegał w zakresie plastycznym (rys. 5.28).

Z uwagi na ograniczony zakres analiz proponowana metoda obowiązuje w zakresie następujących smukłości cylindrycznych powłok:

$$250 \leq \frac{r}{t} \leq 500. \quad (5.8)$$

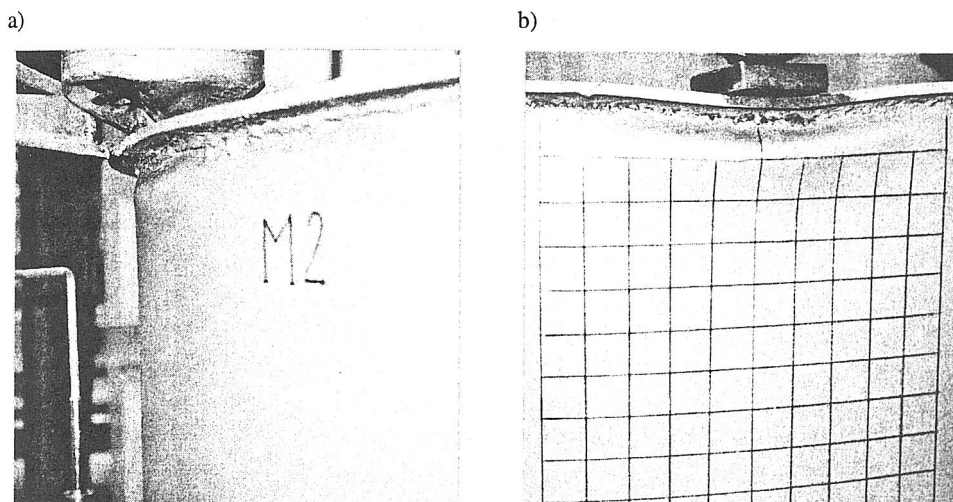


Rys. 5.27. Wykresy krytycznych naprężeń brzegowych w cylindrycznych powłokach idealnych $\sigma_{cr,x0}$ i powłokach realnych $\sigma_{R,x0}$ ($r/t = 250$)

Fig. 5.27. Diagrams of critical, boundary stresses of cylindrical, perfect shells $\sigma_{cr,x0}$ and real shells $\sigma_{R,x0}$ ($r/t = 250$)

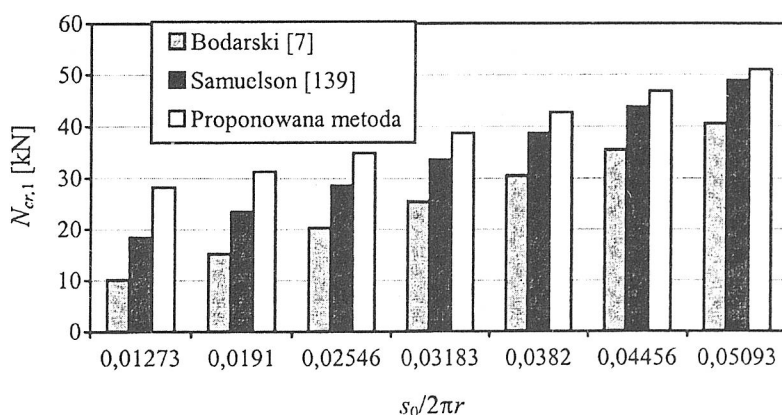
Można przypuszczać, że górną granicę zakresu można by ustalić na $r/t \leq 750$, lecz do tego potrzebne są jeszcze dodatkowe analizy.

Z danych przedstawionych na rys. 5.29 widać wyraźnie, że dla małych szerokości lokalnej podpory s_0 ściskanej cylindrycznej powłoki płaszcza silosu, na którą działa skupione obciążenie południkowe N_1 (reakcja słupa), dotychczas stosowane metody wyznaczania obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$ były bardzo bezpieczne, lecz zaniżały rzeczywistą nośność graniczną powłoki. Wyniki zaproponowanej metody krytycznych naprężeń brzegowych wskazują na to, że istnieją dość znaczne rezerwy nośności ta-



Rys. 5.28. Wyboczenie miejscowe w zakresie plastycznym powłoki $r/t = 230$ ze stali St3S, przy wąskiej (a) i średniej (b) podporze lokalnej

Fig. 5.28. Local buckling of a shell in plastic range ($r/t = 230$) steel grade St3S. Local support width: (a) – small, (b) – medium



Rys. 5.29. Porównanie wartości krytycznych sił $N_{cr,1}$ na podporach lokalnych stalowej powłoki $r/t = 500$ wg różnych metod

Fig. 5.29. Comparison of critical forces $N_{cr,1}$ on local supports of a steel shell $r/t = 500$ according to different methods

kich powłok ściskanych lokalnie w stosunku do dotychczasowych metod analiz nośności, stosowanych przez innych autorów. Różnice w przedstawionych metodach są tym większe, im mniejsza jest szerokość lokalnej podpory płaszcza silosu.

5.8. Podsumowanie

W rozdziale 5 przedstawiono przede wszystkim własne badania analityczne (numeryczne) i eksperymentalne stateczności miejscowej cylindrycznych powłok ściskanych południkowo i opartych na dolnej krawędzi na kilku lokalnych podporach o niewielkiej szerokości. Podstawowym parametrem we wszystkich analizach były średnie naprężenia σ_{x0} na krawędzi podporowej powłoki, występujące na styku tej powłoki z pierścieniem brzegowym, nad lokalną podporą (słupem) o szerokości efektywnej s_0 . Miejscowemu wyboczeniu cylindrycznej powłoki nad podporą lokalną, oddziałującą na powłokę krytyczną reakcją południkową $N_{cr,1}$, towarzyszą brzegowe naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x0}$, które są podstawą do wyznaczenia nośności granicznej płaszcza silosu z warunku stateczności lokalnej.

Zaproponowana metoda krytycznych naprężeń brzegowych jest oryginalną własną metodą autora. Została opracowana na podstawie wyników 45 badań eksperymentalnych modeli powłok i wyników analiz numerycznych metodą elementów skończonych kilkudziesięciu powłok o różnej geometrii. Metodę tę można bezpiecznie stosować do celów praktycznych, co potwierdzają wyniki badań eksperymentalnych. Równocześnie metoda ta pozwala wykorzystać dość duże rezerwy nośności granicznej lokalnie podpartych cylindrycznych powłok płaszczy silosów (10–40%), które w dotychczasowych, uznanych metodach [7], [139] analiz stateczności miejscowej płaszczy silosów nie były dostrzegane i uwzględniane. Rezerwy te zauważyli niedawno autorzy pracy [58].

W przeprowadzonych badaniach wykazano istotną rolę szerokości efektywnej podpory lokalnej s_0 na wartość krytycznych naprężeń brzegowych $\sigma_{cr,x0}$. Wykazano również, że praktyczna liczba podpór płaszczy silosów $n = 3\text{--}12$ nie ma wpływu na wartość naprężeń $\sigma_{cr,x0}$.

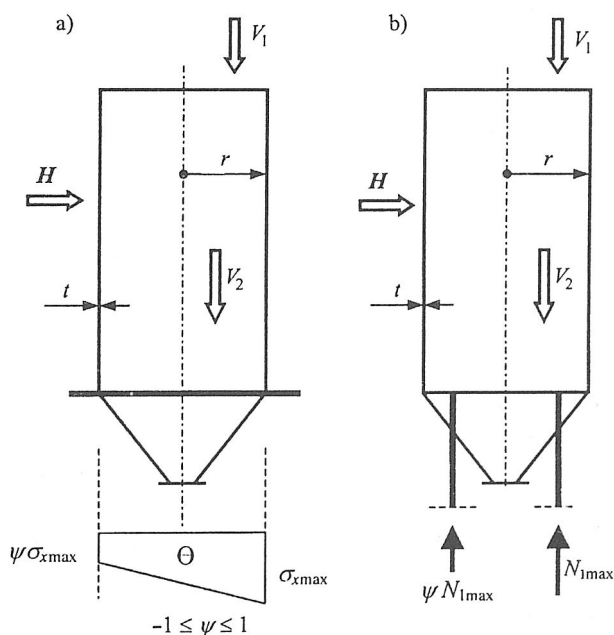
Wykorzystanie proponowanej metody do celów praktycznych jest proste, gdyż uwzględnia i wykorzystuje ona dotychczasowe zasady analizy stateczności realnych powłok płaszczy silosów [28], [126].

W badaniach zauważono pewien niezbyt duży, lecz korzystny wpływ sztywności giętno-skrętnej pierścienia na nośność graniczną lokalnie ściskanej powłoki cylindrycznej, lecz nie uwzględniono go na razie w proponowanej metodzie.

6. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych ściskanych mimośrodowo

6.1. Wprowadzenie

Miejscowe zwiększenie naprężeń południkowych σ_x w cylindrycznych płaszczyz silosów występuje nie tylko w przypadku oparcia tych płaszczy na lokalnych podporach (słupach). Zróżnicowanie naprężeń σ_x na obwodzie płaszczyz silosu może również wynikać z jego mimośrodowego obciążenia (rys. 6.1).



Rys. 6.1. Mimośrodowe obciążenia płaszczy silosów przy oparciu równomiernym (a) i na czterech słupach (b)

Fig. 6.1. Eccentric loads of silo shells supported uniformly (a) and four columns (b)

Mimośród podłużnego obciążenia może wynikać z występowania niesymetrycznego procesu opróżniania silosu (wypadkowa V_2), działania obciążeń poziomych H lub mimośrodowego oddziaływania od konstrukcji i urządzeń nadsilosowych na płaszcz silosu V_1 .

Jeśli płaszcz silosu oparty jest na słupowej konstrukcji wsporczej, to reakcje słupów na mimośrodowo obciążony płaszcz będą zróżnicowane tym bardziej, im większy będzie mimośród tego obciążenia. W przypadku równomiernego oparcia płaszcza zróżnicowane będą (nawet co do znaku) naprężenia południkowe σ_x na obwodzie dolnej krawędzi podporowej.

W rozdziale 5 wykazano, że procesowi lokalnego wyboczenia przy ściskaniu południkowym towarzyszą większe naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x}$ niż przy wyboczeniu całej powłoki, ściskanej i opartej równomiernie na całym obwodzie. Powstaje więc pytanie o wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ przy występowaniu lokalnych wzrostów naprężeń południkowych σ_x , wywołanych mimośrodowym obciążeniem podłużnym (południkowym). Przeprowadzono więc stosowne badania numeryczne i eksperymentalne w celu wyjaśnienia tych zagadnień.

6.2. Ogólne rozwiązania problemu

Analiza stateczności cylindrycznych powłok ściskanych mimośrodowo w kierunku podłużnym siłą N dotyczy przypadków zawierających się w zakresie mimośrodu obciążenia N od wartości $e = 0$ do $e = \infty$, czyli od przypadku osiowego ściskania do przypadku czystego zginania powłoki.

Lundquist [105], [106] przeprowadził już w 1933 r. serię badań eksperymentalnych stateczności duraluminiowych powłok cylindrycznych przy czystym zginaniu. Porównując wyniki tych badań do wcześniej prowadzonych badań osiowo ściskanych powłok cylindrycznych stwierdził, że przy czystym zginaniu południkowe naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x}$ przy wyboczeniu powłok są od 30 do 80% większe niż dla takich samych powłok, ściskanych osiowo.

Zależność (4.3) do wyznaczenia naprężeń krytycznych w idealnych, sprężystych powłokach cylindrycznych ściskanych osiowo zawiera współczynnik C_x , który uwzględnia wpływ długości powłoki, mający znaczenie jedynie w przypadku bardzo krótkich powłok. W silosach cylindryczne płaszcze należą do powłok o średniej długości (p. 4.2.1) i dla nich $C_x = 1,0$. W zamian za ten współczynnik wprowadzono do wzoru współczynnik C_{xe} , a wtedy wzór na naprężenia krytyczne dla mimośrodowo ściskanych powłok idealnych ma postać:

$$\sigma_{cr,x} = 0,605 \cdot C_{xe} E \frac{t}{r}, \quad (6.1)$$

gdzie:

E – moduł Younga,

t – grubość powłoki,

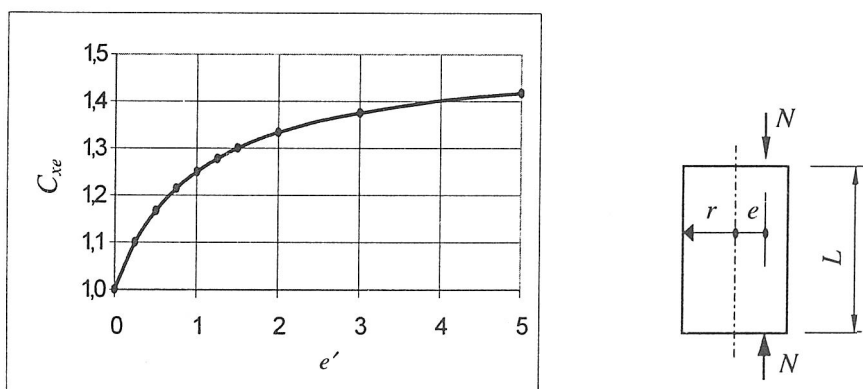
r – promień powłoki,

C_{xe} – współczynnik uwzględniający wpływ mimośrodowo obciążenia południkowego ($C_{xe} \geq 1$).

Wolmir i Kildibekov [160] proponują uwzględnianie zwiększonych wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ dla mimośrodowo ściskanych powłok cylindrycznych w stosunku do naprężeń krytycznych w powłokach ściskanych osiowo. Współczynnik C_{xe} , uwzględniający ten wzrost, należy według [160] obliczać ze wzoru:

$$C_{xe} = 1 + \frac{1 - \psi}{8}, \quad (6.2)$$

w którym ψ – stosunek maksymalnych naprężeń σ_x na przeciwległych tworzących cylindrycznej powłoki, wyznaczany wg rys. 6.1a (z uwzględnieniem znaków).



Rys. 6.2. Wartość współczynnika C_{xe} dla mimośrodowo względnego $e' = e/r$ wg [151]

Fig. 6.2. Value coefficient C_{xe} for relative eccentricity $e' = e/r$ according to [151]

W przypadku czystego zginania otrzymuje się ze wzoru (6.2) wartość współczynnika zwiększającego $C_{xe} = 1,25$. Lundquist [105], [106] wykazał, że współczynnik ten dla czystego zginania zawiera się w granicach $1,3 \leq C_x \leq 1,8$. Podobne rezultaty co Lundquist uzyskał na drodze teoretycznej Sierov [151], który dla czystego zginania uzyskał wartość współczynnika $C_{xe} = 2,0$. W praktycznej analizie stateczności powłok mimośrodowo ściskanych Sierov [151] proponuje jednak przyjmować zredukowaną wartość współczynnika $C_x \leq 1,50$. Wartość zredukowanego współczynnika C_{xe} przy dowolnej wartości mimośrodowo podłużnej siły ściskającej N (rys. 6.2) jest wtedy określana wzorem:

$$C_{xe} = 1 + 0,5 \left(\frac{1 + 2e'}{1 + e'} - 1 \right), \quad (6.3)$$

w którym e' – mimośród względny ($e' = e/r$).

Przedstawiona na rys. 6.2 zależność pozwala obliczyć naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x}$ wg wzoru (6.1) dla mimośrodowo ściskanych podłużnie idealnych, cylindrycznych powłok sprężystych. Wykorzystując tak obliczoną wartość naprężeń $\sigma_{cr,x}$ i stosując odpowiednie krzywe wyboczeniowe κ_2 z norm [28] lub [126] można wyznaczyć obliczeniową wytrzymałość na wyboczenie σ_{Rx} i porównać ją z maksymalnymi naprężeniami ściskającymi $\sigma_{x,max}$, występującymi w mimośrodowo ściskanym płaszczu silosu.

Przedstawione wyżej zasady określania współczynnika C_{xe} dotyczą mimośrodowo ściskanych powłok cylindrycznych o średniej długości L . Za takie powłoki uważa się wg [28] i [126] te powłoki cylindryczne, które spełniają zależność (6.4):

$$\frac{L}{r} \leq 0,5 \sqrt{\frac{r}{t}}, \quad (6.4)$$

w której L – długość powłoki pomiędzy poprzecznymi przeponami (lub pierścieniami).

6.3. Badania cylindrycznych powłok ściskanych mimośrodowo

W celu wyznaczenia wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,z}$ w mimośrodowo ściskanych powłokach cylindrycznych autor pracy wykonał serię analiz numerycznych idealnie sprężystych powłok cylindrycznych o smukłości $r/t = 500$ i długościach: $L = 2r$ oraz $L = 4r$ (rys. 6.4). Analizy przeprowadzono metodą elementów skończonych, stosując program ANSYS 5.4 (por. p. 5.2).

Na rysunku 6.3 przedstawiono wyniki tych analiz numerycznych w postaci wykresu uzyskanych wartości współczynników C_{xe} , wykorzystywanych we wzorze (6.1). Na rysunku tym zaznaczono także wartość współczynnika C_{xe} według zależności (6.3). Wartość maksymalnych południkowych naprężeń ściskających $\sigma_{cr,x}$ w chwili utraty stateczności obliczano ze wzoru:

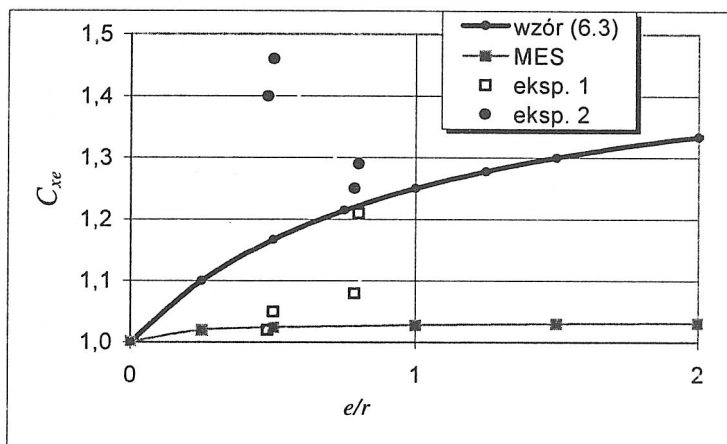
$$\sigma_{x,cr} = \frac{N_{cr}}{A} + \frac{N_{cr}e}{W}, \quad (6.5)$$

w którym:

N_{cr} – wartość podłużnej siły ściskającej w chwili utraty stateczności powłoki (rys. 6.2),

e – mimośród działania siły N_{cr}

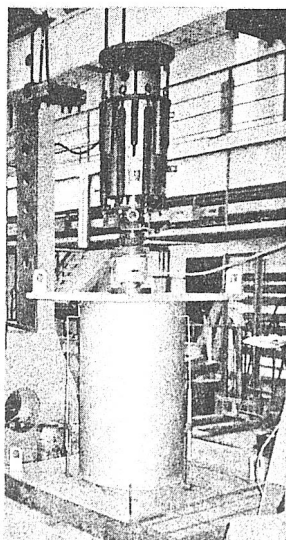
A i W – pole i wskaźnik wytrzymałości na zginanie przekroju poprzecznego cylindrycznej powłoki.



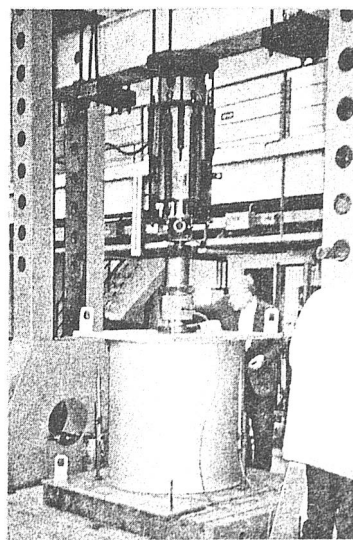
Rys. 6.3. Wartości współczynnika C_{xe} z analiz numerycznych (MES) i badań eksperymentalnych

Fig. 6.3. Value of coefficient C_{xe} obtained from numerical analysis (MES) and experimental investigations

a)



b)

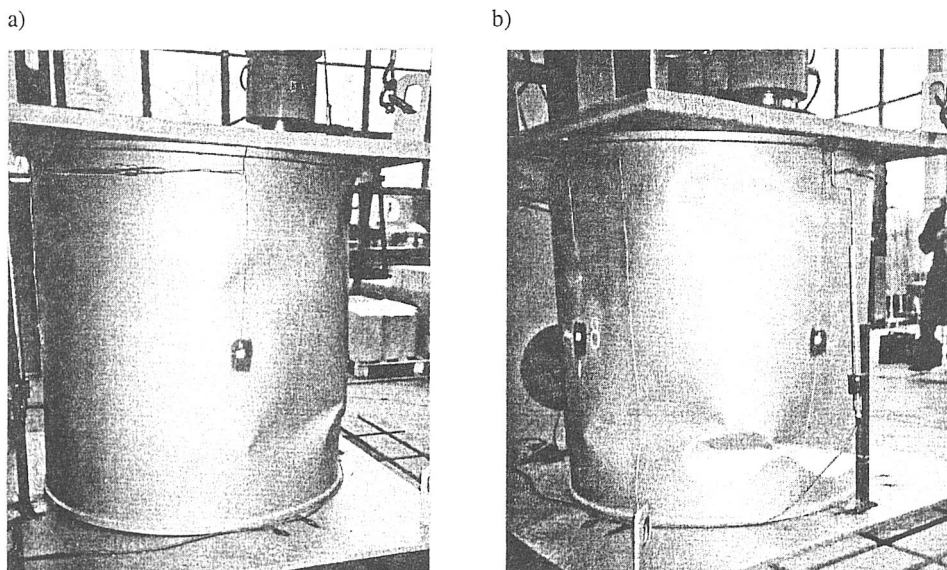


Rys. 6.4. Powłoki: $r/t = 375$ (a) oraz $r/t = 500$ (b) na stanowisku badawczym

Fig. 6.4. Shells: $r/t = 375$ (a) and $r/t = 500$ (b) on test device

Zastanawiające są dość znaczne różnice pomiędzy wartościami C_{xe} z analiz numerycznych (MES) i ze wzoru (6.3), widoczne na rys. 6.3. Aby to zagadnienie lepiej poznać, przeprowadzono sześć badań eksperymentalnych powłok, których wyniki zamieszczono również na rys. 6.3. Badano trzy powłoki o smukłości $r/t = 375$ oraz trzy powłoki o smukłości $r/t = 500$. Dla każdej smukłości przeprowadzano badania dla trzech różnych mimośrodków obciążenia e , w tym również dla $e = 0$.

Liczba przeprowadzonych eksperymentów jest mała, dlatego ich wyniki mają przede wszystkim charakter jakościowy. W badaniach eksperymentalnych zauważono, że proces utraty stateczności mimośrodkowo ściskanych powłok przebiega w dość specyficzny sposób. Pojawienie się pierwszej niewielkiej fali wyboczeniowej w strefie maksymalnych naprężeń ściskających $\sigma_{x\max}$ nie jest jeszcze osiągnięciem stanu granicznego nośności. Siła ściskająca powłokę N na mimośrodzie e może dalej rosnąć, a w sąsiedztwie powiększającej się pierwszej fali pojawiają się kolejne fale wyboczeniowe (rys. 6.5). Gdy fale wyboczeniowe obejmą swym zasięgiem ponad połowę obwodu, proces niszczenia powłoki gwałtownie przyspiesza, a siła N osiąga wartość graniczną N_{cr} .



Rys. 6.5. Początkowa faza (a) i końcowy stan po wyboczeniu (b)
mimośrodkowo ściskanej powłoki $r/t = 500$

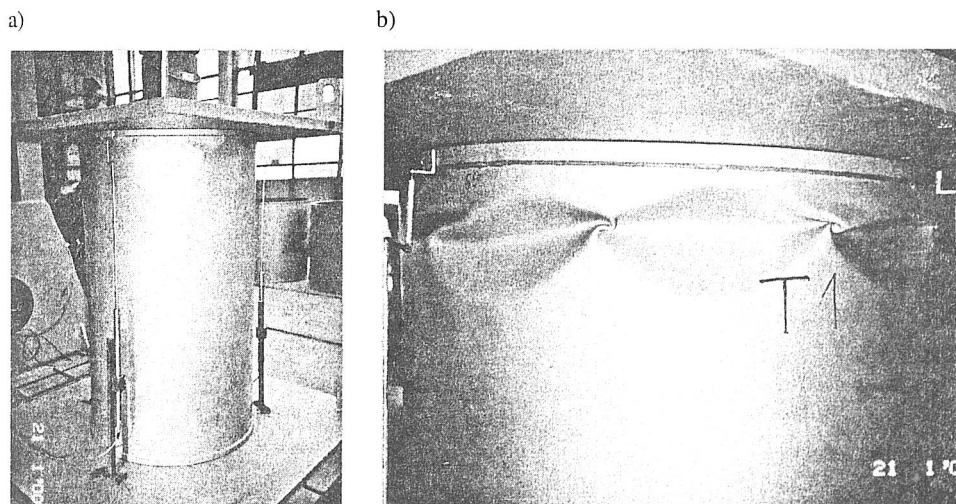
Fig. 6.5. Initial stage (a) and final stage after buckling (b)
of eccentrically compressed shell $r/t = 500$

W analizach numerycznych mimośrodkowo ściskanych powłok za siłę N_{cr} uważano taką siłę N , przy której pojawi się pierwsza fala wyboczeniowa. Takie też wartości sił N_{cr} przedstawiono na rys. 6.3. Przedstawione na tym rysunku wyniki badań eksper-

mentalnych sześciu powłok cylindrycznych ($r/t = 375$; $L/r = 2,66$ oraz $r/t = 500$; $L/r = 2,0$) dotyczą stanu pojawienia się pierwszej fali wyboczeniowej (eksp. 1) oraz stanu granicznego, w którym uzyskiwano największą wartość siły N , a powłoka ulegała całkowitemu zniszczeniu (eksp. 2). Dla obu tych stanów obliczono wartość współczynników C_{xe} , przedstawionych na rys. 6.3.

Wartość współczynnika C_{xe} w badaniach eksperymentalnych ustalano przez porównanie naprężeń krytycznych uzyskanych dla powłok mimośrodowo ściskanych z wartościami naprężeń krytycznych, uzyskanych eksperymentalnie dla powłok ściśkanych osiowo. Wartości tych umownych naprężeń krytycznych obliczano za pomocą wzoru (6.5).

W przypadku ściskania osiowego (rys. 6.6) uzyskano następujące eksperymentalne wartości naprężeń krytycznych: $r/t = 375 \rightarrow \sigma_{cr,x} = 71,8$ MPa, $r/t = 500 \rightarrow \sigma_{cr,x} = 47,7$ MPa. Granica plastyczności stali, z której wykonano badane powłoki, wynosiła $f_y = 310$ MPa.



Rys. 6.6. Początkowa faza (a) i końcowy stan po wyboczeniu (b) ściskanej osiowo powłoki $r/t = 375$

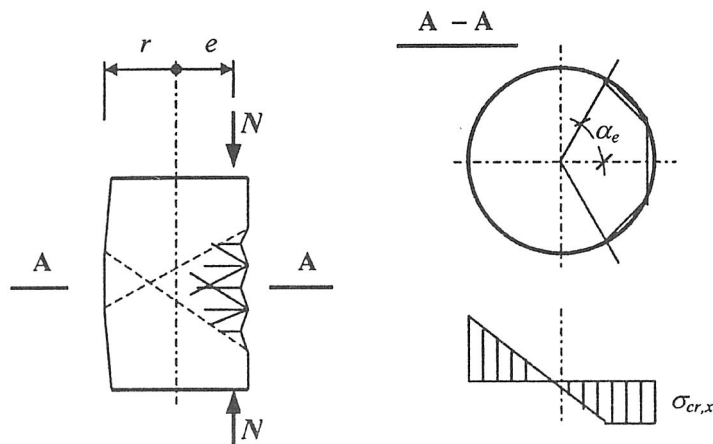
Fig. 6.6. Initial stage (a) and final stage after buckling (b) of axially compressed shell $r/t = 375$

Wyniki analiz numerycznych i badań eksperymentalnych pokazują, że występują znaczne różnice w wartościach naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$, obliczonych ze wzoru (6.5) w początkowej i końcowej fazie utraty stateczności mimośrodowo ściskanej powłoki cylindrycznej. Wyniki te nie w pełni potwierdzają dotychczasowe przekonanie o zwiększeniu wartości południkowych naprężeń krytycznych w powłokach cylindrycznych w miarę wzrostu mimośrodowo obciążenia podłużnego. Wzrost ten jest widoczny jedynie w koń-

cowej, granicznej fazy utraty stateczności. Faza początkowa procesu utraty stateczności w cylindrycznych płaszczach silosów, opartych równomiernie, nie zależy praktycznie od wartości mimośrodowo obciążenia. Wynikać to może między innymi z niedużych stosunków L/r oraz niedużych mimośródów e , występujących w realnych silosach, a jedynie takie powłoki były przedmiotem analiz. Można więc mieć uzasadnione wątpliwości, czy wyniki prac [105], [106], [151], [160] można wykorzystać w praktycznej ocenie nośności płaszczy silosów, gdyż występują w nich stosunkowo niewielkie wartości mimośródów e .

6.4. Praktyczne możliwości wykorzystania wyników badań

Przedstawione wyżej wyniki analiz i badań eksperymentalnych dotyczyły równomiernego oparcia na całym obwodzie cylindrycznych powłok płaszczy silosów, ściskanych mimośródowo. Wyniki badań eksperymentalnych pokazują, że osiągnięciu stanu granicznego nośności towarzyszą znaczne deformacje powłoki na dużej części obwodu, opisywanej przez kąt α_e (rys. 6.7). W obszarze wystąpienia fal obwodowych południkowe naprężenia ściskające stabilizują się na poziomie $\sigma_{cr,x}$ (rys. 6.7).



Rys. 6.7. Zasięg deformacji i wartości naprężeń w ściskanej mimośródowo powłoce walcowej
Fig. 6.7. Range of deformation and values of stresses in eccentrically compressed cylindrical shell

W praktyce pojawienie się nawet jednej małej fali wyboczeniowej na cylindrycznym płaszczu silosu traktowane jest jako stan niedopuszczalny, choć do osiągnięcia pełnego stanu granicznego nośności potrzeba jeszcze dalszego zwiększenia wartości

siły ściskającej N (rys. 6.7). Tak więc praktyczne analizy utraty stateczności można prowadzić dla sytuacji pojawienia się jednej fali wyboczeniowej i dla tej sytuacji wyznaczyć kąt α według rys. 6.7. Kąt ten w przypadku typowych geometrii cylindrycznych powłok płaszczy silosów $r/t = 250\text{--}750$ przyjmuje nieznaczne wartości. W badanych powłokach (rys. 6.4b) o geometrii $r/t = 500$ wynosił on $\alpha_e \approx 19^\circ$ ($\pi/9,47$), gdy tymczasem stan graniczny nośności osiągnięty jest dla kąta $\alpha > \pi/2$.

Tabela 6.1. Wartości współczynnika C_{xe} przy różnych mimośrodkach e i kątach α_e
Table 6.1. Value of coefficient C_{xe} for different eccentricities e and angles α_e

e/r	α_e				
	0	$\pi/9,47$	$\pi/6$	$\pi/4$	$\pi/2$
0,25	1	1,000	1,032	1,060	1,138
0,50	1	1,002	1,049	1,092	1,222
1,00	1	1,003	1,066	1,127	1,320
2,00	1	1,004	1,080	1,156	1,410

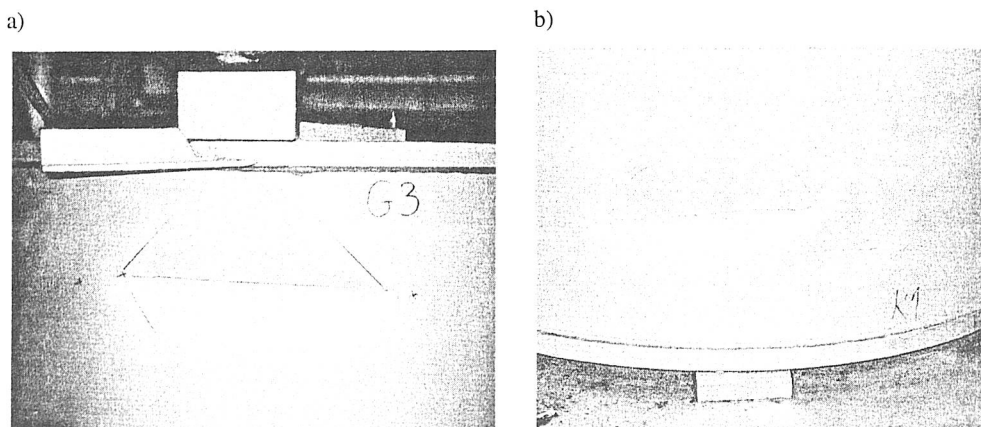
W tabeli 6.1 przedstawiono wartości współczynnika C_{xe} , obliczonego wg [151] przy różnych wartościach kąta α_e . Okazuje się, że przy małej wartości dopuszczalnego zakresu deformacji, opisywanego przez kąt α_e , nie ma praktycznego wzrostu wartości naprężeń krytycznych ($C_x \approx 1,0$). W zakresie pokrytycznym istnieje jednak pewna rezerwa nośności ($C_x \rightarrow 1,5$), dzięki której proces ewentualnego zniszczenia płaszcza silosu jest wcześniej sygnalizowany, a pojawienie się pojedynczej fali wyboczeniowej nie zawsze oznacza utratę jego nośności.

6.5. Oparcie płaszcza na słupach przy mimośrodowym ściskaniu

Mimośrodowe obciążenie płaszczy silosów, wynikające ze standardowych warunków eksploatacyjnych (obciążenie materiałem składowanym oraz wiatrem) powoduje zróżnicowanie wartości reakcji podporowych N_1 w płaszczu silosu (rys. 6.1), a ocena nośności strefy przypodporowej płaszcza (nad lokalnymi podporami) może być prowadzona według zasad przedstawionych w rozdz. 5. Wyniki badań lokalnie ściskanych powłok cylindrycznych wskazują na to, że nie ma praktycznych różnic w nośności stref podporowych dla przypadków osiowego i mimośrodowego obciążenia powłoki. Nie ma więc znaczenia to, czy wartość reakcji podporowej $V_{\max}$ (rys. 6.1b) pochodzi od osiowego, czy też od mimośrodowego ściskania podłużnego powłoki płaszcza silosu.

Można mieć jednak wątpliwości co do tego, jak zachowuje się cylindryczny płaszczy silosu, oparty na słupach i ściskany mimośrodowo skupioną siłą V_1 (rys. 6.1),

pochodzącą od ciężkich urządzeń lub elementów konstrukcji nadsilosowych (p. 3.4.1). Biorąc się one stąd, że jeśli siła skupiona V_1 będzie działała w osi słupa podporowego, to reakcja podporowa $N_{1\max}$ będzie równa V_1 , a naprężenia ściskające σ_x w płaszczu na całej jego wysokości będą skoncentrowane w wąskim pasmie obwodu, jedynie w rejonie tworzącej walca, wzdłuż której działają siły V_1 i $N_{1\max}$ (por. rys. 4.16).



Rys. 6.8. Porównanie geometrii fali wyboczeniowej w powłoce z lokalnymi podporami na górnej i dolnej krawędzi (a) oraz tylko na górnej krawędzi (b)

Fig. 6.8. Comparison between the geometry of buckling wave in a shell with local supports on the upper and lower edge (a) and that placed only on the upper edge (b)

Aby poznać wstępnie przebieg procesu wyboczenia w przypadku lokalnego oparcia powłoki na dolnej krawędzi i obciążanej lokalnie siłą skupioną N_1 na krawędzi górnej (rys. 6.8a), zbadano dwie powłoki $r/t = 375$ przy takim obciążeniu. Na rysunku 6.8b pokazano wynik badania identycznej powłoki ($s_0/2\pi r = 0,0539$), lecz opartej na dolnej krawędzi równomiernie. Widok jednego z modeli na stanowisku badawczym oraz ścieżkę równowagi przedstawiono na rys. 5.15. Analiza wyników tych badań dotyczy postaci wyboczenia i uzyskanych wartości sił krytycznych $N_{cr,1}$, lecz wnioski z analiz mogą być jedynie wstępne, z uwagi na niewielką liczbę eksperymentów.

Pomimo zastosowania dość szerokich podpór lokalnych ($s_0/2\pi r = 0,0539-0,0725$), wyboczenie lokalne nie wystąpiło w środkowej części wysokości powłoki, lecz bardzo blisko pierścieni brzegowych i podpór lokalnych. Zjawisko wyboczenia ma zatem nadal charakter podobny do miejscowej utraty stateczności powłok cylindrycznych, ściskanych osiowo i opartych na kilku lokalnych podporach (rozdz. 5). Nie zauważono zwiększenia nośności granicznej dwóch mimośrodowo ściskanych powłok, obciążonych lokalnie na górnej krawędzi i opartych lokalnie na dolnej krawędzi. Wartość mimośrodu względnego wynosiła $e/r = 0,5$, co według wzoru (6.3) powinno dawać

ok. 16% wzrostu naprężeń krytycznych ($C_{xe} = 1,166$), a wyboczenie miałyby nastąpić w środkowej części powłoki (rys. 6.7).

W obu badanych przypadkach podparcia lokalnego na obu krawędziach powłoki (rys. 5.15b i 6.8a) stwierdzono ok. 20-procentowy spadek wartości sił krytycznych w stosunku do takich samych przypadków obciążenia i szerokości podpór na górnej krawędzi, lecz przy równomiernym oparciu na krawędzi dolnej.

6.6. Podsumowanie

Wnioski z analiz mimośrodowo ściskanych cylindrycznych płaszczy silosów są następujące:

- a) W przypadku mimośrodu obciążenia podłużnego płaszczy silosów, wynikającego z obciążenia materiałem wypełniającym oraz z zewnętrznych oddziaływań poziomych (działanie wiatru, wpływy sejsmiczne itp.), nie następuje spodziewany według [105], [151], [160] wyraźny wzrost naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ w stalowej cylindrycznej powłoce płaszcza (p. 6.4), jeśli jest ona oparta równomiernie. Zauważa się jednak dość znaczny zapas nośności pokrytycznej w mimośrodowo ściskanych powłokach płaszczy silosów (rys. 6.3).
- b) Podczas działania standardowych podłużnych obciążeń mimośrodowych płaszcza silosu (takich jak w p. „a”) opartego na słupach uzyskuje się podobne wartości lokalnych sił krytycznych $N_{cr,1}$ na podporach lokalnych (słupach) jak w przypadku osiowego obciążenia płaszcza silosu ($e = 0$).
- c) Skupione obciążenie V_1 (rys. 6.1), działające na górną krawędź płaszcza w osi słupa podporowego, może spowodować miejscowe wyboczenie w rejonie głowicy tego słupa przy mniejszej wartości siły krytycznej $N_{cr,1}$ niż w przypadku standardowego obciążenia silosu, niezależnie od tego czy działa jedna siła V_1 (mimośród $e = r$), czy też kilka sił nad każdym słupem (osiowo, $e = 0$).
- d) W przypadku dużych sił skupionych (przypadek „c”) wskazana jest analiza stateczności miejscowej z uwzględnieniem naprężeń brzegowych σ_{x0} (rys. 4.12b) i wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$, takich jak dla powłok ściskanych osiowo i podpartych równomiernie [28], [126], a więc mniejszych niż w proponowanej metodzie krytycznych naprężeń brzegowych (p. 5.7). Zastosowanie metody krytycznych naprężeń brzegowych dla takich przypadków lokalnego obciążenia na obu krawędziach wzdłuż tej samej tworzącej cylindrycznej powłoki wymaga jeszcze dodatkowych analiz, gdyż można się tu spodziewać przypadków miejscowej utraty stateczności w środkowej części powłoki. Takie przypadki nie były analizowane w prezentowanej pracy.

7. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych pod działaniem lokalnego podciśnienia wewnętrznego

7.1. Wprowadzenie

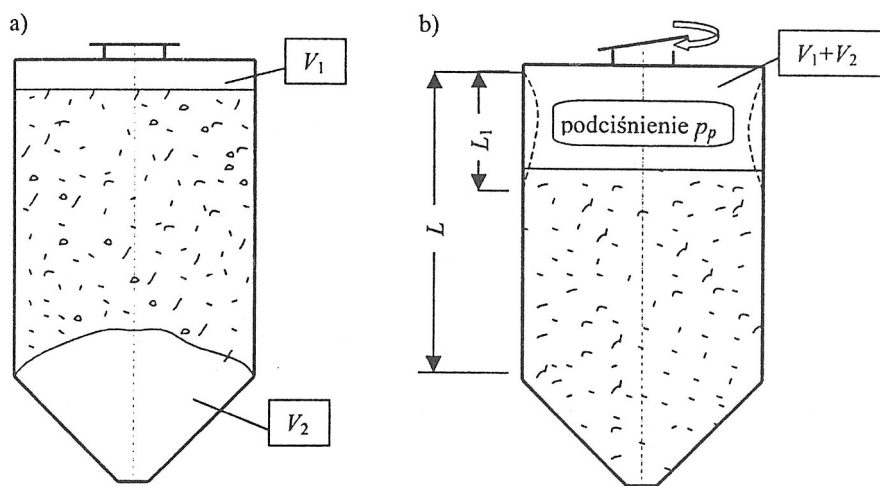
Lokalne obciążenia płaszczy silosów stalowych dotyczą nie tylko obciążeń południowych, ale także obciążeń bocznych, promieniowych. Do najczęstszych miejscowych obciążeń bocznych, wywołujących lokalne ściskanie obwodowe płaszcza, należą nadciśnienie zewnętrzne od działania wiatru (p. 3.2.1), lokalne podciśnienie pod dachem w przypadku likwidacji przesklepienia (p. 3.7.2) oraz podciśnienie eksplozyjne (p. 3.7.3).

Jeśli uwzględni się wewnętrzne ciśnienie działające na płaszcz od materiału wypełniającego (parcia poziomego p_h – p. 3.3), to realne nadciśnienie zewnętrzne podczas działania wiatru może występować tylko na tej części wysokości płaszcza L_1 (rys. 7.1), na której nie ma obciążenia poziomego od materiału wypełniającego silos. Przy pustym silosie wiatr wywołuje nadciśnienie zewnętrzne na całej wysokości płaszcza.

Podstawowym przypadkiem obciążenia płaszcza silosu podciśnieniem (z uwagi na częstotliwość występowania i wartości podciśnienia p_p) jest powstanie i likwidacja przesklepienia składowanego w silosie materiału kohezyjnego (rys. 7.1). Losowe lub spowodowane oberwanie się przesklepienia, powstałego nad dnem silosu, wywołuje krótkotrwałe podciśnienie w górnej części silosu (rys. 7.1b), gdyż nawet bardzo duże klapy podciśnieniowe nie są w stanie natychmiast wyrównać ciśnienia w komorze z ciśnieniem atmosferycznym. Sposób wyznaczenia wartości podciśnienia p_p w takim przypadku podano w p. 3.7.2.

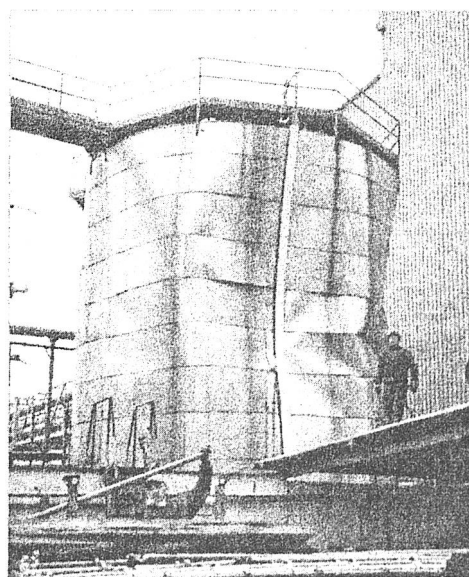
Powłoki cylindryczne są bardzo wrażliwe na podciśnienie wewnętrzne i tracą stateczność przy stosunkowo małych wartościach obwodowych naprężeń ściskających σ_φ , wywołanych tym podciśnieniem. Ściskające naprężenia obwodowe σ_φ , występujące podczas działania wewnętrznego podciśnienia p_p , można wyznaczyć ze znanego wzoru:

$$\sigma_\varphi = p_p r . \quad (7.1)$$



Rys. 7.1. Przesklepienie materiału składowanego w silosie nad lejem (a) oraz podciśnienie w objętości powietrza $V_1 + V_2$ po likwidacji przesklepienia (b)

Fig. 7.1. Arching of stored material over the funnel (a) and pressure in the air capacity $V_1 + V_2$ after liquidation of the arch (b)



Rys. 7.2. Awaria opróżnianego zbiornika na olej roślinny o pojemności 500 m^3

Fig. 7.2. Failure of a container for plant oil of capacity 500 m^3 during discharging

Podciśnienie p_p może pochodzić również od implozji, występującej po eksplozji podczas wybuchu pyłów w komorze silosu. W przypadku działania wiatru rolę tego

wewnętrznego podciśnienia spełnia zewnętrzne nadciśnienie. Podciśnienie p_p może powstać również w przypadku opróżniania bardzo szczelnych silosów, w których awaryjnemu zatłokowaniu uległy filtry dachowe, a wartość tego podciśnienia można wyznaczyć ze wzoru (3.16) dla $k = 0$, podobnie jak w przypadku opróżniania szczelnych zbiorników [76]. Przypadek awarii wskutek dużego podciśnienia w opróżnianym zbiorniku olejowym pokazano na rys. 7.2.

Zagadnienie stateczności cylindrycznych powłok, obciążonych na całej wysokości L podciśnieniem wewnętrznym lub nadciśnieniem zewnętrznym (wywołującym obwodowe naprężenia ściskające σ_φ), jest dobrze poznane, a literatura dotycząca tego zagadnienia jest bardzo obszerna. W przypadku stałej wartości obwodowych naprężeń ściskających σ_φ na całej wysokości idealnie sprężystej cylindrycznej powłoki bez imperfekcji geometrycznych wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$ można wyznaczyć ze znanego wzoru [28], [126]:

$$\sigma_{cr,\varphi} = 0,92 \cdot C_\varphi \frac{Er}{L} \left(\frac{t}{r} \right)^{1,5}, \quad (7.2)$$

w którym:

L – długość powłoki, ewentualnie odległość pomiędzy pierścieniami obwodowymi lub sztywnymi przeponami,

C_φ – współczynnik zależny od sztywności przepon lub pierścieni obwodowych.

W przypadku typowych warunków brzegowych, występujących na krawędziach cylindrycznych płaszczy silosów (pierścienie lub konstrukcje dachów i den) współczynnik C_φ przyjmuje wartość równą 1,0. Cylindryczne powłoki płaszczy silosów są w rozumieniu norm [28] i [126] powłokami o średniej i małej długości, a więc spełniają warunek (7.3), niezbędny do stosowania wzoru (7.2):

$$\frac{L}{r} < 1,63 \cdot C_\varphi \sqrt{\frac{r}{t}}. \quad (7.3)$$

Praktyczne sprawdzenie nośności granicznej realnej powłoki z imperfekcjami z warunku stateczności przy ściskaniu obwodowym jest opisane wzorami (4.12), (4.13) i (4.14), przy czym współczynnik niestateczności $\kappa = \kappa_1$ opisany jest w [28] i w [126] następującymi zależnościami:

$$\bar{\lambda}_{s\varphi} \leq 0,4; \quad \kappa_1 = 1, \quad (7.4a)$$

$$0,4 < \bar{\lambda}_{s\varphi} < 1,2; \quad \kappa_1 = 1,274 - 0,686 \bar{\lambda}_{s\varphi}, \quad (7.4b)$$

$$1,2 \leq \bar{\lambda}_{s\varphi}; \quad \kappa_1 = 0,65 / \bar{\lambda}_{s\varphi}^2. \quad (7.4c)$$

Wszystkie znane i przedstawione wyżej zależności na wyznaczanie naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$ dla powłok idealnych oraz sprawdzanie nośności realnych powłok cylindrycznych ściskanych obwodowo dotyczą przypadku równomiernego występowania naprężeń ściskających σ_φ na całym obwodzie i na całej wysokości powłoki.

Wysokość powłoki L jest tu rozumiana jako odległość między górnym, poddachowym pierścieniem i dolnym, podporowym pierścieniem płaszcza silosu, gdyż w niniejszej pracy rozpatrywane są tylko takie cylindryczne, nieuźebrowane powłoki płaszcza, które nie mają pierścieni pośrednich.

Tymczasem w przypadku powstania lokalnego podciśnienia p_p w części poddachowej, obwodowe naprężenia ściskające σ_φ wystąpią jedynie w tej poddachowej części silosu o wysokości L_1 (rys. 7.1). Powstaje więc pytanie o wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$ w przypadku występowania obwodowych naprężeń ściskających jedynie na części wysokości cylindrycznej powłoki. Zagadnienie to analizowane jest w następnej części pracy (p. 7.2).

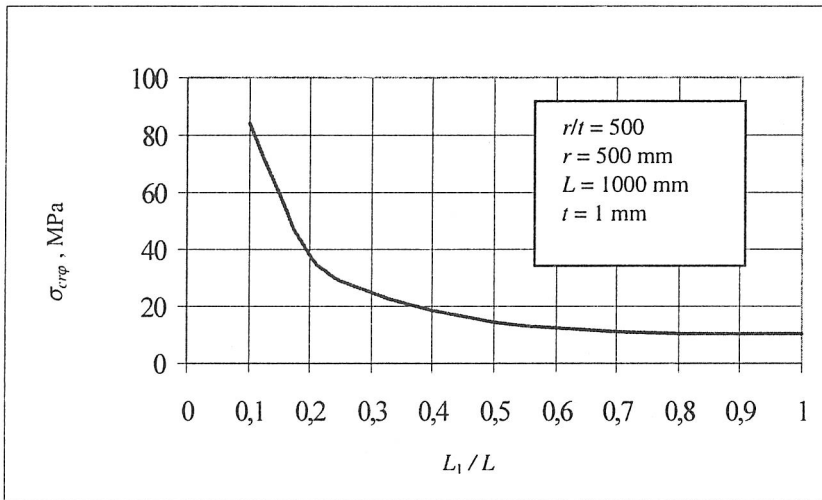
7.2. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów przy lokalnym podciśnieniu

Zagadnienia stateczności sprężystej cylindrycznej powłoki przy stałej wartości podciśnienia p_p na całej jej wysokości L było rozwiązywane przez wielu autorów, a podstawowe rozwiązania tych zagadnień są zawarte w pracach [39], [151], [152] i [160]. Dotychczas nie są znane prace dotyczące wyczerpujących analiz stateczności przy występowaniu podciśnienia na części wysokości powłoki. W takich, stosunkowo rzadkich, przypadkach występowania lokalnego podciśnienia, przyjmuje się takie same wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$, tak jak dla obciążenia podciśnieniem na całej wysokości powłoki.

W celu rozwiązania powyższego zagadnienia autor pracy przeprowadził stosowne analizy numeryczne stateczności powłoki o geometrii przedstawionej na rys. 7.3 i obciążonej lokalnie podciśnieniem p_p na długości L_1 (rys. 7.1b). Powłoka usztywniona była na brzegach odpowiednio sztywnymi pierścieniami. Uzyskane wartości idealnych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$ przedstawiono na rys. 7.3. Analizy wykonane były metodą elementów skończonych programem ANSYS5.4.

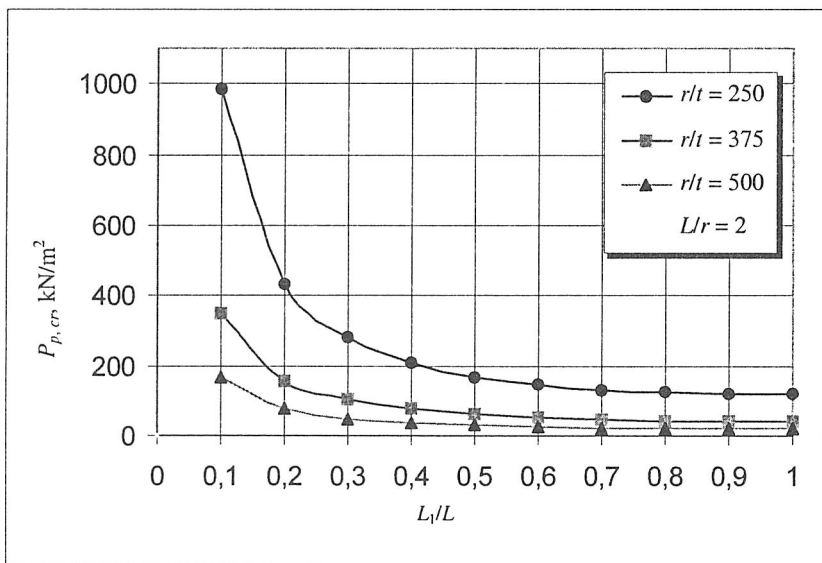
Na rysunku 7.3 przedstawiono wartości $\sigma_{cr,\varphi}$, wyznaczone dla powłoki cylindrycznej o smukłości $r/t = 500$. Wartość krytycznego podciśnienia $p_{p,cr}$ można wyznaczyć z prostej zależności:

$$p_{p,cr} = \frac{\sigma_{cr,\varphi}^f}{r}. \quad (7.5)$$



Rys. 7.3. Wartości krytycznych naprężeń $\sigma_{cr,\phi}$ w powłoce obciążonej podciśnieniem wewnętrznym p_p na wysokości L_1

Fig. 7.3. Values of critical stresses $\sigma_{cr,\phi}$ in a shell loaded by internal pressure p_p at the height L_1



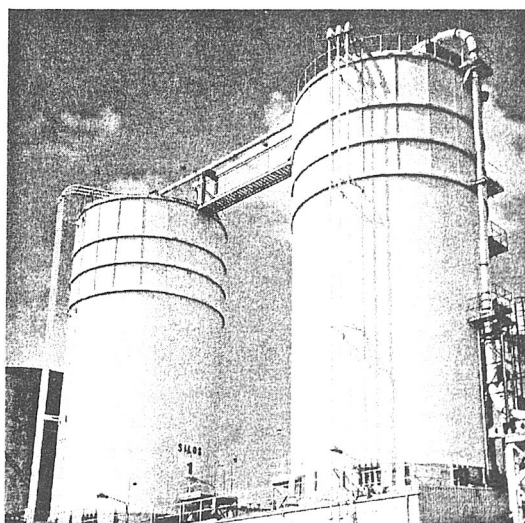
Rys. 7.4. Wartość krytycznego podciśnienia wewnętrznego $p_{p,cr}$ działającego na części wysokości powłoki L_1

Fig. 7.4. Values of critical internal pressure $p_{p,cr}$ acting on the portion of the height L_1

Na rysunku 7.4 przedstawiono wartości podciśnienia krytycznego $p_{p,cr}$, działającego na części wysokości cylindrycznej powłoki L_1 (rys. 7.1b), uzyskane w wyniku analiz numerycznych. Powłoka miała następujące charakterystyki geometryczne: $L = 1000$ mm, $r = 500$ mm, pierścienie brzegowe z płaskownika 5×40 mm. Analizy przeprowadzono dla trzech smukłości: $r/t = 250$, $r/t = 375$ oraz $r/t = 500$, zmieniając stosownie grubość t analizowanej powłoki.

Wyniki analiz numerycznych, przedstawione na rys. 7.3 i 7.4, wskazują na to, że utrata stateczności powłoki przy działaniu lokalnego podciśnienia p_p następuje przy wyższym poziomie ściskających naprężeń obwodowych σ_θ niż w przypadku działania tego podciśnienia na całej wysokości powłoki L . Sprawdza się więc i w tym wypadku sformułowana wcześniej zasada (por. p. 5), że lokalnej utracie stateczności w cylindrycznych powłokach towarzyszą wyższe naprężenia ściskające niż w przypadku utraty stateczności tych powłok na całej ich powierzchni.

Wyraźny wzrost nośności granicznej powłoki cylindrycznej, z uwagi na stateczność przy działaniu podciśnienia p_p , występuje podczas działania tego podciśnienia na wysokości L_1 mniejszej niż połowa całkowitej wysokości powłoki L . Jeśli podciśnienie działa przy brzegowej ok. 20% części powłoki ($L_1 \leq 0,2 L$), to wzrost nośności granicznej, reprezentowanej przez $p_{p,cr}$, jest nawet kilkakrotny w stosunku do przypadku działania podciśnienia p_p na całej wysokości powłoki L .



Rys. 7.5. Uźebrowane górne części płaszczy silosów $V = 2000 \text{ m}^3$
Fig. 7.5. Stiffened upper parts of silo shells $V = 2000 \text{ m}^3$

W realnych silosach podciśnienie p_p działa na niezbyt dużych częściach poddachowych części cylindrycznych komór silosów. Warto więc wykorzystać w praktyce uzyskane wyniki analiz, pozwalające na znalezienie istotnych rezerw nośności płasz-

czy silosów przy takich wyjątkowych, lecz poważnych w skutkach obciążeniach. Zastosowanie w projektowaniu tradycyjnych metod analizy stateczności płaszczy silosów przy działaniu podciśnienia lokalnego w części poddachowej (bez uwzględnienia przedstawionych, korzystnych wyników analiz) prowadzi z reguły do konieczności dość intensywnego uźebrowania górnych części płaszczy silosów, gdyż zwiększanie ich grubości t jest mało skuteczne (por. rys. 7.5).

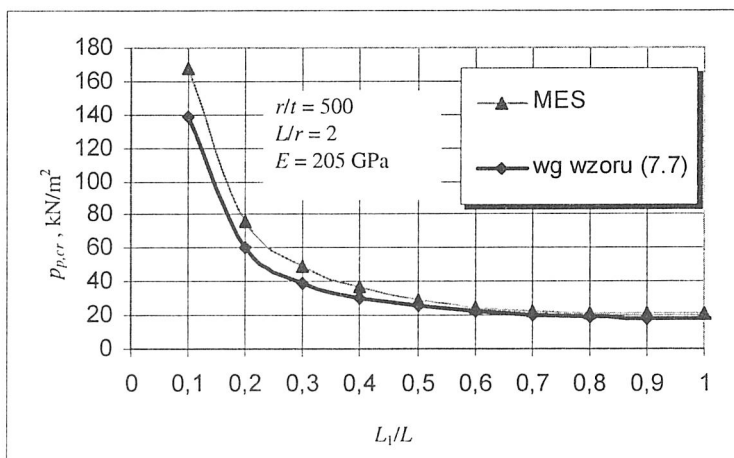
Zastosowanie uzyskanych wyników w praktyce może być wykonane za pomocą nowego współczynnika $C_{L\varphi}$, zamiast normowego [28] współczynnika C_φ . Zależność do określania $C_{L\varphi}$, dająca dolne i bezpieczne oszacowanie wartości naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$, ma następującą postać:

$$C_{L\varphi} = C_\varphi \left(0,7 + 0,3 \left(\frac{L_1}{L} \right)^{-1,4} \right). \quad (7.6)$$

Propozycja nowej metody analizy stateczności powłok cylindrycznych pod działaniem lokalnego podciśnienia na wysokości L_1 (mierzonej od jednej z krawędzi) dotyczy na razie jedynie powłok o smukłościach $r/t = 250-500$.

Wartość naprężeń krytycznych $\sigma_{cr\varphi}$ przy lokalnym występowaniu podciśnienia wewnętrznego p_p lub równoważnego, lokalnego nadciśnienia zewnętrznego można zatem przedstawić następującym wzorem:

$$\sigma_{cr,\varphi} = 0,92 \cdot C_{L\varphi} E \frac{r}{L} \left(\frac{t}{r} \right)^{1,5}. \quad (7.7)$$

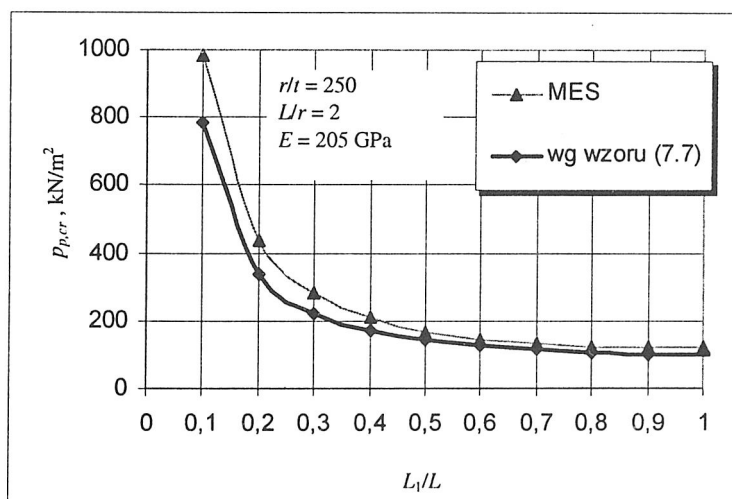


Rys. 7.6. Porównanie wartości $p_{p,cr}$ z obliczeń numerycznych i z zależności (7.7), uwzględniającej nowy współczynnik $C_{L\varphi}$ dla $r/t = 500$

Fig. 7.6. Comparison between values $p_{p,cr}$ obtained numerically and that obtained from the relationship (7.7), considering a new coefficient $C_{L\varphi}$ for $r/t = 500$

Na rysunkach 7.6 i 7.7 przedstawiono wartości krytycznego podciśnienia $p_{p,cr}$, wyznaczonego za pomocą wzorów (7.5) i (7.7), w których zastosowano nowy współczynnik $C_{L,\varphi}$ ze wzoru (7.6). Wartości te porównano z wynikami analiz numerycznych (MES), przedstawionymi również na rys. 7.4. Widać, że proponowana zależność (7.6) na nowy współczynnik $C_{L,\varphi}$ daje bezpieczne oszacowanie wartości podciśnienia krytycznego $p_{p,cr}$ dla całego zakresu L_1/L .

Należy zaznaczyć, że wszystkie analizy dotyczyły przypadku obciążenia podciśnieniem jedynie płaszcza silosu. Było to podyktowane potrzebą rozwiązania czystego przypadku jednokierunkowego stanu naprężeń w cylindrycznej powłoce płaszcza. W realnych silosach podciśnienie działa również na dach silosu, a więc płaszcz jest także ściskany podłużnie. Zachodzi więc konieczność uwzględnienia interakcji obu przypadków wyboczenia, czyli uwzględnienia naprężeń południkowych σ_x oraz naprężeń obwodowych σ_φ . Zagadnienia te są analizowane w rozdz. 8.



Rys. 7.7. Porównanie wartości $p_{p,cr}$ z obliczeń numerycznych i z zależności (7.7), uwzględniającej nowy współczynnik $C_{L,\varphi}$ dla $r/t = 250$

Fig. 7.7. Comparison between values $p_{p,cr}$ obtained numerically and that obtained from the relationship (7.7), considering a new coefficient $C_{L,\varphi}$ for $r/t = 250$

7.3. Wnioski

Zagadnienia stateczności cylindrycznej powłoki, obciążonej lokalnym podciśnieniem wewnętrznym p_p o stałej wartości, działającym jedynie na części wysokości powłoki, nie było do tej pory poruszane w znanej literaturze. Wyniki przeprowadzo-

nych analiz numerycznych stateczności cylindrycznych powłok silosów o smukłościach $r/t = 250\text{--}500$, obciążonych lokalnym podciśnieniem o stałej wartości, mogą być wykorzystane w projektowaniu stalowych silosów do składowania materiałów kohezyjnych lub pylistych.

Zaproponowana metoda wyznaczania naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,\varphi}$ za pomocą nowego współczynnika $C_{L,\varphi}$, zapisanego za pomocą wzoru (7.6), jest oparta na wynikach licznych analiz numerycznych. Pomimo że nie przeprowadzono weryfikujących badań eksperymentalnych, można z powodzeniem uznać, że wyniki analiz numerycznych są wiarygodne, gdyż we wszystkich poprzednich przypadkach (p. 5 i 6) wyniki te miały dobrą zgodność jakościową z wynikami badań eksperymentalnych.

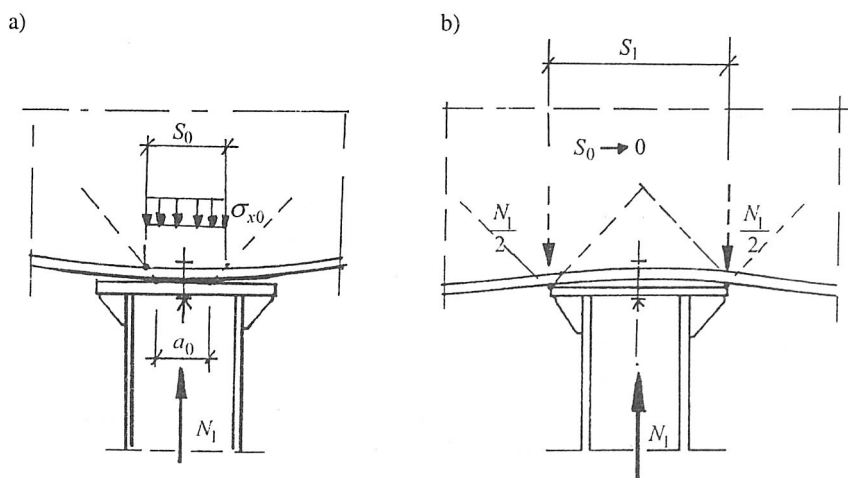
Badania eksperymentalne powinny być jednak wykonane w niedalekiej przyszłości, a wyniki analiz numerycznych należy rozszerzyć również dla cylindrycznych powłok płaszczy silosów smukłości $r/t = 750$ i 1000 .

Zagadnienia lokalnego działania podciśnienia na cylindryczne powłoki są analizowane od dawna w cylindrycznych zbiornikach pionowych na paliwa [6], [127], [172]. Analizy te ograniczają się na ogół do rozwiązania zagadnienia takiego usztywnienia płaszczy zbiorników pierścieniami pośrednimi, które zabezpieczy płaszczy przed utratą stateczności pod działaniem lokalnego wewnętrznego podciśnienia i zewnętrznego obciążenia wiatrem, bądź sprowadzają się do rozwiązania konstrukcyjnego napraw zbiorników uszkodzonych wskutek podciśnienia [170], [172], [173], [174]. Prezentowana w niniejszej pracy metoda analizy stateczności cylindrycznych płaszczy silosów pod działaniem lokalnego podciśnienia pozwala na pełną ocenę nośności granicznej tych nieuźebrowanych płaszczy.

8. Realne przypadki eksploatacyjne i konstrukcyjne

8.1. Niedokładne oparcie płaszcza na głowicach słupów

W rozdziale 5 analizowano miejscową stateczność cylindrycznych płaszczy silosów w strefie oparcia na n podporach (słupach) o niedużej szerokości. Zakładano przy tym, że oparcie pierścienia podporowego zapewnia równomierne przekazanie reakcji N_1 (rys. 4.12b) na dolną krawędź pierścienia, a więc zakładano dokładne przyleganie do siebie tych elementów. Tymczasem w realnych konstrukcjach mogą się zdarzyć różne niedokładności (rys. 8.1), które mogą wpływać na zmniejszenie nośności granicznej strefy podporowej płaszcza silosu.



Rys. 8.1. Typowe przypadki wad w konstrukcji oparcia płaszcza silosu na słupach:

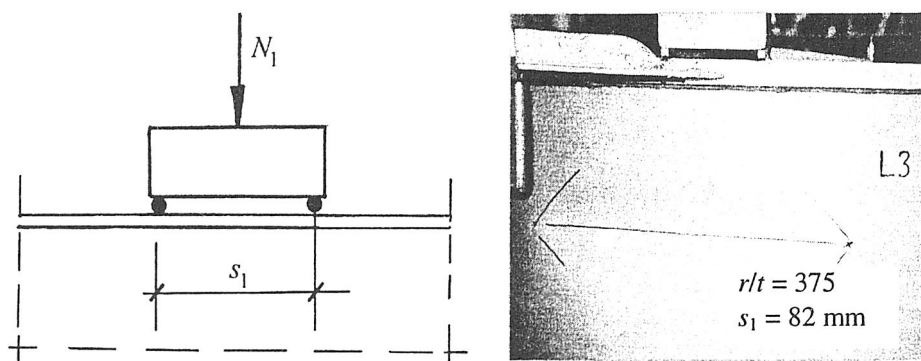
a) oparcie w osi, b) oparcie na krawędziach głowicy

Fig. 8.1. Typical cases of defects of column supporting structure:

a) supported along the axis, b) supported at the head edge of the column

W praktyce budowlanej zdarzają się przypadki oparcia jedynie na środkowej części głowicy słupa na efektywnej szerokości a_0 (rys. 8.1a), przez co zmniejsza się wyraźnie szerokość efektywna s_0 , a więc zwiększają się krawędziowe naprężenia południkowe σ_{x0} od działania reakcji podporowej N_1 . Taka wada w oparciu płaszcza silosu na głowicy słupa ma takie same konsekwencje jak zmniejszenie szerokości głowicy słupa, a więc zmniejsza obciążenie krytyczne płaszcza $N_{cr,1}$. Aby ocenić nośność strefy podporowej cylindrycznego płaszcza silosu z wadą konstrukcji oparcia na słupie, należy ocenić efektywną szerokość oparcia a_0 , wyznaczyć szerokość efektywną s_0 (rys. 8.1a) i na tej podstawie wyznaczyć wartość reakcji krytycznej $N_{cr,1}$ według zasad przedstawionych w p. 5.7.

Równie częste wady w konstrukcji oparcia płaszcza na głowicy słupa polegają na powstaniu szczeliny między pierścieniem brzegowym a blachą głowicy słupa, w środkowej części tej głowicy. W skrajnym przypadku pierścień brzegowy płaszcza opiera się w dwóch punktach na zewnętrznych krawędziach głowicy słupa (rys. 8.1b). Taka wada prowadzi faktycznie do rozdzielenia reakcji z lokalnej podpory N_1 na dwie siły $N_1/2$, oddziałujące na płaszczyz w rozstawie s_1 na bardzo małych szerokościach efektywnych s_0 .



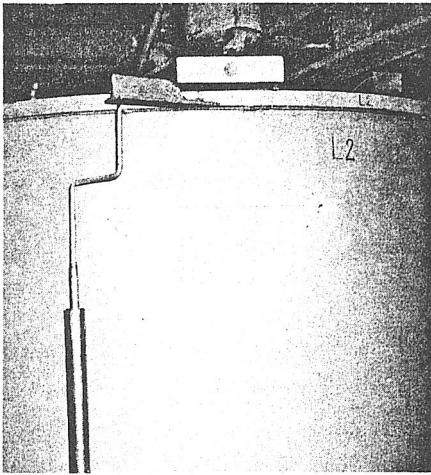
Rys. 8.2. Badanie eksperymentalne modeli cylindrycznych powłok z symulowaną wadą konstrukcji oparcia płaszcza na głowicy słupa

Fig. 8.2. Experimental test on cylindrical models of shells with simulated defect of the structure of shells support on column heads

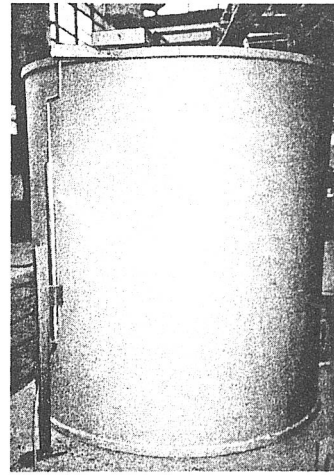
Aby rozpoznać wpływ takiej wady konstrukcyjnej (rys. 8.1b) na nośność graniczną strefy podporowej płaszcza silosu przeprowadzono badania eksperymentalne sześciu modeli powłok cylindrycznych z analizowaną wadą konstrukcyjną (rys. 8.2).

Na rysunku 8.3 przedstawiono geometrię lokalnej fali wyboczeniowej i jej położenie w stosunku do krawędzi brzegowej dla dwóch badanych powłok (L1, L2) o smukłości $r/t = 500$ i rozstawie krawędzi podpory $s_1 = 125$ mm, a na rys. 8.4 wykresy $\Delta_1 - N_1$ dla obu tych powłok.

a)



b)

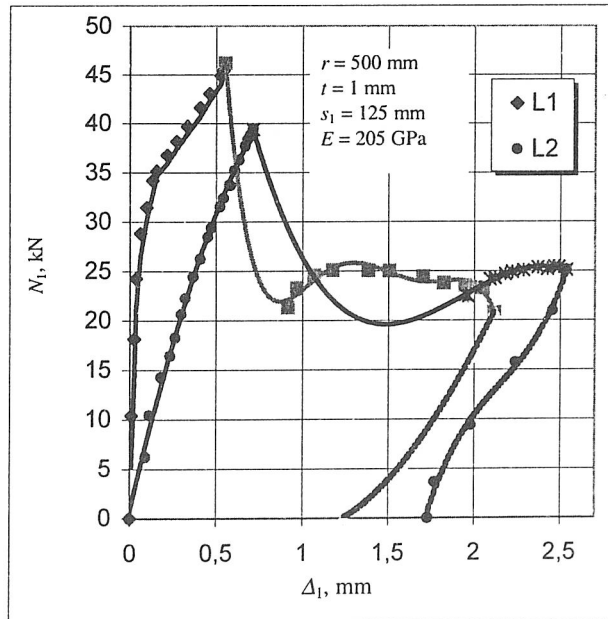


Rys. 8.3. Różne położenia fali wyboczeniowej przy tej samej wartości s_1 badanych powłok L2 i L1:

a) przy pierścieniu, b) w środku wysokości powłoki

Fig. 8.3. Different position of buckling wave for a constant value of s_1 for tested shells L2 and L1:

a) at the region of the ring, b) in the middle of the height of the shell



Rys. 8.4. Wykresy $\Delta_1 - N_1$ badanych powłok L1 i L2

Fig. 8.4. Diagrams $\Delta_1 - N_1$ for tested shells L1 and L2

Porównanie uzyskanych wartości $N_{cr,1}$ dla powłok podpartych jedynie na zewnętrznych krawędziach głowic słupów (rys. 8.1b) oraz podpartych prawidłowo na całych szerokościach tych głowic (tab. 8.1) wskazuje na to, że badana wada nie wpływa na zmniejszenie krytycznej reakcji podpory $N_{cr,1}$. Zauważono nawet ok. 10–20% wzrost wartości tej reakcji, lecz z uwagi na niezbyt dużą liczbę badań nie można tego korzystnego efektu uwzględniać w praktyce. Ten korzystny efekt niewielkiego wzrostu krytycznej reakcji lokalnej podpory może wynikać z faktu, że obciążenie pierścienia podporowego cylindrycznej powłoki dwoma siłami skupionymi $N_1/2$ (rys. 8.1b) zamiast równomiernym obciążeniem liniowym na całej szerokości podpory lokalnej (głowicy słupa) inicjuje próbę powstania dwóch lokalnych fal wyboczeniowych, które w końcowej fazie wyboczenia łączą się w jedną większą falę (rys. 8.3). Włączenie do procesu miejscowego wyboczenia większej powierzchni powłoki wymaga większego obciążenia lokalnego N_1 , przekazywanego na powłokę przez podporę lokalną.

Tabela 8.1. Porównanie wartości $N_{cr,1}$ w przypadku podpór z wadami i bez wad

Table 8.1. Comparison of values $N_{cr,1}$ for supports with and without defects

r/t	Podparcie z wadami wg rys. 8.2			Podparcie bez wad (średnia z 4 modeli)
	s_1 , mm	nr modelu	$N_{cr,1}$, kN	$N_{cr,1}$, kN
500	82	L3	35,0	28,7
		L4	31,5	
	125	L1	46,2 ^{*)}	36,2
		L2	39,4	
375	194	K4	48,2	46,2 ^{**)}

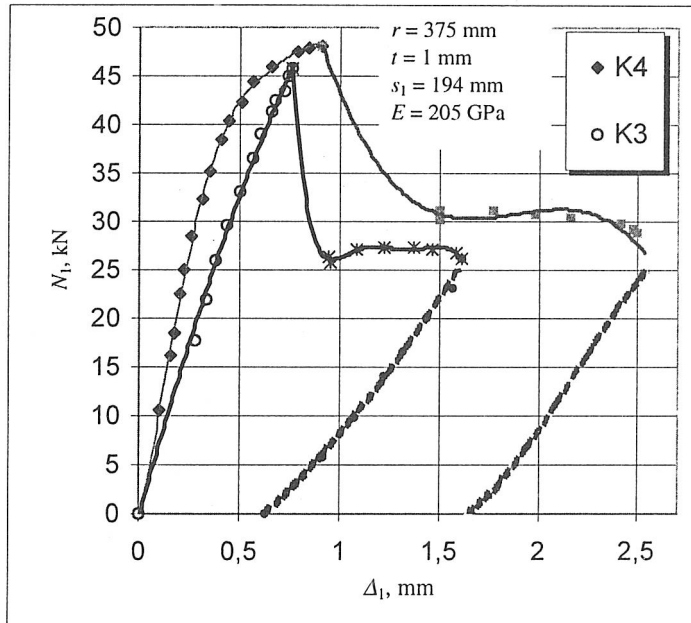
^{*)} wyboczenie w dużej odległości od podpory (rys. 8.3b).

^{**)} jeden model (rys. 8.6).

W przypadku dużych szerokości podpór miejscowa fala wyboczeniowa może pojawić się nawet w dużej odległości od pierścienia podporowego (rys. 8.3b) lub może się pojawić kilka mniejszych fal przy pierścieniu podporowym (rys. 8.6). W przypadku zastosowania podpór lokalnych o dużych szerokościach ($s_0/2\pi r > 0,06$) należy się liczyć z możliwością powstania trzech lokalnych fal wyboczeniowych w bezpośrednim sąsiedztwie tych podpór (rys. 8.6). Zjawisko to może wystąpić zarówno w przypadku dobrego przylegania pierścienia do podpory (rys. 8.6a), jak i w przypadku kontaktu pierścienia brzegowego cylindrycznej powłoki jedynie z zewnętrznymi krawędziami lokalnej podpory (rys. 8.6b).

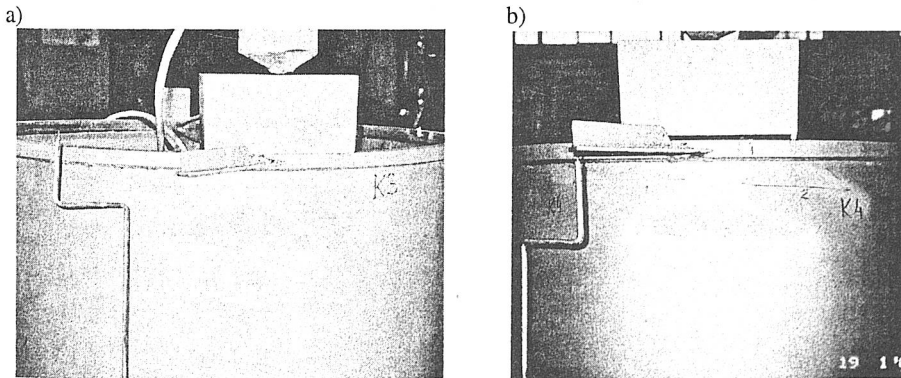
Analizowane dwa typy wad w konstrukcji oparcia pierścienia podporowego cylindrycznego płaszcza silosu na podporze lokalnej, którą najczęściej jest głowica słupa, można zaliczyć do dość powszechnych wad. Oparcie pierścienia jedynie na środkowej części głowicy słupa (rys. 8.1a) wynika często z deformacji spawalniczych blachy głowicy, powstałych głównie podczas spawania bocznych żeberek usztywniających. Taka wada zmniejsza nośność graniczną płaszcza silosu z uwagi na wyboczenie lokalne, gdyż wada

ta prowadzi do zmniejszenia efektywnej szerokości oparcia s_0 , co ma bezpośredni wpływ na zmniejszenie krytycznego obciążenia podpory lokalnej $N_{cr,1}$ i wynika również z analizy wzoru (5.2).



Rys. 8.5. Wykresy $\Delta_1 - N_1$ dla badanych powłok K3 i K4

Fig. 8.5. Diagrams $\Delta_1 - N_1$ for tested shells K3 and K4



Rys. 8.6. Powstanie trzech lokalnych fal wyboczeniowych w powłokach K3 (a) i K4 (b) ($r = 375$ mm, $t = 1$ mm) dla szerokości podpory $s_1 = 194$ mm

Fig. 8.6. Formation of three local buckling waves in shells K3 (a) and K4 (b) ($r = 375$ mm, $t = 1$ mm) for supporting width $s_1 = 194$ mm

Wadliwe oparcie pierścienia podporowego płaszcza na głowicy słupa, prowadzące do powstania szerokiej szczeliny w środkowej części styku (rys. 8.1b), nie prowadzi do spadku wartości krytycznej reakcji podpory $N_{cr,1}$. Badania eksperymentalne wykazały nawet 10–20-procentowy wzrost tej krytycznej reakcji, choć praktyczne wykorzystanie tych wyników wymaga dodatkowych analiz i badań eksperymentalnych.

8.2. Miejscowa niestateczność krótkich powłok płaszczy silosów

W strefie podporowej płaszcza silosu stosuje się niekiedy dwa, blisko siebie położone pierścienie obwodowe. Jeden z pierścieni jest pierścieniem brzegowym, opartym na słupach lub innych podporach lokalnych, a drugi jest pierścieniem usztywniającym połączenie płaszcza z lejem (rys. 8.7a).

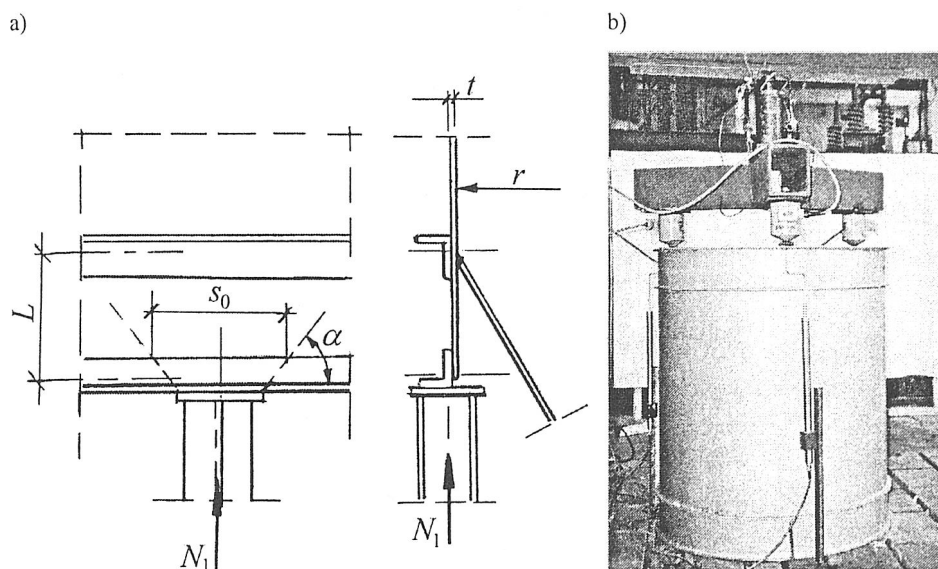
Oba pierścienie stanowią płaskie przepony cylindrycznej powłoki, która ma wtedy niewielką długość L , równą rozstawowi pierścieni. Takie powłoki w teorii stateczności (z uwagi na naprężenia południkowe σ_x) nazywane są powłokami krótkimi, gdyż spełniają warunek [28], [126]:

$$\frac{L}{r} \leq 0,5 \sqrt{\frac{r}{t}}. \quad (8.1)$$

Znany jest korzystny wpływ małej długości powłoki L na zwiększenie naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ przy równomiernym ściskaniu na całym obwodzie powłoki, przedstawiony we wzorach (4.3) i (4.4). Można przypuszczać, że taki wzrost wystąpi również w przypadku wyznaczania lokalnych naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x0}$ przy działaniu reakcji N_1 od podpory lokalnej na cylindryczną powłokę płaszcza.

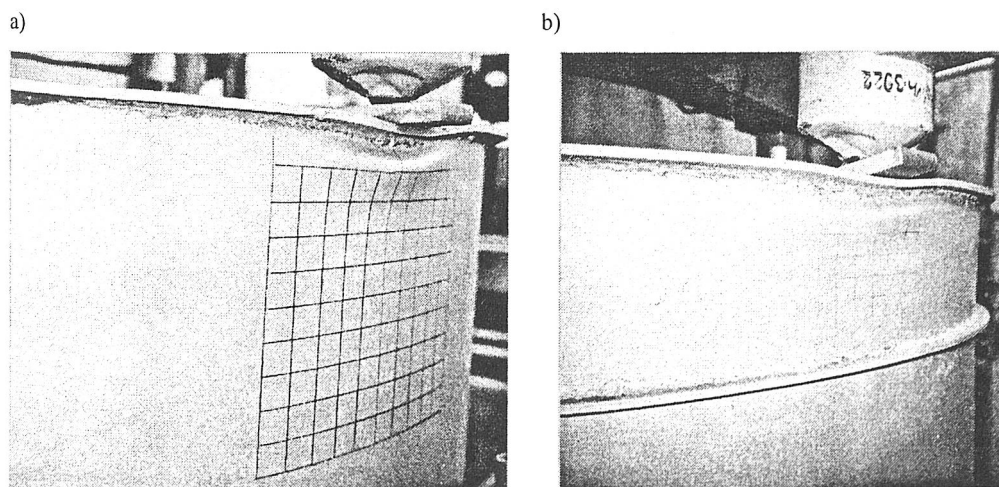
W celu rozwiązania tego zagadnienia przeprowadzono serię analiz numerycznych stateczności miejscowej powłok krótkich, obciążonych lokalnie w kierunku podłużnym. Analizy wykonano metodą elementów skończonych (program ANSYS5.4) dla podobnych powłok jak w poprzednich rozdz. 5, 6 i 7. W powłokach tych stosowano dodatkowy, pośredni pierścień o przekroju 5×40 mm, taki jak pierścień brzegowe.

Na rysunku 8.8b przedstawiono widok jednego z badanych modeli powłok z dodatkowym pierścieniem pośrednim w strefie brzegowej. Odległość pierścienia pośredniego od krawędzi brzegowej wynosiła $L = r/50$. Promień stalowej powłoki $r = 460$ mm, grubość $t = 2$ mm, a całkowita wysokość $H = 1000$ mm.



Rys. 8.7. Realna powłoka krótka w strefie podporowej płaszcza (a)
oraz badany model powłoki krótkiej o smukłości $r/t = 230$ (b)

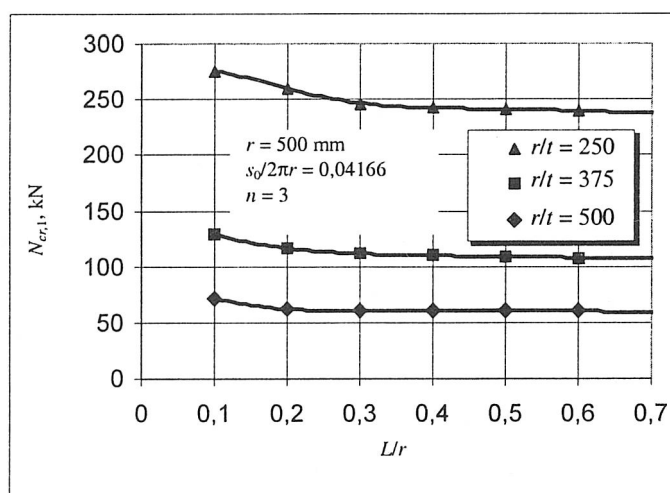
Fig. 8.7. Real, short shell in the supporting region (a)
and tested model of a short model with slenderness $r/t = 230$ (b)



Rys. 8.8. Badanie stateczności miejscowej powłoki $r/t = 230$ bez pierścienia
pośredniego (a) i z dodatkowym pierścieniem pośrednim (b)

Fig. 8.8. Tests of local buckling for a shell $r/t = 230$ without intermediate ring (a)
and with additional intermediate ring (b)

Analizy numeryczne wielu krótkich powłok cylindrycznych, obciążonych lokalnymi siłami południkowymi N_1 na krawędzi podporowej wskazują na to, że zauważalny wzrost nośności takich powłok następuje dopiero po zastosowaniu pierścienia pośredniego bardzo blisko pierścienia brzegowego. Taki, niezbyt duży, wzrost można zauważyć, gdy $L/r < 0,2$. Przedstawiono to na rysunkach 8.9 i 8.10 dotyczących powłok krótkich, opartych na trzech lokalnych podporach.



Rys. 8.9. Wartości reakcji krytycznych $N_{cr,1}$ w zależności od odległości L pierścienia pośredniego od pierścienia podporowego

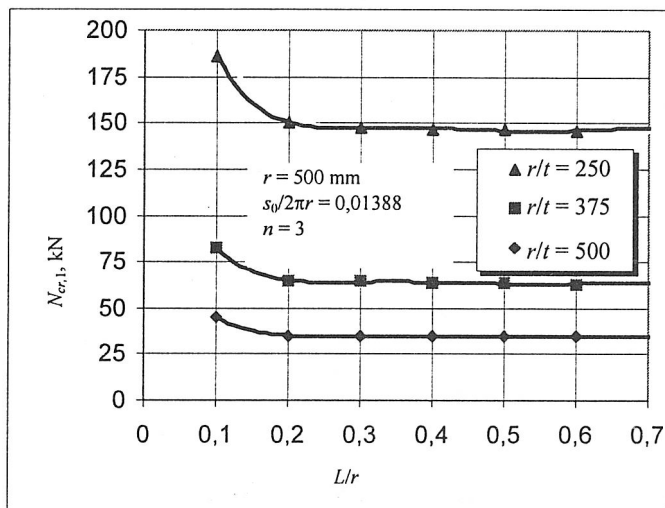
Fig. 8.9. Values of critical stresses $N_{cr,1}$ in relationship from a distance L between intermediate ring and supporting ring

Badania eksperymentalne dotyczyły jedynie kilku powłok $r/t = 230$ z dodatkowym pierścieniem pośrednim. Potwierdziły one, że fala wyboczeniowa zmienia nieco swą geometrię (rys. 8.8) z uwagi na bliskość pośredniego pierścienia, lecz nie występuje zbyt duży wzrost nośności powłoki, ściskanej miejscowo w kierunku południkowym.

W praktyce inżynierskiej stosuje się często w osi podpory jedno lub kilka żeber (rys. 4.12b) pomiędzy pierścieniem brzegowym a pierścieniem pośrednim, usztywniającym strefę podporową. W takim przypadku nieuzębrowana, cylindryczna powłoka płaszcza – będąca przedmiotem niniejszej pracy – zaczyna się powyżej tego pierścienia pośredniego (rys. 8.11). Z uwagi na rozprzestrzenianie się południkowych naprężeń σ_x – pochodzących od reakcji lokalnej podpory N_1 – w wąskim fragmencie obwodu cylindrycznej powłoki (por. p. 4.3.2), należy się liczyć z możliwością miejscowej utraty stateczności również powyżej pierścienia pośredniego, co uzyskiwano również w przypadku badań eksperymentalnych (rys. 8.11b). Zastosowanie uźebrowania w strefie podpór lokalnych (rys. 8.11a) nie zabezpiecza więc automatycznie powłoki przed miejscową utratą stateczności. Zastosowanie żebra sprzyja dodatkowo wąskiemu rozprzestrzenianiu się naprężeń σ_x .

wzdłuż żebra, a naprężenia te w powłoce nieco nad poziomem żebra i pierścienia pośredniego są tylko nieznacznie mniejsze niż nad poziomem pierścienia podporowego.

Zagadnienie jest bardzo ważne z praktycznego punktu widzenia, lecz wymaga odpowiednich badań, które nie są przedmiotem niniejszej pracy.



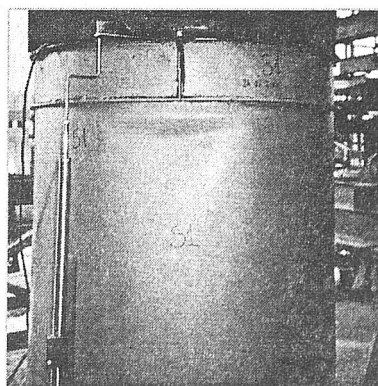
Rys. 8.10. Wartości reakcji krytycznych $N_{cr,1}$ w zależności od odległości L pierścienia pośredniego od pierścienia podporowego

Fig. 8.10. Values of critical stresses $N_{cr,1}$ in relationship from a distance L between intermediate ring and supporting ring

a)



b)



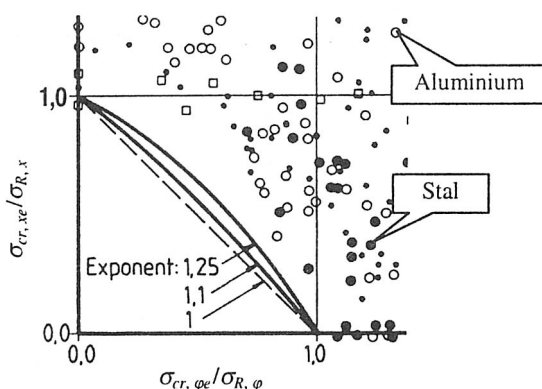
Rys. 8.11. Usztywnienie strefy podporowej w silosach $V = 400 \text{ m}^3$ (a) oraz miejscowa utrata stateczności usztywnionej powłoki (b)

Fig. 8.11. Stiffening in supporting zone for silos $V = 400 \text{ m}^3$ (a) and local buckling of a stiffened shell (b)

8.3. Łączne działanie ściskania południkowego i obwodowego

Zagadnienie jednoczesnego działania osiowego ściskania południkowego i równomiernego, stałego podciśnienia wewnętrznego jest sprowadzane często do poszukiwania krzywej interakcji na wykresie $\sigma_{cr,x} - \sigma_{cr,\varphi}$. Flügge [39], [40], Lundgren [104], Wolmir [161], [162] zaproponowali liniową zależność interakcyjną (Dunkerleya), której spełnienie oznaczało pozostawanie powłoki w obszarze statecznym:

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_{cr,x}} + \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{cr,\varphi}} \leq 1. \quad (8.2)$$



Rys. 8.12. Wybrane wyniki badań eksperymentalnych cylindrycznych powłok ściskanych dwukierunkowo [33]

Fig. 8.12. Chosen results of experimental investigation on shells under biaxial compression [33]

Zależność ta dotyczy powłok idealnych, a w odniesieniu do powłok realnych w mianownikach występują odpowiednio zredukowane wartości naprężeń krytycznych.

Zależność (8.2) jest powszechnie stosowana w przepisach normowych w wielu krajach. Liczne badania eksperymentalne Ellinasa, Supple i Walkera [33], badania Weigartena, Morgana i Seide [167] oraz analizy Sierova [151] wskazywały na to, że przy dwuosiowym ściskaniu powłok cylindrycznych można zastosować wypukłą krzywą interakcji, oddzielającą obszar stateczny i niestateczny. Dla realnych powłok z imperfekcjami obszar stateczny określany jest w [28] i [126] zależnością:

$$\left(\frac{\sigma_x}{\sigma_{R,x}} \right)^{1,25} + \left(\frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{R,\varphi}} \right)^{1,25} \leq 1, \quad (8.3)$$

w której $\sigma_{R,x}$ oraz $\sigma_{R,\varphi}$ – wartości obliczeniowej (projektowej) wytrzymałości krytycznej przy ściskaniu południkowym i obwodowym (por. p. 4.2.4).

Porównanie wyników badań eksperymentalnych ściskanych dwuosiowo powłok cylindrycznych [33] z zależnością interakcyjną (8.3) (wykładnik potęgowy 1,25) przedstawiono na rys. 8.12. Dużymi czarnymi punktami zaznaczono naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,xe}$ i $\sigma_{cr,\varphi e}$ uzyskane w badaniach eksperymentalnych cylindrycznych powłok stalowych, natomiast wartości $\sigma_{R,x}$ i $\sigma_{R,\varphi}$ obliczone zostały na podstawie normy [28]. Inne punkty na wykresie (rys. 8.12) dotyczą powłok aluminiowych oraz powłok z innych tworzyw.

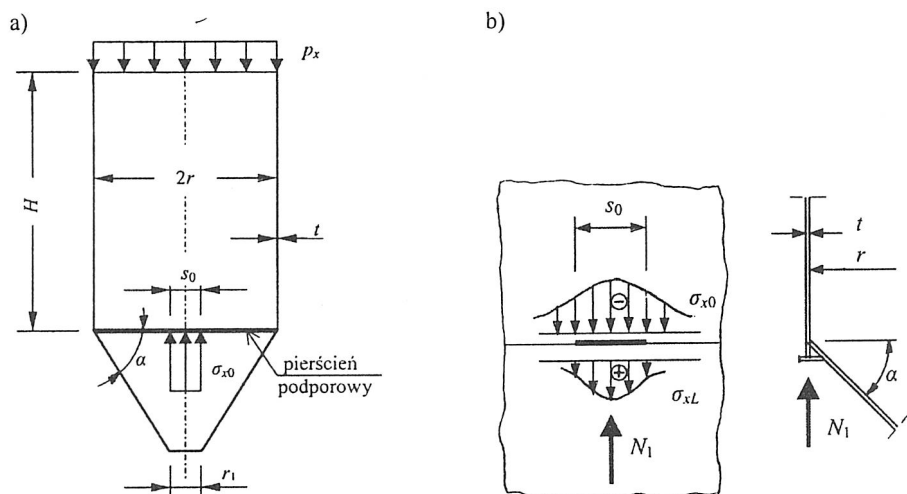
Dotychczas nie prowadzono badań dotyczących zagadnienia łącznego działania lokalnego ściskania południowego i lokalnego ściskania obwodowego. Z pewnością stosowanie liniowej krzywej interakcji (8.2) jest bezpieczne i jest polecane przez autora niniejszej pracy. Stosowanie zależności (8.3) wymaga dalszych, dodatkowych badań i analiz.

8.4. Usztywnienie cylindrycznego płaszcza silosu przez lej wysypowy

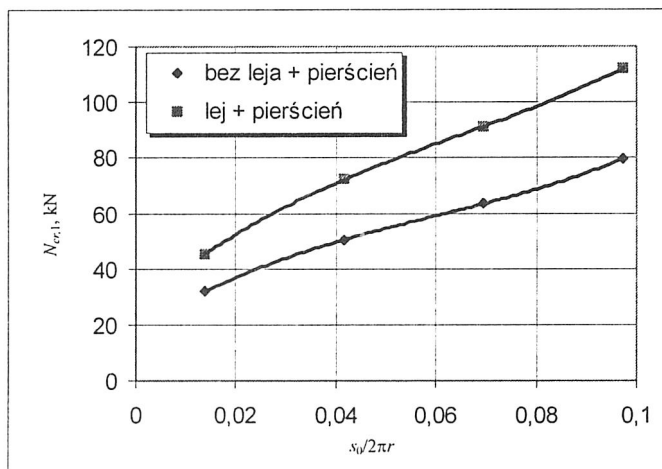
Analizy i badania nośności granicznej cylindrycznych płaszczy silosów, przeprowadzone w poprzednich rozdziałach, dotyczyły wyizolowanych powłok cylindrycznych z podstawowymi obciążeniami, działającymi niezależnie. Takie podejście pozwoliło na zbadanie różnorodnych wpływów konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na miejscową stateczność płaszczy silosów. W realnych konstrukcjach silosów stalowych nie sposób pominąć wpływu stożkowej powłoki leja wysypowego na nośność płaszcza w strefie podporowej. Miejscowe przemieszczenia pionowe pierścienia brzegowego Δ_1 , wywołane reakcją podpory lokalnej N_1 (rys. 4.14a), zależą nie tylko od sztywności cylindrycznego płaszcza, lecz także od sztywności połączonego z nim stożkowego leja. W płaszczu pojawiają się miejscowe naprężenia ściskające σ_{x0} (rys. 4.12), a w strefie brzegowej leja w rejonie lokalnej podpory (słupa) pojawiają się lokalne naprężenia rozciągające σ_{xL} (rys. 8.13). Zagadnienia te sygnalizowane były m.in. w pracy [14].

Rozciągające naprężenia południkowe σ_{xL} w leju silosu działają korzystnie na wzrost lokalnego obciążenia krytycznego $N_{cr,1}$ w strefie podporowej płaszcza. Zagadnienie to nie jest do tej pory zbadane, dlatego przeprowadzono analizy numeryczne 60 różnych powłok cylindrycznych, połączonych ze stożkowymi lejami i opartych na trzech lokalnych podporach (rys. 8.13a). Wysokość cylindrycznej powłoki wynosiła $H = 1000$ mm, promień $r = 500$ mm, promień otworu wysypowego $r_1 = 100$ mm, a kąt nachylenia tworzącej leja do poziomu wynosił $\alpha = 45^\circ$ oraz $\alpha = 60^\circ$. Grubość powłoki cylindrycznej i stożkowej była taka sama w każdym z modeli i była zmieniana stosownie do aktualnie analizowanej smukłości r/t . Szerokości podpór lokalnych zmieniano pięciokrotnie dla trzech różnych smukłości powłoki cylindrycznej: $r/t = 250$, $r/t = 3750$ oraz $r/t = 500$. Analizowano za każdym razem dwa przypadki: cylindryczna powłoka z pierścieniem podporowym 5×40 mm i powłoka bez tego pierścienia. Stal w obu

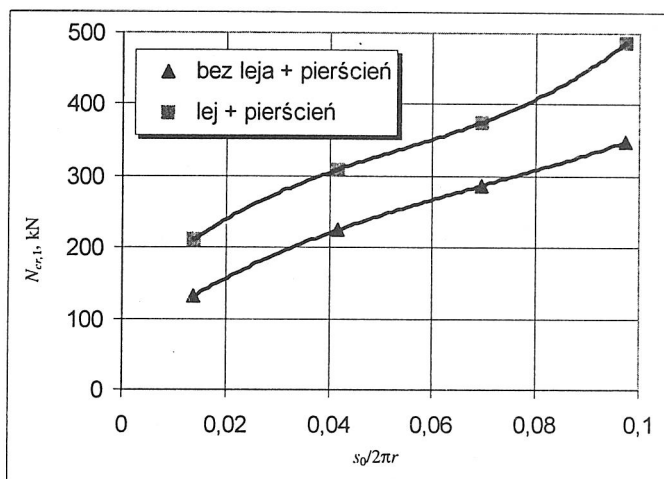
powłokach (cylindrycznej i stożkowej) miała moduł sprężystości podłużnej $E = 205$ GPa. Podział na elementy skończone był taki jak to już przedstawiono w p. 5.2, a więc na obwodzie były 72 powłokowe, 8-węzłowe elementy skończone. Powłoki obciążano na górnej krawędzi południkowym ściskającym obciążeniem równomiernym p_x , którego wypadkowa znajdowała się w osi podłużnej powłoki.



Rys. 8.13. Model do analiz numerycznych (a) i naprężenia lokalne σ_x w płaszczu i leju silosu (b)
Fig. 8.13. Model for numerical analyses (a) and local stresses σ_x occurring in a shell and funnel (b)



Rys. 8.14. Wpływ leja o kącie $\alpha = 60^\circ$ na wzrost obciążeń krytycznych $N_{cr,1}$ w powłoce o smukłości $r/t = 500$ opartej na trzech podporach
Fig. 8.14. Effect of a funnel with angle $\alpha = 60^\circ$ on the increase of critical loads $N_{cr,1}$ in a shell with slenderness $r/t = 500$ resting on three supports



Rys. 8.15. Wpływ leja o kącie $\alpha = 60^\circ$ na wzrost obciążeń krytycznych $N_{cr,1}$ w powłoce o smukłości $r/t = 250$ opartej na trzech podporach

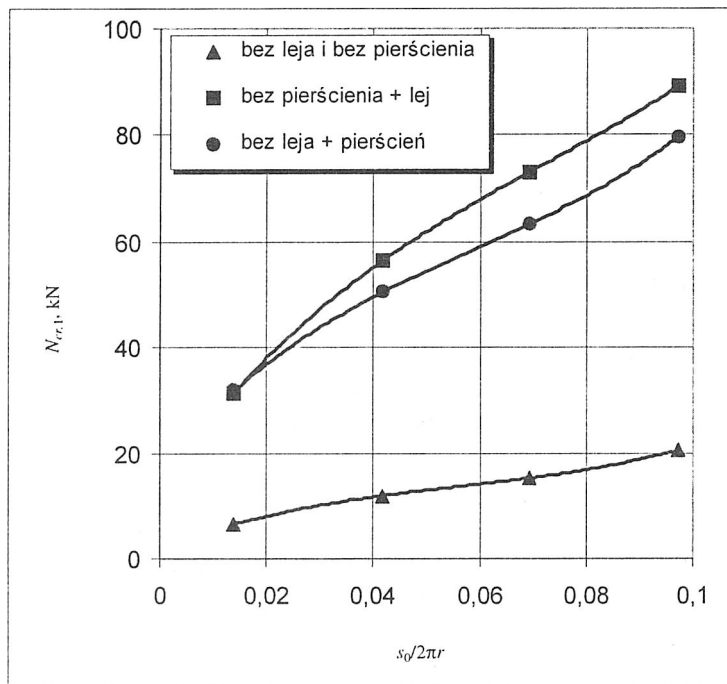
Fig. 8.15. Effect of both a funnel with angle $\alpha = 60^\circ$ and ring on the increase of critical loads $N_{cr,1}$ in a shell with slenderness $r/t = 250$ resting on three supports

Wybrane wyniki analiz numerycznych przedstawiono na rys. 8.14, 8.15 i 8.16. Wyniki te wskazują na to, że stożkowa powłoka leja zwiększa wyraźnie krytyczną reakcję podpory lokalnej $N_{cr,1}$. Wzrost ten jest dość znaczny i w badanych powłokach wynosił ponad 40%. Wynika on z tego, że stożkowa powłoka leja współpracuje z cylindrycznym płaszczem silosu podczas przejmowania obciążenia N_1 z lokalnej podpory o szerokości efektywnej s_0 . Pewna część siły N_1 wywołuje naprężenia rozciągające σ_{xL} w leju, a pozostała – naprężenia ściskające σ_{x0} w płaszczu. Dlatego wartość naprężeń σ_{x0} w płaszczu zmniejsza się w stosunku do przypadku obciążenia cylindrycznej powłoki płaszcza bez stożkowego leja, a więc z dnem płaskim ($\alpha = 0$). Wspólne przejmowanie obciążenia lokalnego N_1 przez obie współpracujące ze sobą powłoki (leja i płaszcza) jest podstawową przyczyną wzrostu krytycznej reakcji lokalnej podpory $N_{cr,1}$.

Stożkowy lej wysypowy lub płaskie dno silosu stanowią bardzo istotny element usztywniający krawędź podporową płaszcza silosu. Analizowano również numerycznie przypadek braku pierścienia brzegowego osiowo ściskanej powłoki cylindrycznej opartej na trzech podporach (rys. 5.19). Stwierdzono kilkakrotny spadek nośności w strefie podporowej powłoki bez pierścienia brzegowego. Analiza takiej samej powłoki bez pierścienia brzegowego, lecz ze stożkowym lejem o kącie $\alpha = 60^\circ$ pokazała, że lej ten dość dobrze zastępuje pierścień podporowy, jeśli chodzi o zapewnienie przepony usztywniającej krawędź podporową płaszcza silosu. Wykresy na rys. 8.16 potwierdzają ten wniosek. Nośność płaszcza $N_{cr,1}$ w strefie lokalnej podpory jest nawet nieco większa niż w przypadku zastosowania pierścienia zamiast stożkowego leja oraz znacznie większa niż dla cylindrycznej powłoki bez

pierścienia i bez leja. Zastosowanie pierścienia podporowego i leja pozwala oczywiście uzyskać jeszcze większą wartość nośności $N_{cr,1}$, co pokazano na rys. 8.14 i 8.15.

Lokalne naprężenia σ_{xL} w leju silosu pochodzą w prezentowanych przypadkach cylindrycznych powłok płaszczy jedynie od działania lokalnej siły N_1 , będącej efektem działania pionowych oddziaływań p_x na płaszczy silosu (rys. 8.13). W leju powstaną jeszcze dodatkowe rozciągające naprężenia południkowe σ_x od obciążenia leja materiałem wypełniającym silos. Całkowita reakcja na lokalnej podporze N będzie sumą reakcji N_1 , pochodzącej od pionowego obciążenia płaszczy, oraz reakcji N_2 , pochodzącej od pionowego obciążenia leja.



Rys. 8.16. Wpływ leja o kącie $\alpha = 60^\circ$ i pierścienia na wzrost obciążeń krytycznych $N_{cr,1}$ w powłoce $r/t = 500$ opartej na trzech podporach

Fig. 8.16. Effect of both a funnel with angle $\alpha = 60^\circ$ and ring on the increase of critical loads $N_{cr,1}$ in shell $r/t = 500$ resting on three supports

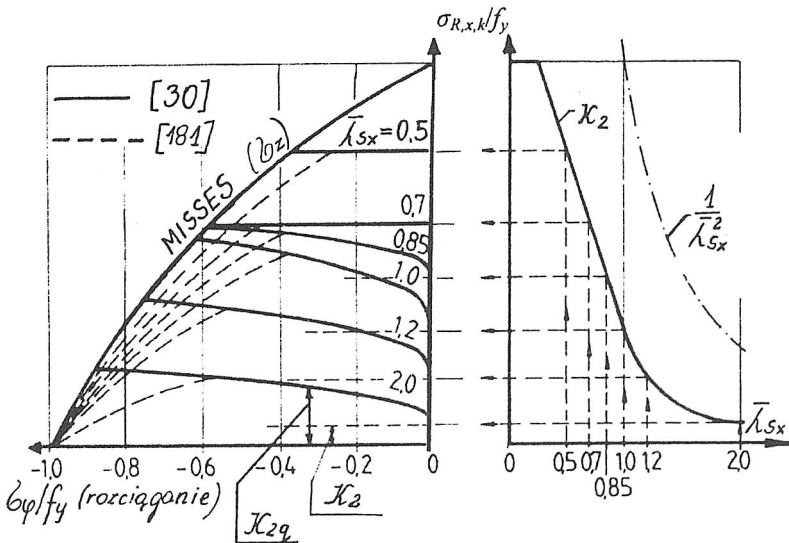
Rola stożkowego leja silosu w procesie utraty stateczności lokalnej płaszczy silosów wymaga jeszcze dodatkowych, rozszerzonych analiz. Zagadnienia te są w niewielkim zakresie poruszane w pracach [49], [131] i [138].

8.5. Wpływ podstawowych obciążeń od materiału wypełniającego na stateczność miejscową płaszczki silosu

Podstawowe obciążenia silosu od materiału wypełniającego, występujące w normalnych warunkach eksploatacyjnych, omówione zostały w p. 3.3 niniejszej pracy. Obciążenie styczne p_w wywołuje naprężenia ściskające σ_x w cylindrycznej powłoce płaszczki, natomiast parcie poziome p_h wywołuje w płaszczku naprężenia rozciągające σ_φ . Obciążenie styczne p_w i obciążenie poziome p_h muszą występować jednocześnie, gdyż związane są ze sobą współczynnikiem tarcia materiału sypanego o ściany komory silosu μ .

Obwodowe naprężenia rozciągające σ_φ wpływają na wzrost naprężeń krytycznych $\sigma_{cr,x}$ w powłoce walcowej, jeśli występują one równocześnie ze ściskającymi naprężeniami południkowymi σ_x . W realnych, cylindrycznych płaszczkach silosów (z imperfekcjami) charakterystyczna wytrzymałość ściskanego płaszczki na wyboczenie $\sigma_{R,x,k}$ zależy od współczynnika niestateczności κ_2 oraz granicy plastyczności stali f_y w następujący sposób [28], [126]:

$$\sigma_{R,x,k} = \kappa_2 f_y. \quad (8.4)$$



Rys. 8.17. Wartości współczynników niestateczności κ_2 i κ_{2q} wg [28] i [37]

Fig. 8.17. Values of buckling coefficients κ_2 and κ_{2q} according to [28], [37]

Zwiększenie wytrzymałości powłoki na wyboczenie przy ściskaniu osiowym z równoczesnym działaniem bocznego parcia $q = p_h$ jest oznaczone we wzorze (8.4) przez

współczynnik niestateczności $\kappa_2 = \kappa_{2q}$. Wartości obu współczynników κ_2 i κ_{2q} przedstawione są według norm [28] oraz [126] na rys. 8.17. Współczynnik κ_{2q} uwzględnia korzystny wpływ wewnętrznego parcia materiału sypkiego p_h na wartość charakterystycznej wytrzymałości powłoki na wyboczenie przy ściskaniu południkowym. Wartości współczynnika κ_{2q} podane w [28] zależą od wartości wewnętrznego parcia bocznego q , wywołującego rozciągające naprężenia obwodowe σ_φ :

$$\bar{\lambda}_{sx} \leq 0,7;$$

$$\kappa_{2q} = \kappa_2, \quad (8.5a)$$

$$0,7 < \bar{\lambda}_{sx} < 1,0:$$

$$\kappa_{2q} = \left\langle 1 + 1,2 \bar{\lambda}_{sx} \left[\frac{q}{E} \left(\frac{r}{t} \right)^2 \right]^{0,38} \frac{\bar{\lambda}_{sx} - 0,7}{0,3} \right\rangle, \quad (8.5b)$$

$$1,0 \leq \bar{\lambda}_{sx}:$$

$$\kappa_{2q} = \left\langle 1 + 1,2 \bar{\lambda}_{sx} \left[\frac{q}{E} \left(\frac{r}{t} \right)^2 \right]^{0,38} \right\rangle. \quad (8.5c)$$

W przypadku krępych powłok cylindrycznych $\bar{\lambda}_{sx} \leq 0,7$ wpływ wewnętrznego ciśnienia q na wzrost wytrzymałości powłoki na wyboczenie przy ściskaniu południkowym jest praktycznie nieistotny. Realne powłoki cylindrycznych płaszczy silosów mają jednak znacznie większą smukłość względną $\bar{\lambda}_{sx}$ i można uwzględnić w nich korzystny wpływ wewnętrznego parcia bocznego $q = p_h$. Wzrost wartości współczynnika niestateczności κ_{2q} w stosunku do wartości κ_2 (bez parcia bocznego q) jest zauważalny wyraźnie przy dużych smukłościach powłok [136], [167], lecz i tak wzrost ten nie przekracza na ogół 10% w przypadku silosów na materiały sypkie. Krzywe κ_{2q} ogranicza na wykresach (rys. 8.17) elipsa Missesa, czyli graniczna wartość naprężeń zastępczych $\sigma_z \leq f_y$, obliczonych z hipotezy Hubera–Missesa.

Należy zaznaczyć, że w ostatnim okresie podjęte były próby weryfikacji wzoru (8.5a), który obowiązuje dla powłok krępych. Prowadzono więc badania eksperymentalne powłok o smukłościach względnych $0,41 \leq \bar{\lambda}_{sx} \leq 0,62$. Badania takie prowadzili Krysik i Schmidt [96] oraz Schultz [149], a wyniki tych badań wskazywały na potrzebę zmniejszenia wartości κ_2 przy dużych wartościach wewnętrznego ciśnienia q . Proponowano nawet, aby do czasu pełnego wyjaśnienia zagadnienia korzystać z krzy-

wych, zalecanych przez ECCS [37], zaznaczonych na rys. 8.17 liniami przerywanymi. Jak już wyjaśniono, realne powłoki cylindrycznych płaszczy silosów są powłokami o dość znacznych smukłościach i zagadnienia poruszane w pracach [96] i [149] na ogół ich nie dotyczą.

Przedstawione wyżej zasady uwzględniania korzystnego wpływu wewnętrznego ciśnienia bocznego $q = p_h$ na wzrost naprężeń krytycznych w przypadku ściskania południkowego obowiązują jedynie przy oddziaływaniu parcia bocznego p_h na całą powierzchnię ściskanej powłoki. Tymczasem nierzadko zdarzają się lokalne zaniki parcia bocznego p_h , szczególnie podczas opróżniania silosu. Zjawiska takie są dość często stwierdzane w prowadzonych badaniach eksperymentalnych, w tym m.in. w [86]. Całkowity zanik parcia poziomego p_h występuje w przypadku przesklepienia materiału w płaszczu silosu (rys. 3.8 i 7.1), a południkowe naprężenia ściskające σ_x w cylindrycznej powłoce płaszcza mogą być nawet większe niż podczas normalnego stanu eksploatacyjnego, co wykazano w p. 3.7.1 (por. rys. 3.9). Jak widać, uwzględnianie korzystnego wpływu parcia materiału sypkiego p_h na nośność ściskanych południkowo płaszczy silosów musi być poprzedzone wnikliwą analizą możliwości wystąpienia ewentualnych stanów zaniku parcia bocznego p_h .

W analizie niestateczności lokalnej płaszczy silosów w strefie oparcia na słupach lub innych lokalnych podporach nie powinno się uwzględniać korzystnego wpływu parcia bocznego p_h , a więc współczynników niestateczności κ_2 , gdyż lokalna fala wyboczeniowa obejmuje niewielką powierzchnię płaszcza, na której z dużym prawdopodobieństwem może wystąpić lokalny spadek lub zanik parcia bocznego p_h podczas opróżniania lub nawet małego, chwilowego przesklepienia.

W ostatnim czasie obserwuje się realizacje typowych silosów stalowych, w których nieuźebrowane cylindryczne płaszcze mają smukłość $\lambda = 2000\text{--}3000$. Są to na ogół silosy zbożowe z dnem płaskim, oparte na sztywnych płytach fundamentowych. Silosy te są opróżniane za pomocą przenośników ślimakowych z zachowaniem małej prędkości opróżniania. Pomimo bardzo dużej smukłości i związanej z tym małej nośności krytycznej na ściskanie południkowe płaszcze tych silosów nie ulegają utracie stateczności. W tych konkretnych przypadkach występuje korzystna współpraca sprężystego słupa materiału wypełniającego silos (zboża) ze stalowym płaszczem silosu. Obciążenie południkowe płaszcza od tarcia materiału wypełniającego nie jest obciążeniem śledzącym i proces wyboczenia powłoki z uwagi na południkowe naprężenia ściskające zostaje zatrzymany ze względu na ograniczoną ściśliwość słupa zboża, wypełniającego silos.

Przy dużej szybkości opróżniania, występującej np. w przypadku zastosowania stożkowych lejów, nie zachodzi już ten korzystny efekt równowagi pomiędzy pionowymi przemieszczeniami płaszcza i słupa materiału wypełniającego silos, w związku z tym istnieje poważne ryzyko utraty stateczności płaszcza, co wykazały m.in. badania eksperymentalne, zaprezentowane w pracach [84], [89] i [133].

8.6. Wpływ imperfekcji geometrycznych na miejscową nośność graniczną cylindrycznych płaszczy silosów

Rzeczywiste powłoki walcowe płaszczy silosów stalowych mają wiele różnych odchyłek wykonawczych, przez co ich geometria dość znacznie odbiega od idealnego kształtu. Charakter odchyłek zależy od wielu czynników, wśród których jednym z najważniejszych jest technologia wykonania powłoki płaszcza oraz całej konstrukcji silosu (por. p. 2.5). Innym ważnym czynnikiem są także warunki eksploatacji silosu (por. p. 2.6), które mogą wywoływać nadmierne deformacje konstrukcji, np. w przypadku zaburzeń w opróżnianiu silosu.

Charakter imperfekcji geometrycznych płaszczy silosów jest losowy i trudny do opisu analitycznego, podobnie jak proces utraty stateczności realnych powłok cylindrycznych z imperfekcjami. Dlatego oszacowanie naprężeń krytycznych powłok realnych jest wykonywane z reguły metodami statystycznymi i probabilistycznymi. W metodach tych podstawową rolę odgrywają więc wyniki badań doświadczalnych, których ilość w podstawowych przypadkach obciążeń i warunków brzegowych jest olbrzymia.

Badania eksperymentalne stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów w rejonie punktowych podpór (słupów) wykonane przez autora pracy należą do nielicznych w tej dziedzinie. Ich liczba nie pozwala jeszcze na pełne zastosowanie metod statystycznych w analizie ich wyników. Charakter imperfekcji geometrycznych cylindrycznych płaszczy silosów oraz intensywność ich występowania w rejonach pierścieni podporowych i podpór lokalnych nie odbiega w sposób niekorzystny od pozostałych, środkowych fragmentów płaszcza. Można nawet stwierdzić, że w strefie sztywnych pierścieni podporowych niektóre odchyłki geometryczne od kształtu idealnego w strefach podporowych są znacznie mniejsze niż w strefach środkowych płaszczy silosów. Dotyczy to np. błędu kołowości i lokalnych wgnieceń, których powstanie utrudnia poprawnie wykonany pierścień. Z tego wynika, że wobec małej liczby wyników eksperymentalnych badań stateczności miejscowej cylindrycznych powłok można bezpiecznie wykorzystać wyniki badań eksperymentalnych stateczności ogólnej powłok cylindrycznych w celu określenia lokalnych naprężeń krytycznych realnych powłok cylindrycznych płaszczy silosów.

W przypadku ściskanej podłużnie cylindrycznej powłoki z imperfekcjami geometrycznymi zjawisko przeskoku w przypadku osiągnięcia naprężeń krytycznych związane jest z dużymi odkształceniami, którym towarzyszy pochłonięcie energii w postaci nieodwracalnych zmian (rys. 4.3b, 5.13, 5.14, 5.15). Im większa smukłość powłoki λ , tym bardziej rośnie prawdopodobieństwo wystąpienia większych imperfekcji geometrycznych w postaci lokalnych wgnieceń. Naprężenia krytyczne stalowych powłok z imperfekcjami, uzyskiwane w eksperymentach, są nawet kilkakrotnie niższe niż te,

które w analizach teoretycznych lub numerycznych uzyskuje się dla sprężystych powłok idealnych $\sigma_{cr,x}$ według zależności (4.3). Wprowadzono więc [1], [52], [112], [165] współczynnik redukujący $k(\lambda)$ naprężenia krytyczne $\sigma_{cr,x}$ z uwagi na imperfekcje, nazywany również parametrem imperfekcji sprężystych:

$$k(\lambda) = \frac{\sigma_{cr}^e}{\sigma_{cr,x}} = \frac{\sigma_{cr}^e}{0,605E/\lambda}, \quad (8.6)$$

gdzie:

σ_{cr}^e – naprężenia krytyczne stalowych powłok z imperfekcjami, uzyskiwane w badaniach eksperymentalnych,

$\lambda = r/t$ – smukłość powłoki.

Z oszacowań statystycznych różnych autorów, przedstawionych przez Wolmira [161], wykorzystujących parametry rozkładu *Weibulla* do opisu rozkładu eksperymentalnych wartości krytycznych, wynika, że parametr imperfekcji sprężystych $k(\lambda)$ na poziomie prawdopodobieństwa 0,999 można interpolować funkcją:

$$k_{0,999}(\lambda) = 3,30\lambda^{-0,5}, \quad (8.7)$$

co w konsekwencji prowadzi do określenia tzw. obliczeniowej wartości naprężeń krytycznych powłoki realnej $\sigma_{R,x}$:

$$\sigma_{R,x} = k_{0,999}(\lambda)\sigma_{cr,x} = 3,30\lambda^{-0,5} \cdot 0,605E\lambda^{-1} = \frac{2E}{\lambda^{3/2}}. \quad (8.8)$$

W pracy [112] zestawiono szczegółowe wartości parametru $k(\lambda)$ według różnych formuł interpolacyjnych. W tabeli 8.2 przedstawiono niektóre z nich.

Tabela 8.2. Wybrane formuły interpolacyjne parametru imperfekcji sprężystych $k(\lambda)$ powłok walcowych według [112]

Table 8.2. Chosen interpolating formulas of elastic imperfection parameter $k(\lambda)$ of cylindrical shells according to [112]

L.p.	Formuła $k(\lambda)$	Wartości parametru $k(\lambda)$			
		λ			
		250	500	750	1000
1.	$k(\lambda) = 0,22 - 0,37 \cdot 10^{-7} \lambda^2$ wg Donnella [29]	0,22	0,21	0,20	0,18
2.	$k(\lambda) = 6,55\lambda^{-0,54}$ wg [44]	0,33	0,23	0,18	0,16
3.	wartość średnia wg Brzoski [23]	0,43	0,35	0,29	0,25
4.	$k_{0,90} = 5,90\lambda^{-0,5}$ – wg rozkładu Weibulla	0,37	0,26	0,22	0,19
5.	$k_{0,99} = 4,40\lambda^{-0,5}$ – wg rozkładu Weibulla	0,28	0,20	0,16	0,14
6.	$k_{0,999} = 3,30\lambda^{-0,5}$ – wg rozkładu Weibulla	0,21	0,15	0,12	0,10

Zależności określające wartość $k(\lambda)$ dotyczą obliczeniowej wartości naprężeń krytycznych w zakresie sprężystym. Zależność (8.8) obowiązuje więc w zakresie określonym warunkiem:

$$\sigma_{R,x} = \frac{2E}{\lambda^{3/2}} \leq f_d, \quad (8.9)$$

czyli w zakresie smukłości

$$\lambda \geq \lambda_k = \left(\frac{2E}{f_d} \right)^{2/3}, \quad (8.10)$$

gdzie:

f_d – obliczeniowa wytrzymałość stali, utożsamiana tutaj z granicą sprężystości,

λ_k – smukłość przejściowa.

Smukłość przejściowa λ_k ściskanych podłużnie powłok walcowych (na poziomie obliczeniowym) definiowana jest w pracach Mendery [114] wg jednolitych formuł dla wszystkich elementów konstrukcji stalowych jako:

$$\lambda_k = \left(\frac{cE}{f_d} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (8.11)$$

gdzie: $m = 3/2$, $c = 2$.

W odniesieniu do stali St3S ($f_d = 215$ MPa, $E = 205000$ MPa) smukłość przejściowa według formuły (8.10) wynosi $\lambda_k = 153,78$. Powłoki silosów stalowych spełniają ten warunek, gdyż ich smukłość $\lambda = r/t \geq 250$.

Do wprowadzenia jednolitej formuły nośności granicznej ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych w całym zakresie sprężystym i sprężysto-plastycznym wykorzystano w pracach Mendery [112] i [114] wzór *Rankine'a–Merschanta*, gdzie nośność elementu traktowana jest jako alternatywa dwóch niezależnych zdarzeń losowych o rozkładzie Weibulla: nośności sprężystej i nośności plastycznej. Wzór ten traktowany jest jako formuła interakcji nośności sprężystej i nośności plastycznej, a można go zapisać w ogólnej postaci jako:

$$N_u^{-1/w} = N_d^{-1/w} + N_e^{-1/w}, \quad (8.12)$$

gdzie:

$N_u = A f_d \varphi$ – obliczeniowa nośność elementu o przekroju poprzecznym A ,

$N_d = A f_d$ – nośność graniczna plastyczna na poziomie wartości obliczeniowych,

$N_e = A f_e$ – nośność krytyczna sprężysta na poziomie wartości obliczeniowych,

$f_e = cE/\lambda^m$ – sprężyste naprężenie krytyczne konstrukcji realnej (na poziomie obliczeniowym),

- w – sprowadzony weibullowski współczynnik zmienności, traktowany jako empiryczny indeks imperfekcji,
 m – wykładnik potęgowy, odpowiadający potędze smukłości w funkcji nośności krytycznej konstrukcji realnej (dla powłok cylindrycznych $m = 3/2$),
 φ – współczynnik niestateczności, oznaczany w normie [28] jako κ_2 .
 Jeśli zdefiniuje się tzw. smukłość względną $\bar{\lambda}$ (parametr smukłości) jako

$$\bar{\lambda} = \Lambda = \frac{\lambda}{\lambda_k} = \left(\frac{f_d}{f_e} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (8.13)$$

to współczynnik niestateczności φ , w wyniku przekształceń wzoru (8.12) i wykorzystaniu wzoru (8.13) przyjmie ostatecznie formułę:

$$\varphi = \frac{N_u}{N_d} = \frac{f_u}{f_d} = (1 + \Lambda^{m/w})^{-w}. \quad (8.14)$$

W przypadku ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych średniej długości, czyli spełniających wg [114] warunek:

$$\frac{l}{r} \leq \sqrt{\frac{r}{t}}, \quad (8.15)$$

współczynnik niestateczności φ_x można zapisać jako:

$$\varphi_x = (1 + \Lambda_x^{3/2w})^{-w}. \quad (8.16)$$

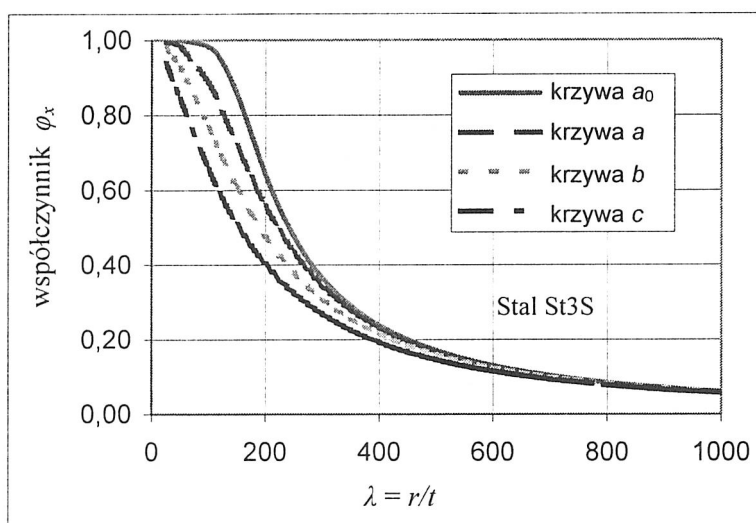
Empiryczny indeks imperfekcji sprężysto-plastycznych w zależy od klasy imperfekcji technologicznych powłok cylindrycznych. Wartości parametru w dla zaproponowanych przez Menderę [112], [114] czterech klas imperfekcji (krzywych stateczności) podano w tabeli 8.3, a wykresy wartości współczynnika φ_x w przypadku stali St3S ($E = 205000$ MPa, $f_d = 215$ MPa) przedstawiono na rys. 8.18.

Tabela 8.3. Indeksy imperfekcji w ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych wg [112] dla czterech klas imperfekcji (krzywych wyboczeniowych)

Tab. 8.3. Imperfection index in longitudinally compressed cylindrical shells according to [112] for four classes of imperfection (buckling curves)

Klasa imperf.	Technologia wykonania powłoki	Maksymalna wartość wstępnych zakłębnień w_0	Indeks imperfekcji w
a_0	walcowanie lub spawanie spiralne	$w_0 = 0,3t$	$w = 0,25$
a	walcowanie lub spawanie spiralne	$w_0 = t$	$w = 0,50$
b	walcowanie lub spawanie spiralne	$w_0 = 2t$	$w = 0,75$
	powłoka spawana podłużnie	$w_0 = t$	
c	powłoka spawana podłużnie	$w_0 = 2t$	$w = 1,00$

Stalowe powłoki cylindryczne płaszczy silosów są spawane podłużnie, a więc w przypadku analizy stateczności miejscowej przy ściskaniu południkowym w strefach podporowych należy uwzględniać jedynie krzywe wyboczeniowe b i c według wykresu 8.18 i tabeli 8.3. Należy zaznaczyć, że przy dość powszechnych smukłościach powłok płaszczy $\lambda > 500$ nie ma istotnej różnicy pomiędzy wartościami współczynnika niestateczności φ_x w odniesieniu do wszystkich czterech krzywych wyboczeniowych.



Rys. 8.18. Współczynniki wyboczeniowe φ_x dla różnych klas imperfekcji wg [112]
 Fig. 8.18. Buckling coefficients φ_x for different classes of imperfections according to [112]

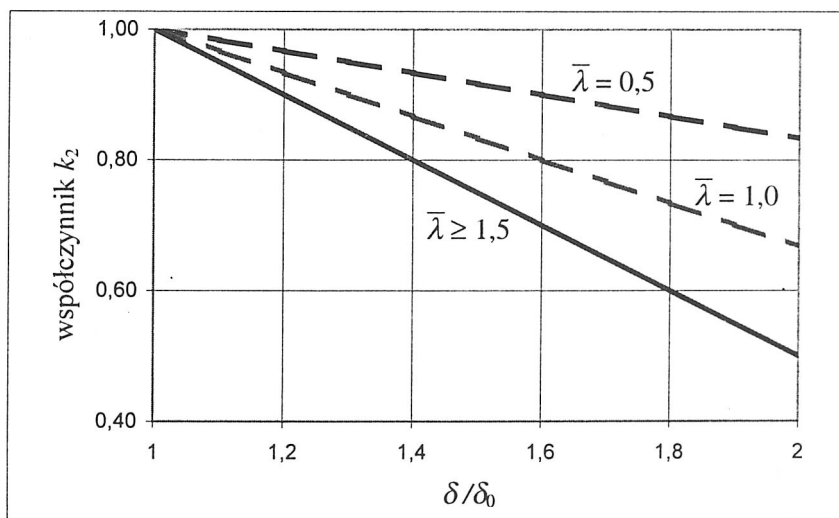
Przedstawiona wyżej jednolita metoda analizy stateczności ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych z imperfekcjami geometrycznymi – zaproponowana przez Menderę – jest spójna w sensie jakościowym z jednolitymi zasadami analizy nośności konstrukcji stalowych według metody stanów granicznych, przyjętych w polskich przepisach normowych, a w szczególności w normie [125]. Tymczasem polska norma [126] – dotycząca m.in. stateczności cylindrycznych powłok silosów stalowych – przedstawia zgodnie z normą niemiecką [28] nieco inne podejście do metody analizy stateczności powłok. Jest to podejście różniące się w sensie jakościowym i ilościowym od dobrze uzasadnionej metody Mendery [112], [114]. Metoda normowa wg [28] i [126] jest przedstawiona w p. 4.2.4. Różni ją od propozycji [112] i [114] inny sposób określenia smukłości względnej $\bar{\lambda} = \lambda$ oraz zastosowanie jednej krzywej wyboczeniowej $\varphi_x = \kappa_2$, opisywanej przez różne formuły w czterech różnych zakresach smukłości względnej $\bar{\lambda}_x$. Krzywa κ_2 (oznaczana w [126] jako k_x) ma swoją drugą odmianę dla powłok klasy 2 dokładności wykonania. W normie DIN [28], nie ma określania klasy 2, lecz opisywana jest sytuacja niedotrzymania przez wykonawcę wysokich standardów wykonania powłoki, określonych

przez dopuszczalne odchyłki geometryczne. Jeśli stwierdzone odchyłki nie przekroczą dwukrotnie wartości dopuszczalnych przez normę [28], to można odpowiednio zredukować współczynnik niestateczności κ_2 i sprawdzić jeszcze raz warunek stateczności powłoki, aby stwierdzić, czy nośność powłoki jest jeszcze wystarczająca, czy też należy wzmocnić lub naprawić nadmiernie zdeformowaną powłokę. W polskiej normie [126] cylindryczne powłoki płaszczy o odchyłkach geometrycznych δ (wkłęśnięciach lokalnych t_v oraz owalizacji K) zawierających się w granicach $\delta_0 < \delta \leq 2\delta_0$ – gdzie δ_0 jest wartością dopuszczalną – zalicza się do klasy 2 dokładności wykonania i analizuje identycznie jak powłoki o przekroczonych dopuszczalnych odchyłkach, jednak nie więcej niż dwukrotnie. Wartość współczynnika niestateczności k (czyli k_x , k_φ) według [126] lub κ (czyli κ_2 , κ_1) według [28] można więc zapisać w przypadku powłok tzw. klasy 2 wykonania jako:

$$k_{\text{red}} = \kappa_{\text{red}} = \kappa k_2, \quad (8.17)$$

gdzie: k_2 – współczynnik redukcyjny do współczynników niestateczności ściskanych powłok cylindrycznych mających przekroczone dopuszczalne odchyłki geometryczne δ_0 nie więcej niż dwukrotnie.

Wartości współczynnika k są podane w normach [28] i [126] oraz przedstawione na rys. 8.19 dla wybranych wartości $\bar{\lambda}$.



Rys. 8.19. Wartości współczynnika redukcyjnego k_2

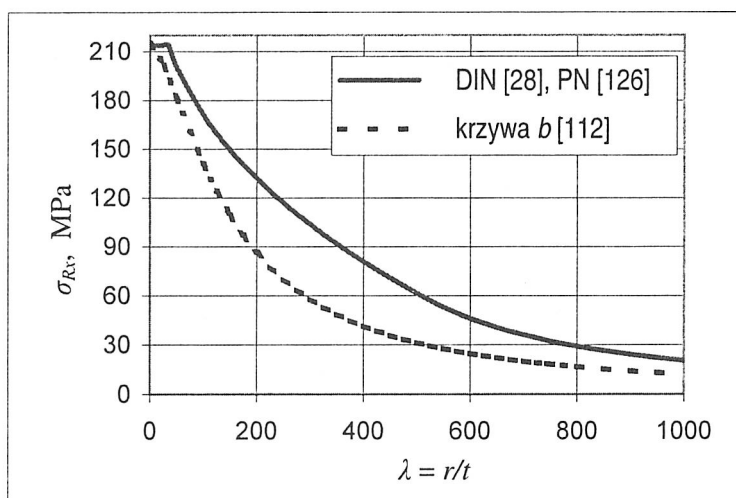
Fig. 8.19. Values of reduction coefficient k_2

Smukłość względna $\bar{\lambda}$ na rys. 8.19 jest określana wg norm [28] i [126], czyli wg wzoru (4.14). Jest to inny wzór niż przedstawiony w pracach [112] i [114] oraz we wzorze (8.13), a wartości $\bar{\lambda}$ z tych wzorów nie można bezpośrednio porównywać.

W celu porównania uzyskanych wytrzymałości krytycznych σ_{Rx} na poziomie obliczeniowym według metody Mendery [114], [114] oraz według normy DIN [28] (oraz polskiej normy [126]) przedstawiono wykresy σ_{Rx} na rys. 8.20. Nie stosowano bezwymiarowej smukłości względnej $\bar{\lambda}$, gdyż jest ona różnie zdefiniowana w obu metodach analizy stateczności cylindrycznych powłok z imperfekcjami geometrycznymi. Wartość $\sigma_{Rx,M}$ wyznaczano zgodnie z [114] jako:

$$\sigma_{Rx,M} = \varphi_x f_d, \quad (8.18)$$

a wartość σ_{Rx} według norm [28] i [126] wyznaczano zgodnie z wzorem (4.13), uwzględniając zmienną wartość współczynnika materiałowego γ_M oraz stosowny współczynnik niestateczności κ_2 .

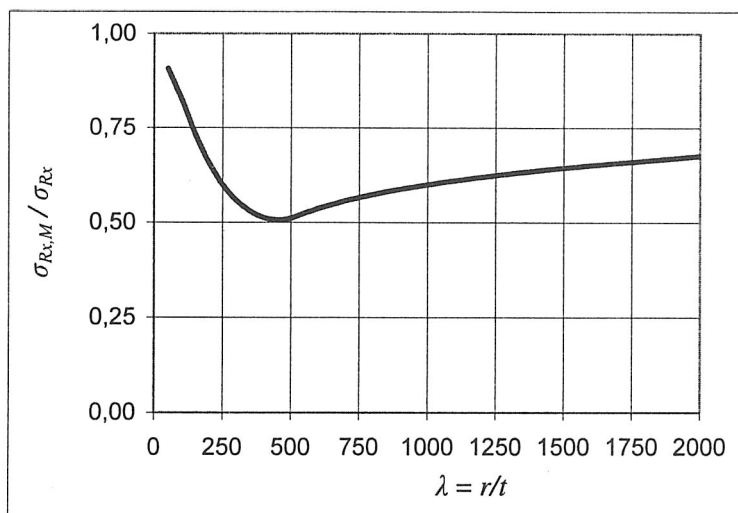


Rys. 8.20. Obliczeniowa wytrzymałość σ_{Rx} krytyczna powłok cylindrycznych ze stali St3S ($f_d = 215$ MPa, $f_y = 235$ MPa, $E = 205000$ MPa)

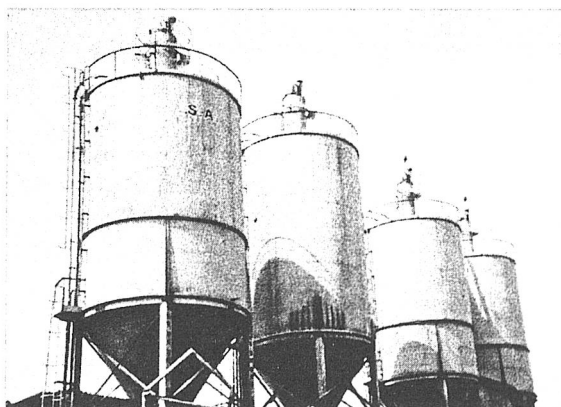
Fig. 8.20. Critical design strength σ_{Rx} of cylindrical shells from steel St3S ($f_d = 215$ MPa, $f_y = 235$ MPa, $E = 205000$ MPa)

Porównanie wartości obliczeniowej wytrzymałości krytycznej $\sigma_{Rx,M}$, wyznaczonej według metody Mendery [112], [114] dla krzywej b (tab. 8.3) oraz obliczeniowej wytrzymałości krytycznej σ_{Rx} , wyznaczonej według metod normowych [28] i [126], ściskanych podłużnie cylindrycznych powłok ze stali St3S, przedstawiono na rys. 8.21. Widać wyraźnie, że metoda Mendery daje prawie dwukrotnie większy poziom bezpieczeństwa dla ściskanych południkowo powłok płaszczy silosów ($\lambda = 250\text{--}750$). W przedstawionym porównaniu jest niewielka niedokładność z uwagi na różnie zdefiniowane imperfekcje geometryczne w obu analizowanych metodach.

Należy sądzić, że uzasadnione propozycje zawarte w pracach Mendery [112] i [114] zostaną uwzględnione w nowelizacji polskiej normy [126] oraz w przygotowywanych normach europejskich.



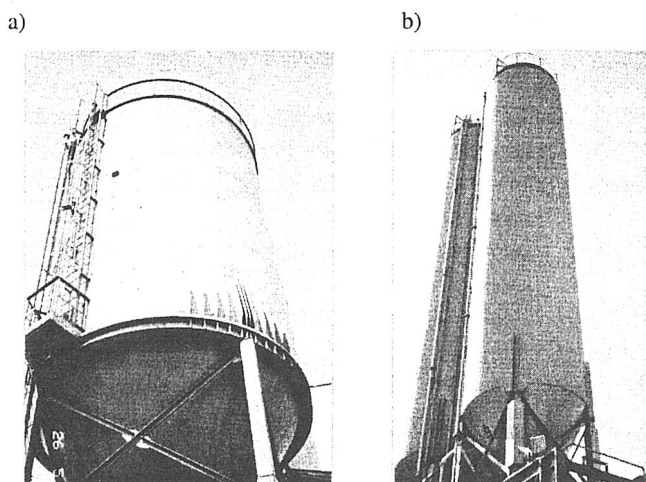
Rys. 8.21. Porównanie obliczeniowych wytrzymałości krytycznych $\sigma_{Rx,M}$ i σ_{Rx}
 Fig. 8.21. Comparison of critical design strength $\sigma_{Rx,M}$ and σ_{Rx}



Rys. 8.22. Żebra podporowe płaszczy silosów, zakończone pierścieniem
 Fig. 8.22. Support ribs of silo shells ended by a ring

Oprócz imperfekcji geometrycznych cylindrycznych powłok samych płaszczy silosów mogą występować niezamierzone mimośrodowo promieniowe w ich lokalnych oparciach na głowicach słupów podporowych. Niekorzystne efekty niezamierzonych,

niewielkich mimośrodków oparcia w kierunku promieniowym dość skutecznie eliminuje pierścień podporowy lub pierścień nad krótkimi żebrawi podporowymi (rys. 8.11a i 8.22). Krótkie żebra nad podporami płaszczy silosów, nie zakończone pierścieniem, wywołują efekt mimośrodowego przekazania reakcji podporowej na płaszczy silosu (rys. 8.23).



Rys. 8.23. Silosy z krótkimi żebrawi podporowymi nie zakończone pierścieniem
Fig. 8.23. Silos with short support ribs without ring ending

Zagadnienia stateczności lokalnej cylindrycznych płaszczy silosów stalowych w przypadku planowanego, mimośrodowego oparcia cylindrycznych płaszczy silosów na słupach, przedłużonych krótkimi żebrawi, są analizowane dość obszernie w pracy [45] oraz częściowo w pracach [35] i [148]. W niniejszej pracy nie rozpatrywano planowanych mimośrodowych promieniowych podparć płaszczy silosów.

8.7. Podstawowe przyczyny awarii silosów stalowych

Silosy stalowe należą do tych konstrukcji budowlanych, które dość często ulegają awariom lub poważnym katastrofom. W wielu takich przypadkach giną ludzie i powstają poważne straty materialne. W literaturze naukowo-technicznej [8], [9], [10], [11], [13], [14], [16], [17], [18], [19], [20], [21], [26], [36], [50], [61], [72], [73], [74], [75], [76], [77], [79], [92], [120], [121], [122], [123], [138], [140], [145] można znaleźć opisy przyczyn i skutków awarii i katastrof silosów stalowych oraz analizę różnorodnych zagadnień eksploatacyjnych, związanych z tymi awariami.

Do podstawowych przyczyn awarii i katastrof silosów stalowych należą:

- a) niedostateczne rozpoznanie niekorzystnych zjawisk i towarzyszących im stanów obciążeń, związanych z przechowywaniem różnorodnych materiałów w silosach (przesklepienia materiałów kohezyjnych, wybuchy pyłów, zaburzenie w procesie opróżniania, odpadanie dużych brył materiału z górnych części komór itp.),
- b) niedostateczny stan badań nad nośnością graniczną cylindrycznych płaszczy silosów, poddanych lokalnym obciążeniom, wynikającym m.in. z zastosowania lokalnych podpór (słupów), mimośrodowego obciążenia oraz nagłego wzrostu podciśnienia w części poddachowej,
- c) nieuzasadnione traktowanie pierścieni podporowych silosów opartych na słupach jako bardzo sztywnych prętów, zapewniających równomierne oparcie cylindrycznego płaszcza na całym obwodzie i eliminujących poważne lokalne spiętrzenie ściskających naprężeń południkowych w strefach głowic słupów,
- d) brak skutecznych metod zapobiegania przesklepieniom materiałów kohezyjnych w silosach oraz wybuchom pyłów,
- e) błędy konstrukcyjne, szczególnie w strefie podporowej płaszczy silosów i w miejscach przyłożenia lokalnych obciążeń, pochodzących od ciężkich urządzeń nadsilosowych, wywołujących niekiedy znaczne oddziaływania dynamiczne na płaszczy silosu,
- f) nierównomierne oparcie silosów na głowicach słupów, wynikające z błędów wykonawczych lub nierównomiernego osiadania fundamentów,
- g) niedostatki w przepisach normowych i wytycznych z zakresu projektowania, wykonywania i eksploatacji silosów,
- h) różnorodne błędy w projektowaniu, wykonawstwie oraz w eksploatacji i konserwacji silosów.

Prezentowane w niniejszej pracy wyniki badań nad nośnością graniczną cylindrycznych płaszczy silosów stalowych mogą w znacznym stopniu przyczynić się do ograniczenia częstotliwości występowania awarii, gdyż dotyczą one w szczególności tych elementów silosów (płaszczy), od których prawie zawsze rozpoczyna się proces awarii lub katastrofy silosu. W pracy zawarto odpowiedzi na niektóre pytania, wynikające z zagadnień przedstawionych w podpunktach: a), b), c), e), f) i g).

Silosy stalowe, podobnie jak i inne obiekty budowlane, wymagają okresowych przeglądów technicznych i starannej konserwacji. Część awarii i uszkodzeń cylindrycznych silosów i zbiorników stalowych wynika z zaniedbań w konserwacji i z postępujących procesów korozyjnych, co przedstawiono m.in. w pracach [5], [79], [170], [171] i [172].

9. Uwagi końcowe

9.1. Podsumowanie

Główne, oryginalne osiągnięcia autora, przedstawione w pracy:

- kompleksowe zestawienie różnorodnych obciążeń płaszczy silosów stalowych występujących podczas ich realizacji i eksploatacji oraz opracowanie zasad wyznaczania obciążeń wyjątkowych w tych silosach, a w szczególności wyznaczania lokalnego podciśnienia podczas likwidacji przesklepień i podczas wybuchu pyłów;
- przedstawienie różnorodnych wpływów rozwiązań konstrukcyjnych i technologicznych na imperfekcje geometryczne, występujące w realnych konstrukcjach silosów;
- krytyczne podsumowanie dotychczasowego stanu wiedzy na temat stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów;
- wykazanie słuszności zasady stwierdzającej, że utrata stateczności miejscowej w cylindrycznych płaszczech silosów występuje przy wyższym poziomie naprężeń ściskających niż w przypadku utraty stateczności, obejmującej całą powierzchnię cylindrycznych powłok płaszczy silosów;
- opracowanie własnej, oryginalnej metody naprężeń brzegowych do analizy stateczności lokalnej ściskanych podłużnie płaszczy silosów;
- krytyczna weryfikacja dotychczasowych metod analiz stateczności cylindrycznych płaszczy silosów ściskanych mimośrodowo;
- opracowanie oryginalnej metody analizy stateczności cylindrycznych płaszczy silosów stalowych przy działaniu lokalnego podciśnienia, wywołanego runięciem przesklepienia materiału lub lokalnego podciśnienia, powstałego w wyniku implozji po wybuchu pyłów w komorze silosu;
- wykonanie ponad 60 badań eksperymentalnych modeli cylindrycznych powłok w skali półtechnicznej w celu weryfikacji zaproponowanych metod analizy nośności granicznej płaszczy silosów stalowych;
- wykonanie analiz numerycznych ponad 150 powłok cylindrycznych w celu określenia różnych formuł analizy nośności płaszczy silosów;

- zbadanie wpływu różnych rozwiązań konstrukcyjnych i typowych błędów wykonawczych lokalnych podpór płaszczy silosów stalowych na ich nośność graniczną;
- krytyczna ocena normowych i literaturowych zasad oceny stateczności cylindrycznych płaszczy silosów z imperfekcjami geometrycznymi.

9.2. Wnioski praktyczne

Przeprowadzone w niniejszej pracy analizy i badania pozwalają sformułować następujące wnioski praktyczne, które mogą być przydatne w projektowaniu, wykonawstwie i eksploatacji silosów stalowych:

- 9.2.1. Typowe konstrukcje lokalnych podpór (głowic słupów) cylindrycznych płaszczy silosów mają szerokość w zakresie 2–8% obwodu krawędzi podporowej. Wraz ze zmniejszaniem szerokości podpory lokalnej (głowicy słupa) zmniejsza się nośność graniczna powłoki płaszcza, reprezentowana przez krytyczną reakcję tej podpory. Lokalnej utracie stateczności płaszcza w przypadku wąskich podpór towarzyszy wyższy poziom lokalnych naprężeń południkowych na brzegu powłoki niż w przypadku podpory szerokiej.
- 9.2.2. Poprzez zwiększenie liczby podpór (słupów) silosu zmniejsza się oddziaływanie pojedynczej podpory na płaszc. Jeśli jednak liczba tych podpór cylindrycznego płaszcza silosu zawiera się w granicach 3–12, to nie ma ona realnego wpływu na nośność graniczną płaszcza z uwagi na niestateczność miejscową w rejonie pojedynczej podpory.
- 9.2.3. Konstrukcje silosów opartych na więcej niż trzech słupach są bardzo wrażliwe na niedokładność oparcia płaszczy na głowicach słupów lub nierównomierne osiadania ich fundamentów. W przypadku zastosowania czterech słupów i wystąpienia dużej niedokładności oparcia płaszcza na głowicach tych słupów lub w przypadku niedokładności oparcia słupów na fundamentach, może się zdarzyć nawet dwukrotny, chwilowy wzrost pionowego oddziaływania na płaszc silosu na dwóch przeciwległych słupach.
- 9.2.4. Południkowa reakcja lokalnej podpory cylindrycznego płaszcza silosu wywołuje południkowe naprężenia ściskające na styku brzegu płaszcza na szerokości kontaktu z tą podporą. W miarę oddalania się od podpory lokalnej wzdłuż tworzących walca południkowe naprężenia brzegowe jedynie w niewielkim stopniu rozprzestrzeniają się na większą szerokość obwodu płaszcza niż szerokość podpory lokalnej. W przypadku cylindrycznych płaszczy silosów nie można więc stosować znanej zasady, wykorzystywanej w płaskich dźwigarach powierzchniowych, pozwalającej na uwzględnianie

rozchodzenia się naprężeń od obciążeń lokalnych pod kątem ok. 45° . Lokalne naprężenia południkowe w cylindrycznym płaszczu rozprzestrzeniają się na niewielką szerokość obwodu jedynie w małej odległości od podpory, by potem zachowywać prawie stałą wartość w wąskim pasie obwodu, niemal na całej wysokości płaszcza.

- 9.2.5. Zastosowanie żeber nad lokalnymi podporami, zwieńczonych pierścieniem, nie eliminuje efektu wąskiego strumienia naprężeń południkowych, pochodzących od oddziaływania lokalnej podpory. Nad pierścieniem wieńczącym żebra może również dojść do lokalnej utraty stateczności, nawet w dość dużej odległości od podpory.
- 9.2.6. Zaproponowana w pracy metoda krytycznych naprężeń brzegowych do analizy stateczności lokalnej ściskanych południkowo płaszczy silosów pozwala na uniknięcie poważnych błędów w szacowaniu szerokości rozprzestrzeniania się naprężeń południkowych. Błędy takie mogą występować w dotychczas stosowanych metodach oceny nośności granicznej płaszczy silosów.
- 9.2.7. Pierścienie podporowe, które mogą być realnie stosowane w silosach stalowych opartych na słupach, nie mogą zapewnić równomiernego stanu naprężeń na całym obwodzie cylindrycznego płaszcza silosu. Naprężenia południkowe na krawędzi podporowej płaszcza rozkładają się jedynie lokalnie na małych szerokościach nad każdą poprawnie wypoziomowaną głowicą słupa. Pozostała część podporowej krawędzi płaszcza nie bierze bezpośredniego udziału w przenoszeniu lokalnych reakcji od słupów podporowych silosu.
- 9.2.8. Zastosowanie pierścienia podporowego oraz pierścienia na górnej krawędzi cylindrycznego płaszcza silosu jest niezbędne z uwagi na konieczność zapewnienia płaskich, nieodkształcalnych przepon na krawędziach cylindrycznej powłoki. Brak takich przepon powoduje drastyczne zmniejszenie sztywności postaciowej powłoki i związany z tym poważny spadek nośności granicznej, obliczonej z warunku stateczności przy ściskaniu zarówno południkowym, jak i obwodowym.
- 9.2.9. Rolę przepon brzegowych w cylindrycznym płaszczu silosu mogą pełnić pierścienie o stosunkowo małej sztywności oraz stożkowe leje i dachy silosów.
- 9.2.10. Cylindryczne powłoki ściskane mimośrodowo w kierunku podłużnym tracą stateczność przy wyższym poziomie naprężeń południkowych niż w przypadku ściskania osiowego. Efekt zwiększenia południkowych naprężeń krytycznych widoczny jest jednak dopiero przy dużych mimośrodkach obciążenia południkowego i przy czystym zginaniu. W przypadku realnych obciążeń eksploatacyjnych silosów, efekt wzrostu naprężeń krytycznych z uwagi na mimośród obciążenia jest niewielki i należy go pomijać.

- 9.2.11. W przypadku wystąpienie lokalnego podciśnienia w poddachowej części wypełnionego częściowo silosu zwiększa się dość wyraźnie poziom obwodowych naprężeń krytycznych w stosunku do przypadku, gdy silos jest pusty. Wzrost obwodowych naprężeń krytycznych jest tym większy, im większe jest wypełnienie silosu, lecz jest on wyraźnie zauważalny dopiero po wypełnieniu co najmniej połowy cylindrycznej części silosu.
- 9.2.12. W przypadku składowania materiału kohezyjnego w stalowym silosie należy się liczyć z tapnięciami przesklepień tego materiału i powstaniem chwilowego podciśnienia w części poddachowej. Jeśli nie można skutecznie wyeliminować zjawiska przesklepień, to należy uwzględnić lokalne podciśnienie w silosie w analizie stateczności i ewentualnie zastosować pośrednie pierścienie usztywniające płaszcz silosu w części poddachowej.
- 9.2.13. Zastosowanie dwóch blisko siebie położonych pierścieni podporowych w rejonie krawędzi podporowej cylindrycznego płaszcza silosu nie wpływa istotnie na zwiększenie krytycznej reakcji lokalnej podpory, jeśli pierścienie te oddalone są od siebie więcej niż $0,2 r$. Jeśli pierścienie są położone bardzo blisko siebie, to lokalna utrata stateczności płaszcza nad głowicą słupa może wystąpić powyżej górnego pierścienia podporowego.
- 9.2.14. Stożkowy lej silosu wpływa wyraźnie na zwiększenie południkowej krytycznej reakcji lokalnej podpory (głowicy słupa) i może wynosić nawet ok. 40%. Wzrost ten wynika z włączania się stożkowej powłoki leja do współpracy z cylindrycznym płaszczem silosu w rejonie podpór lokalnych, przy czym w leju występują wtedy lokalne południkowe naprężenia rozciągające.
- 9.2.15. Praktyczna analiza stateczności cylindrycznych płaszczy silosów z imperfekcjami geometrycznymi prezentowana w polskiej normie [126] wymaga uporządkowania i dostosowania do jednolitych formuł nośności granicznej, stosowanych już w polskich normach, a dotyczących takich elementów konstrukcji stalowych, jak pręty i płyty. Można w tym wypadku z powodzeniem wykorzystać znane opracowania Mendery [112] i [114], analizowane również w niniejszej pracy.

9.3. Kierunki dalszych badań

Przeprowadzone w pracy analizy numeryczne oraz badania eksperymentalne dotyczyły szerokiego spektrum zagadnień nośności granicznej cylindrycznych płaszczy silosów stalowych, lecz potrzeba jeszcze wielu badań i analiz, aby można było uwzględnić różne dodatkowe czynniki, mające wpływ na nośność tych płaszczy. Do zagadnień, które wymagają dalszych prac badawczych należą:

- badania wpływu konstrukcji i obciążeń den silosów (w tym lei stożkowych) na krytyczne obciążenie płaszcza nad lokalnymi podporami,
- badania wpływu mimośrodowego promieniowego reakcji podpory lokalnej na nośność cylindrycznego płaszcza silosu,
- badania lokalnego południkowego obciążenia krytycznego w przypadku zastosowania długich żeber podporowych z pierścieniem wieńczącym żebra oraz bez tego pierścienia,
- badania stateczności ogólnej i miejscowej płaszczy silosów, podzielonych konstrukcyjnie wewnątrz na kilka niezależnych komór,
- badania stateczności miejscowej cylindrycznych płaszczy silosów przy miejscowym obciążeniu w kierunku promieniowym,
- badania stateczności smukłych cylindrycznych płaszczy silosów obciążonych tarciem materiału składowanego, z uwzględnieniem charakterystyk sprężystych i plastycznych tego materiału,
- badania stateczności płaszczy silosów, wykonanych ze stalowej blachy falistej oraz prefabrykowanych silosów z blachy gładkiej, łączonych na śruby.

Niektóre z tych zagadnień są już przedmiotem wstępnych analiz i badań autora niniejszej pracy.

Literatura

- [1] Aborcz J., *Shell Stability Analysis: Theory and Practice*, Cambridge University Press, Cambridge, 1983 (proceedings of the I.U.T.A.M. Symposium, University College London, 31 August 1982).
- [2] Almroth B.O., Brogan F.A., Marlowe M.B., *Stability analysis of cylinders with circular cutouts*, AIAA Journal, Vol. 11, No 11, 1973.
- [3] Batdorf S.B., *A simplified method of elastic stability analysis for thin cylindrical shells*, NACA Rep. No. 874, 1947.
- [4] Batdorf S.B., Schilderont M., Stein M., *Critical stress of thin-walled cylinders in axial compression*, NACA Rep. No. 1343, 1947.
- [5] Biegus A., Hotała E., *Nośność graniczna uszkodzonych korozyjnie zbiorników stalowych*, Inżynieria i Budownictwo, Nr 11/99, s. 641–644.
- [6] Biegus A., *Probabilistyczna analiza konstrukcji stalowych*, PWN, Warszawa–Wrocław 1999.
- [7] Bodarski Z., Czapliński K., Suwalski J., *Stateczność płaszczy silosów stalowych*, Inżynieria i Budownictwo, nr 12/1976, s. 460–465.
- [8] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Steel silos – recent problems*, Proc. of the seventeenth Czech and Slovak Intern. Conf. on Steel Structures and Bridges-94, Bratislava, Vol. II, s. 61–66.
- [9] Bodarski Z., Hotała E., *Buckling of the cylindrical shells of steel silo banks*, Proc. of the International Conference on steel Structures, Univ. Budva, Belgrade 28.09–1.10.1986, s. 947–955.
- [10] Bodarski Z., Hotała E., *Leichte Stahlsilos – Stabilitätsfragen*, Proc. of the Third Interuniversity Research Conference: TU Wrocław, Eindhoven Univers. of Technology, Prace Naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej nr 68, s. 23–28.
- [11] Bodarski Z., Hotała E., *Stability of inner shells in the battery of cylindrical steel silos*, Proc. of the Second Regional Colloquium „Stability of steel structures”, Budapest 25–26.09.1986, Vol. II/1, s. 155–162.
- [12] Bodarski Z., Hotała E., *Badania prototypowej konstrukcji stalowego silosu na cement*, Prace Naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej nr 55, Wrocław 1989, s. 17–24.
- [13] Bodarski Z., Hotała E., *Katastrofa stalowego silosu na zboże*, Konferencja Naukowo-Techniczna „Awarie Budowlane”, Szczecin–Międzyzdroje, 25–27.05.1995, s. 153–160.
- [14] Bodarski Z., Hotała E., *Nośność stref podporowych w cylindrycznych silosach metalowych*, Inżynieria i Budownictwo, nr 4–5/1986, s. 164–166.
- [15] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Analiza wzajemnego oddziaływania pierścienia i płaszcza silosu*, Przegląd Budowlany nr 3–4/1982, s. 140–144.
- [16] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Stany awaryjne i katastrofy silosów stalowych*, Konferencja Naukowo-Techniczna „Awarie Budowlane”, Szczecin–Międzyzdroje, 19–22.05.1997, s. 537–544.
- [17] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Untersuchung des Spannungszustands im Mantel von Metallsilos*, X Internationaler Kongress über Anwendungen der Mathematik in der Ingenieurwissenschaften, Hochschule für Architektur und Bauwesen Weimar, 2–7.09.1984, H. 6, s. 5–8.
- [18] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Zum Einfluß der Biegedrillsteifigkeit des Fußrings auf den Störungsbereich im Mantel von Metallsilos*, Bauingenieur 57 (1982), s. 423–427.

- [19] Bodarski Z., Hotała E., Pasternak H., *Zur Beurteilung der Tragfähigkeit von Metalsilos*, Bauingenieur, 60(1985), s. 49–52.
- [20] Bodarski Z., Hotała E., *Projektowanie stalowych silosów dla złożonych warunków eksploatacyjnych*, Konferencja Naukowa „Badanie nośności granicznej konstrukcji metalowych”, 23–25.10.1998, s. 85–92.
- [21] Bodarski Z., Hotała E., Suwalski J., *Projektowe i eksploatacyjne uwarunkowania uszkodzeń baterii stalowych silosów na zboże*, VII Sympozjum „Badanie Przyczyn i Zapobieganie Awariom Konstrukcji Budowlanych”, Szczecin, 18–19.06.1985, s. 195–201.
- [22] Brazier L.G., *On the flexure of thin cylindrical shells and other “thin” sections*, Proc. Royal Soc. Series A, Vol. 116, London 1927, s. 104–114.
- [23] Brzoska Z., *Statyka i stateczność konstrukcji prętowych i cienkościennych*, PWN, Warszawa 1961.
- [24] Buhle M., *Technische Hilfsmittel zur Beförderung und Lagerung von Sammelkörpern*, 2. Teil, Springer, Berlin 1904.
- [25] Caguot A., *La pression dans les silos*, Proc. 4th ICOSOMFE, London, Vol. 2, 1957, pp. 191–195.
- [26] Czapliński K., Drozd P., Suwalski J., *Przykład miejscowej utraty stateczności zbiornika stalowego*, Materiały XXIII Konf. Naukowej KILiW PAN i KN PZITB, Konstrukcje Stalowe, s. 45–53.
- [27] DIN 1055, T.6 (05.1987), *Lastannahmen für Bauten. Lasten in Silozellen*.
- [28] DIN 18800, T.4 (11.90), *Stahlbauten. Stabilitätsfälle, Schalenbeulen*.
- [29] Donnell L.H., *A new theory for the buckling of thin cylinders under axial compression and bending*, Trans. ASME, Vol. 56, 1934, s. 795–806.
- [30] Donnell L.H., Wan, C.C., *Effect of imperfections on buckling of thin cylinders and columns under axial compression*, Journ. Appl. Mech., Vol. 17 (1950), s. 73–83.
- [31] ECCS European Recommendations for Steel Construction. Buckling of Shells, Publication No 56, 1988.
- [32] Eibl J., *Design Loads on Silos*, Silos–Forschung und Praxis Tagung 92, Universität Karlsruhe, 8–9.10.1992, s. 1–20.
- [33] Ellinas C.P., Supple W.J., Walker A.C., *Buckling of offshore structures – a state – of – the – art – review*, London/Toronto/Sydney/New York, Granada 1984.
- [34] Esslinger M., Ahmed S.R., Schroeder H.H., *Stationäre Windbelastung offener und geschlossener kreiszylindrischer Silos*, Stahlbau 40 (1971), s. 361–369.
- [35] Esslinger M., Geier B., *Krafteinleitung über Längsrippen in dünnwandige Zylinder*, Stahlbau 11, (1981), s. 328–329.
- [36] Esslinger M., Melzer H.W., *Über den Einfluß von Bodensenkungen auf den Spannungs- und Deformationszustand von Silos*, Stahlbau 49 (1980), s. 129–134.
- [37] European Convention for Constructional Steelwork: *Stability of Steel Structures* – Prel. Rep. 2nd Int. Coll. (April 1977 Liege). Brüssel: ECCS 1977.
- [38] Flüge W., *Die Stabilität der Kreiszylinderschale*, Ingenieur.–Archiv, Bd. 3, 1932, s. 463.
- [39] Flüge W., *Statik und Dynamik der Schalen*, Springer, Berlin 1934.
- [40] Flüge W., *Stresses in Shells*, 2nd ed., Springer–Verlag, New York 1973.
- [41] Fritz H., Wittek U., *Die Bedeutung dehnungsloser Beulzustände bei der Stabilitätsberechnung von Schalen*, Stahlbau 46 (1977), s. 40–45.
- [42] Galambos T.V., *Guide to stability design criteria for metal structures*, 5th ed., John Wiley & Sons, New York 1998.
- [43] Gellin S., *The plastic buckling of long cylindrical shells under pure bending*, Int. J. Solids Struct., Vol. 16, s. 397–407.
- [44] Gerard G., Becker H., *Handbook of structural stability: Part 3. Buckling of curved Plates and shells*, NACA Tech. Note No. 3783, 1957.
- [45] Gillie M., Holst J.M.F.G., *Structural behaviour of silo supported on discrete, eccentric brackets*, J. Construct. Steel Research 59 (2003), s. 887–910.

- [46] Girkmann K., *Flächentragwerke*, Springer-Verlag, Wien 1946.
- [47] Greiner R., Guggenberger W., *Buckling behavior of axially loaded cylinders on local supports – with and without internal pressure*, Proc. of the International Conference on Advances in Steel Structures ICASS '96, Dec. 1996, Hong Kong.
- [48] Greiner R., Guggenberger W., *Tragverhalten und Bemessung punktgestützter kreiszylindrischer Silos aus Stahl*, Silos-Forschung und Praxis Tagung '96, Univ. Karlsruhe, s. 101–107.
- [49] Greiner R., Ofner R., *Tragverhalten der Trichter-Mantelecke von stehenden Behältern und Silos aus Stahl*, Stahlbau 61 (1992), s. 71–77.
- [50] Greiner R., *Zur Einleitung großer Einzelkräfte in stehende zylindrische Behälter aus Stahl*, Sonderprobleme des Konstruktiven Ingenieurbaus, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, TU Graz, Heft 3, 1983.
- [51] Greiner R., *Zur Längskrafteinleitung in stehende zylindrische Behälter aus Stahl*, Stahlbau, 53(1984), s. 210–215.
- [52] Grigoluk E.I., Kabanov V.V., *Ustoјčivost oboloček*, Moskva, Nauka, 1987.
- [53] Guggenberger W., *Analysis of the torsional postbuckling mode of externally pressurized circular cylindrical shells*, European Workshop „Thin-Walled Steel Structures“, 26–27 Sept., 1996, Krzyżowa, s. 51–60.
- [54] Guggenberger W., *Axialbelastete Kreiszylinderschalen auf Einzelstützen – Numerische Tragverhaltensstudie, Versuchsergebnisse und Bemessungsvorschlag*, Stahlbau 67 (1998), s. 415–424.
- [55] Guggenberger W., *Buckling and postbuckling of imperfect cylindrical shells under external pressure*, Thin-Walled Struct., 23(1995), s. 351–366.
- [56] Guggenberger W., *Buckling of cylindrical shells under local axial loads*, Proc. of International Colloquium on Buckling of Shell Structures, Lyon (France), Sept. 1991, s. 323–333.
- [57] Guggenberger W., Greiner R., *Axialbelastete Kreiszylinderschalen auf Einzelstützen – Numerische Tragverhaltensstudie, Versuchsergebnisse und Bemessungsvorschlag*, Stahlbau 67 (1998), s. 415–424.
- [58] Guggenberger W., Greiner R., Rotter J.M., *The behaviour of locally-supported cylindrical shells: unstiffened shells*, Journal of Constructional Steel Research 56 (2000), s. 175–197.
- [59] Guggenberger W., *Nichtlineares Beulverhalten von Kreiszylinderschalen unter lokaler Axialbelastung*, Dissertation, TU Graz, 1992.
- [60] Guggenberger W., *Proposal for design rules of axially loaded steel cylinders on local supports*, Proc. of the International Conference on Advances in Steel Structures ICASS '96, Dec. 1996, Hong Kong.
- [61] Guggenberger W., *Schadenfall, Schadensanalyse und Schadensbehebung eines Silos auf acht Einzelstützen*, Stahlbau, 67(1998), s. 430–433.
- [62] Gunnarsson J., Sanderg D., *Buckling of cylindrical shells subjected to local loads*, Dept of Steel Structures, University of Luleå (Sweden), 1987.
- [63] Hampe E., Kamiński M., *Der Einfluß exzentrischer Entleerung auf die Druckverhältnisse in Silos*, Bautechnik, Vol. 61 (1984), No. 3, s. 73–82, No. 4, s. 136–142.
- [64] Hampe E., Müller K.H., *Beitrag zur stochastischen Ermittlung von Silodrücken*, Bautechnik, 1987, H. 7, s. 236–241.
- [65] Harris L.A. et al., *The stability of thin-walled unstiffened circular cylinders under axial compression including the effects of internal pressure*, J. Aeronaut. Sci., Vol. 24, No. 8, s. 587–596.
- [66] Herzog M., *Die tragfähigkeit unverteifter und verteifter Kreiszylinderschalen aus Baustahl*, Stahlbau, 50(1981), s. 50–54.
- [67] Höchst S., Leuckel W., *Einflußgrößen auf den Druckverlauf bei teilentlasten Staubexplosionen in einem Versuchssilo*, Silos-Forschung und Praxis Tagung '92, Universität Karlsruhe, 8–9.10.1992, s. 95–102.
- [68] Hornung U., Saal H., *Ergebnisse von Beulversuchen mit zwei Großtanks*, Stahlbau 67 (1998), s. 408–413.
- [69] Hotała E., *Stateczność cylindrycznych powłok metalowych silosów z obwodowymi usztywnieniami*, Praca doktorska, Raport PRE/86, Instytut Budownictwa Politechniki Wrocławskiej.

- [70] Hotała E., Bodarski Z., Gola H., Polak M., *Zbiornik na materiały sypkie lub trudnosypialne*, Patent nr 156337, 1992.
- [71] Hotała E., *Buckling of cylindrical steel shell under local meridional load*, Proc. 9th Nordic Steel Construction Conference, Helsinki (Finland), 18–20 June 2001, pp. 213–220.
- [72] Hotała E., *Nośność cylindrycznych powłok silosów stalowych przy niektórych obciążeniach*, IV Konf. Nauk.-Techn. „Aktualne Problemy Naukowo-Badawcze Budownictwa”, Olsztyn–Łańsk, 26–28.05.2000, s. 185–194.
- [73] Hotała E., *Nośność graniczna cylindrycznych płaszczy silosów stalowych w strefie oparcia na słupach*, Proc. Xth International Scientific-Technical Conference „Metal Structures” – Gdańsk 2001, Edited by Ziółko J. and Supernak E., Vol. 3, p. 119–126.
- [74] Hotała E., Pasternak H., *Projektowanie stalowych silosów na materiały kohezyjne i pyliste*, Konf. Nauk.-Techn. „Aktualne Problemy Naukowo-Badawcze Budownictwa”, Olsztyn–Łańsk 2002,
- [75] Hotała E., *Stability of cylindrical steel shell under local axial compression*, European Workshop „Thin-Walled Steel Structures”, 26–27 Sept., 1996, Krzyżowa, s. 61–68.
- [76] Hotała E., *Stability of cylindrical shell of steel tanks under local underpressure*, Proc. 6th International Scientific Conference „Current Issues of Civil and Environmental Engineering”, Lviv, 12–15 September 2001, p. 114–119.
- [77] Hotała E., *Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych wypełnionych materiałami kohezyjnymi*, II Konferencja Naukowa „Badania nośności granicznej konstrukcji metalowych”, Wrocław–Karpacz, 18–20.10.2001, s. 101–108.
- [78] Hotała E., *Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych ściskanych mimośrodowo*, XLVII Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB „Krynica 2001”, Opole–Krynica, 16–21.09.2001, t. 1.
- [79] Hotała E., *Trwałość i bezpieczeństwo stalowych silosów na produkty rolno-spożywcze*, Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Budownictwo Nr 260/2000, z. 44, s. 117–122.
- [80] Hotała E., *Unconventional states of loads of cylindrical shells of steel silos*, Studia Geotechnica et Mechanica, Vol. XXIV, No. 1–2, 2002.
- [81] Hotała E., *Zbiornik materiału trudnosypialnego*, Patent nr 157993, 1992.
- [82] Hotała E., *Zbiornik o zmiennej geometrii komory użytkowej, zwłaszcza na materiały trudnosypialne*, Patent nr 156432, 1992.
- [83] Janssen H.A., *Versuche über Getreidedruck in Silozellen*, Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, 39(1985), No. 35, s. 1045–1049.
- [84] Jumikis P.T., Rotter J.M., Fleming S.P., Porter S.J., *Experiments on the buckling of thin-walled model silo structures*, Proc. 2nd International Conference on Bulk Material Storage Handling and Transportation, Wollongong (Australia), July 1986.
- [85] Jürcke R.K., Krätzig W.B., Wittek U., *Kreiszynderschalen mit wulstartigen Imperfektionen*, Der Stahlbau, 8/1983, s. 241–244.
- [86] Kamiński M., *Badania naporu bezkohezyjnych materiałów sypkich w silosach*, Prace Naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej, Nr 50, Wrocław 1986.
- [87] Kamiński M., Hotała E., *Zbiornik, zwłaszcza na materiały trudnosypialne*, Patent nr 156294, 1992.
- [88] Khelil A., *Buckling of steel shells subjected to non-uniform axial and pressure loading*, Proc. of third Interantional Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures CIMS '2000, Lisbon (Portugal), 21–23 Sept. 2000, s. 403–410.
- [89] Knebel K., Schweizerhof K., Peil U., Schulz U., Ummenhofer T., *Stabilität dünnwandiger Stahlsilos unter Schüttgutbelastung*, Silos-Forschung und Praxis Tagung '92, Universität Karlsruhe, 8–9.10.1992, s. 65–74.
- [90] Knödel P., Maierhöfer D., *Zur Stabilität von Zylinder unter Axiallast und Randmomenten*, Stahlbau, 58(1989), s. 81–86.

- [91] Knödel P., Ummenhofer T., *Ein einfaches Model zum Stabilitätsnachweis zylindrischer Schalen-tragwerke auf Einzelstützen*, Stahlbau, 67(1998), s. 425–429.
- [92] Knödel P., Ummenhofer T., *Stability of axially loaded column supported shells*, European Workshop „Thin-Walled Steel Structures”, 26–27 Sept., 1996, Krzyżowa, s. 69–76.
- [93] Koiter W.T., *The effect of axisymmetric imperfections on the buckling of cylindrical shells under axial compression*, Proc. Roy. Netherl. Acad. Sci. B66, 1963, s. 265–279.
- [94] Kollár L., Dulácska E., *Buckling of Shells for Engineers*, Akadémiai Kiadó, Budapest 1984.
- [95] Křupka V., *Zur Berechnung von sattelgelagerten unversteiften Behältern und Rohren*, Stahlbau, 67(1998), s. 473–477.
- [96] Krysik R., Schmidt H., *Beulversuche an längsnahtgeschweißten stählernen Kreiszyylinder- und Kegelstumpfschalen im elastisch-plastischen Bereich unter Meridiandruck- und innerer Mantel-druckbelastung*, Forsch. ber. FB Bauwesen d. Uni. GH Essen. H. 51. Essen: Selbstverlag 1990.
- [97] Ledwoń J.A., *Budownictwo na terenach górniczych*, Arkady, Warszawa 1983.
- [98] Liebe D., *Zur Berechnung von Rotationsschalen auf Einzelstützen mit Spline-Veforgungsfunk-tionen*, Dissertation der Technischen Universität Carlo-Wilhelmina, Braunschweig 1988.
- [99] Lindner J., Scheer J., Schmidt H., *Stahlbauten. Erläuterungen zu DIN 18800 Teil 1 bis Teil 4*, Beuth Verlag GmbH, Berlin-Köln, Ernst & Sohn, Berlin 1993.
- [100] Lorenz R., *Achsensymmetrische Verzerrungen in dünnwandigen Holzzylindern*, Zeitschrift VDI, Bd. 52, 1908, s. 1706–1713.
- [101] Lufft E., *Bau – Unfälle an Getreidesilos*, Deutsche Bauzeitung 1909, s. 146–149.
- [102] Lufft E., *Druckverhältnisse in Silozellen*, 2. Auflage, Berlin 1920.
- [103] Luft V., *Beitrag zur Berechnung der Kreiszyinderschale unter axialer Einzellast*, Dissertation, TH Karlsruhe 1959.
- [104] Lundgren H., *Cylindrical Shells*, Vol. 1, Copenhagen, The Institution of Danish Civil Engineers, 1960.
- [105] Lundquist E.E., *Strength tests of thin-walled duralumin cylinders in pure bending*, Technical Notes National Advisoty Committee for Aeronautics, 1933, No. 479.
- [106] Lundquist E.E., *Strength tests of thin-walled duralumin cylinders in combined transverse shear and bending*, NACA, TN 523, 1935.
- [107] Luther G., *Die Construction und Einrichtung der Speicher*, J. H. Meyer, Braunschweig 1886.
- [108] Magnucki K., *Wytrzymałość i optymalizacja zbiorników cienkościennych*, Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa-Poznań 1998.
- [109] Martens P., *Silohandbuch*, Ernst u. Sohn, Berlin 1988.
- [110] Mason J., *Silos und Behälter auf Einzelstützen*, Bautechnik, 5(1964), s. 151–155.
- [111] Mendera Z., *Interaction of Elastic and Plastic Instability in Cylindrical Shells with Imperfections*, IASS Symp. „SHELLS, MEMBRANES AND SPACE FRAMES”, Osaka, ed. HEKI, Elsevier, Vol. 1, Tokyo 1986.
- [112] Mendera Z., *Interakcja niestateczności sprężystej i plastycznej w cienkościennych powłokach z imperfekcjami*, Archiwum Inżynierii Lądowej, 1986, nr 4.
- [113] Mendera Z., *Stateczność metalowej powłoki kulistej wszechstronnie ściskanej*, Inżynieria i Budow-nictwo, Nr 11/99, s. 638–640.
- [114] Mendera Z., *Unifikacja obliczeń stateczności elementów konstrukcji stalowych*, Inżynieria i Bu-downictwo, Nr 10/1991.
- [115] Mendera Z., *Uniform Approach to Metal Structures Stability Design*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 19, 1991.
- [116] Michel G., Gusic G., Jullien J. F., *Buckling of thin cylindrical shells under lateral pressure: influ-ence of localised thickness variation*, Proc. of third Interantional Conference on Coupled Instabili-ties in Metal Structures CIMS '2000, Lisbon (Portugal), 21–23 Sept. 2000, s. 427–434.

- [117] Mitzel A., *Behälter, Bunker, Silos, Schornsteine, Fernsehürme und Freileitungsmaste*, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, München, Düsseldorf 1970.
- [118] Nothdurft H., *Schüttgutlasten in Silozellen mit Querschnittsverengungen*, Dissertatiom TU Braunschweig, 1976.
- [119] Nowacki W., *Dźwigary powierzchniowe*, PWN, Warszawa 1979.
- [120] Öry H., Reimerders H.-G., Tritsch, W., *Beitrag zur Bemessung der Schalen von Metallsilos*, Stahlbau, 53(1984), s. 243–248.
- [121] Pasternak H., Bodarski Z., Hotała E., *Steel Silos – Education by Analysing Failures*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 46, s. 340, 1998.
- [122] Pasternak H., Hotała E., *Schäden an Stahlsilos – Ursachen und Beispiele*, Bauingenieur, 71(1996), s. 223–228.
- [123] Pasternak H., Hotała E., Vayas I., *Schäden an Stahlsilos – weitere Beispiele*, Bauingenieur, 77(2002), s. 108–112.
- [124] Pasternak H., Komman S., *About the role of longitudinal stiffeners in silo*, Proc. Xth International Scientific-Technical Conference „Metal Structures” – Gdańsk 2001, Edith by Ziółko J. and Supernak E., Volume 3, p. 161–168.
- [125] PN-90/B-03200, *Konstrukcje stalowe. Obliczenia statyczne i projektowanie*.
- [126] PN-B-03202:1996, *Konstrukcje stalowe. Silosy na materiały sypkie. Obliczenia statyczne i projektowanie*.
- [127] PN-B-03210:1997, *Konstrukcje stalowe. Zbiorniki walcowe pionowe na ciecze. Projektowanie i wykonanie*.
- [128] Pogorielov A.W., *Geometričeske metody w nelinejnoi teorii uprugig oboloček*, Izd. Nauka, Moskva 1967.
- [129] Radandt S., *Staubexplosionsergebnisse in Silos*, Silos – Forschung und Praxis Tagung '92, Universität Karlsruhe, 8–9.10.1992, s. 83–94.
- [130] Reisinger F., Greiner R., *Kreiszynderschaln unter Winddruck – Anwendung auf die Beulberechnung berirdischer Tankbauwerke*, Stahlbau, 50(1981) s. 65–72.
- [131] Rosemeier G., *Zum Beulproblem der Kreiszynderschale unter rotationssymmetrischer belastung*, Stahlbau, 50(1981), s. 42–44.
- [132] Rotter J.M., *Analysis of ringbeams in column-supported bins*, Proc. 8th Australian Conference on the Mechanics of Structures and Materials, Newcastle (Australia), August 1982.
- [133] Rotter J.M., Jumikis P.T., Fleming S.P., Porter S.J., *Experiments on the buckling of thin-walled model silo structures*, J. Construct. Steel Research, 13(1989), s. 271–299.
- [134] Rotter J.M., Teng J.G., Li H.Y., *Buckling in thin elastic cylinders on column supports*, Proc. of International Colloquium on Buckling of Shell Structures, Lyon (France), Sept. 1991, s. 334–343.
- [135] Rotter J.M., *The analysis of steel bins subject to eccentric discharge*, Proc. 2nd International Conference on Bulk Material Storage Handling and Transportation, Wollongong (Australia), July 1986.
- [136] Rotter J.M., Seide P., *On the design of unstiffened cylindrical shells subjected to axial load and internal pressure*, Proc. ECCS Coll. on Stability of Plate and Shell Structures, Ghent, April 1987, s. 539–548.
- [137] Rotter J.M., *Structural Problems in Steel Silos*, Silos–Forschung und Praxis Tagung '92, Universität Karlsruhe, 8–9.10.1992, s. 21–28.
- [138] Rotter J.M., *The buckling and plastic collapse of ring stiffeners at cone–cylinder junctions*, International Colloquium on Stability of Plate and Shell Structures. Ghent, 6–8 April, s. 449–456.
- [139] Samuelson L.A., Eggwertz S., *Shell Stability Handbook*, Elsevier Applied Science, London and New York, 1992.
- [140] Samuelson L.A., *Buckling of cylindrical shells under axial compression and subjected to localized loads*, Paper presented at Euromech Coll 200, Mátrafüred, Hungary, Oct. 1985.

- [141] Samuelson L.A., *Creep buckling of a circular cylindrical shells*, AIAA Journal, Vol. 7, No 1, 1969, s. 42–49.
- [142] Samuelson L.A., *Design of cylindrical shells subjected to local loads in combination with axial and/or radial pressure*, Proc. of the ECCS Colloquium on Stability of Plate and Shell Structures, Ghent University, 6–8 April, s. 589–595.
- [143] Samuelson L.A., *Effect of local loads on the stability of shells subjected to uniform pressure distribution*, Proc. of the IUTAM Symp. on Contact Loading and Local Effects in Thinwalled Plated and Shell Structures, Prag 1990.
- [144] Schmidt H., Binder B., Lange H., *Postbuckling design of extremely thin-walled cylindrical tanks*, European Workshop „Thin-Walled Steel Structures”, 26–27 Sept., 1996, Krzyżowa, s. 77–84.
- [145] Schmidt H., *Schäden am Innenrohr eines Doppelmantelschornsteins infolge "thermischer Imperfektionen"*, Stahlbau, 67(1998), s. 452–458.
- [146] Schmidt H., Winterstetter TH.A., *General report – shell structures*, Proc. of third International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures CIMS '2000, Lisbon (Portugal), 21–23 Sept. 2000, s. 391–401.
- [147] Schneider W., Thiele R., *Tragfähigkeit schlanker windbelasteter Kreiszyinderschalen*, Stahlbau, 67(1998), s. 434–441.
- [148] Schroth H., Thiele R., *Load state of column supported steel silos*, Zeszyty Naukowe Politechniki Gdańskiej nr 585, Budownictwo Lądowe, LVI, 2001, s. 243–256.
- [149] Schulz U., *Zylinderschalen mit und ohne Innendruck im elastisch–plastischen Beulbereich*, Stahlbau, 60(1991), s. 103–110.
- [150] Schulz U., *Stabilität von Zylinderschalen im plastischelastischem Beulbereich*, Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, der Universität Karlsruhe, 1984.
- [151] Serov N.A., *Ustojčivost' oboloček vraščeniya pri nekotorych vidach nagruzok*, Izd. Leningradskovo Universiteta, Leningrad 1974.
- [152] Southwell R.V., *On the collapse of tubes by external pressure*, Phil Magazine, Vol. 25, 1913, s. 687, Vol. 26, 1913, s. 502, Vol. 29, 1915, s. 67.
- [153] Steinhart O., Schulz U., *Zum Beulverhalten von Kreiszyinderschalen*, Schweizerische Bauzeitung, 89(1971), s. 1–14.
- [154] Stünkel A., *Stahl–Getreidesilos*, Stahlbau, 8(1935), s. 103–104.
- [156] Timoshenko S., *Einige Stabilitätsprobleme der Elastizitätstheorie*, Z. Agew. Math. und Phys., 58, 4, 1910, 337–385.
- [157] Timoshenko S.P., Gere J.M., *Teoria stateczności sprężystej*, Arkady, Warszawa 1963.
- [158] Trahair N.S., *Structural design criteria for steel bins and silos*, Int. J. Bulk Solids Storage in Silos, 1(2), 1985, s. 11–20.
- [159] Van Impe R., Dhagenes F., Lagae G., Rathé J., *Experimental investigation of local buckling of axially compressed steel cylinders on discrete supports. Effects of reinforcement by means of a thicker bottom course*, Proc. of the International Colloquium on STABILITY OF STEEL STRUCTURES, Budapest 1995, Vol. II, s. 109–116.
- [160] Volmir A.S., Kildibekov I.G., *Ustojčivost oboloček*, Pročnost – Ustojčivost – Kolebanija, Vol. 3, Izd. Masinostrojenie, Moskva 1968.
- [161] Volmir A.S., *Ustojčivost deformiruemykh sistem*, Izd. Nauka, Moskva 1967.
- [162] Volmir A.S., *Gibkie plastinki i oboločki*, Gosudarstvennoe Izdatelstvo Techniko–teoretičeskoj Literatury, Moskva 1956.
- [163] Walker D.M., *An approximate theory for pressures and arching in hoppers*, Chemical Engineering Science, 21(1966), p. 975–997.
- [164] Wang Y., Billington D.P., *Buckling of cylindrical shells by wind pressure*, ASCE J. Eng. Mech. Div. 9, s. 1005–1023.

- [165] Waszczyszyn Z., *Stateczność powłok (niektóre problemy badań)*, Zeszyty Naukowe WSI w Opolu, Seria Budownictwo, 19, 90, 1984, s. 35–55.
- [166] Weingarten V.I., Morgan E.J., Seide P., *Elastic stability of thin-walled cylindrical and conical shells under axial compression*, AIAA Journal, Vol. 3, 1965, s. 500–505.
- [167] Weingarten V.I., Morgan E.J., Seide P., *Elastic stability of thin-walled cylindrical and conical shells under combined internal pressure and axial compression*, AIAA Journal, Vol. 3, 1965, s. 1118–1125.
- [168] Yao J.C., *Large deflection analysis of buckling of a cylinder under bending*, Trans. ASME J. Appl. Mech., Vol. 29, No. 4.
- [169] Yoshimura Y., *On the mechanism of buckling of circular cylindrical shell under axial compression*, Rep. Inst. Sc. and Tech. Univ. Tokyo, No. 5, 1951.
- [170] Ziółko J., *Utrzymanie i modernizacja konstrukcji stalowych*, Arkady, Warszawa 1991.
- [171] Ziółko J., Włodarczyk W., Mendera Z., Włodarczyk S., *Stalowe konstrukcje specjalne*, Arkady, Warszawa 1995.
- [172] Ziółko J., *Zbiorniki metalowe na ciecze i gazy*, Arkady, Warszawa 1986.
- [173] Ziółko J., *Die Instandsetzung durch Unterdruck beschädigten zylindrischer Stahlbehälter*, Der Stahlbau, 11/1980.
- [174] Ziółko J., Supernak E., Bosek P., Jędrzejewski M., *Naprawa zbiorników cylindrycznych uszkodzonych wskutek podciśnienia*, Inżynieria i Budownictwo, nr 7/1997.
- [175] Żurański J.A., *Obciążenie wiatrem budowli i konstrukcji*, Arkady, Warszawa 1978.

Load-bearing capacity of unstiffened cylindrical shells in steel silos

Steel silos are constructed mostly from cylindrical shells, conical or flat bottoms, roofs and supporting structures. The shells form a basic structural part of a silo, taking directly up almost all loads acting on a silo. In the majority of cases the support of the silo shell has a discrete nature represented by column heads or bearings of a beam grid.

The theory of the load-bearing capacity of the slender, cylindrical shells in steel silos is developed since 20 years barely, and many of important problems are still not recognized sufficiently. There is also a lack of studies and analyses of exceptional states of the loads occurring in silos as an effect of the both arching of the stored stuff and after liquidation of the self-formed arch. A numerous failures and catastrophes registered locally and abroad confirm the absence of the theory of loads and load carrying capacity of steel silos.

In the present work many different single-chamber cylindrical silos have been identified and the loads have been systematized including the rules of exceptional loads determination.

A new, original method of the analysis of the local stability for cylindrical shells, supported discretely, has been proposed in the contrary of existing methods having significant errors. The basis of a new method has been supported by tens results of the own experiments and many numerical analyses, carried out by the means of finite elements method. In the proposed method the effect of the width and number of the discrete supports as well as the effect of ring's stiffness on the local stability of the supporting zones in the cylindrical silo's shell has been considered.

On the basis of many numerical studies, the original method of the local stability analysis of silo's shell subjected to local underpressure, caused by impact load from arching has been elaborated.

Presented analyses of both, the effect of constructions imperfections of the supporting structure and the effect of random geometrical imperfections on the carrying capacity of the silo shell might be useful, when the carrying capacity of the real steel silos has to be estimated in practice. The concluding remarks presented at the end are likely to be needed as practically important.

Spis treści

1. Wstęp	4
1.1. Historia rozwoju konstrukcji silosów	4
1.2. Przedmiot pracy	6
1.3. Cel i zakres pracy	7
1.4. Ważniejsze oznaczenia	8
2. Konstrukcje stalowych silosów cylindrycznych	11
2.1. Wprowadzenie	11
2.2. Typowe konstrukcje jednokomorowych cylindrycznych silosów	12
2.3. Konstrukcje wsporcze silosów cylindrycznych	14
2.4. Złożone układy konstrukcyjne i technologiczne silosów stalowych	17
2.5. Technologia wytwarzania cylindrycznych płaszczy silosów stalowych	18
2.6. Warunki eksploatacji silosów stalowych	21
3. Obciążenia cylindrycznych płaszczy silosów stalowych	23
3.1. Wprowadzenie	23
3.2. Obciążenia klimatyczne	24
3.2.1. Obciążenie wiatrem	24
3.2.2. Obciążenie śniegiem	27
3.2.3. Obciążenie temperaturą	27
3.3. Obciążenia od materiałów składowanych w silosach	28
3.4. Obciążenia od urządzeń technologicznych	30
3.4.1. Urządzenia umieszczone na dachach silosów	30
3.4.2. Urządzenia ułatwiające opróżnianie silosów	31
3.5. Obciążenia sejsmiczne i parasejsmiczne	31
3.6. Skutki nierównomiernego oparcia płaszcza silosu	32
3.7. Obciążenia wynikające z zaburzeń procesu eksploatacji	33
3.7.1. Obciążenie płaszcza podczas przesklepienia materiału w silosie	33
3.7.2. Obciążenie płaszcza podczas likwidacji przesklepienia	36
3.7.3. Obciążenie płaszcza podczas wybuchu pyłów w silosie	38
4. Stateczności cylindrycznych płaszczy silosów stalowych równomiernie ściskanych osiowo	40
4.1. Wprowadzenie	40
4.2. Równomierne oparcie płaszcza silosu na jego dolnej krawędzi	42
4.2.1. Obciążenie równomierne na górnej krawędzi	42
4.2.2. Wpływ imperfekcji geometrycznych płaszcza silosu na jego nośność	48
4.2.3. Zagadnienia nieliniowej stateczności cylindrycznego płaszcza silosu	51
4.2.4. Praktyczne zagadnienia projektowania cylindrycznych płaszczy silosów	53
4.3. Lokalne oparcie cylindrycznej powłoki płaszcza silosu	55
4.3.1. Kryterium maksymalnych naprężeń	55

4.3.2. Stan naprężeń w strefie lokalnej podpory	59
4.3.3. Kryterium naprężeń zredukowanych	65
4.3.4. Krytyczna reakcja podpory lokalnej	68
5. Badania stateczności miejscowej ściskanych podłużnie cylindrycznych płaszczy silosów stalowych podpartych lokalnie	72
5.1. Wprowadzenie	72
5.2. Numeryczne analizy stateczności miejscowej ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych	73
5.3. Badania eksperymentalne stateczności miejscowej ściskanych podłużnie powłok cylindrycznych	75
5.4. Wpływ szerokości podpór lokalnych na nośność graniczną cylindrycznego płaszcza silosu	78
5.5. Wpływ liczby podpór lokalnych na nośność graniczną cylindrycznego płaszcza silosu	86
5.6. Wpływ sztywności pierścienia na nośność graniczną lokalnie podpartego cylindrycznego płaszcza silosu	89
5.7. Metoda krytycznych naprężeń brzegowych w analizie miejscowej stateczności ściskanych podłużnie płaszczy silosów	95
5.8. Podsumowanie	100
6. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych ściskanych mimośrodowo	101
6.1. Wprowadzenie	101
6.2. Ogólne rozwiązania problemu	102
6.3. Badania cylindrycznych powłok ściskanych mimośrodowo	104
6.4. Praktyczne możliwości wykorzystania wyników badań	108
6.5. Oparcie płaszcza na słupach przy mimośrodowym ściskaniu	109
6.6. Podsumowanie	111
7. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów stalowych pod działaniem lokalnego podciśnienia wewnętrznego	112
7.1. Wprowadzenie	112
7.2. Stateczność cylindrycznych płaszczy silosów przy lokalnym podciśnieniu	115
7.3. Wnioski	119
8. Realne przypadki eksploatacyjne i konstrukcyjne	121
8.1. Niedokładne oparcie płaszcza na głowicach słupów	121
8.2. Miejscowa niestateczność krótkich powłok płaszczy silosów	126
8.3. Łączne działanie ściskania południkowego i obwodowego	130
8.4. Usztywnienia cylindrycznego płaszcza silosu przez lej wysypowy	131
8.5. Wpływ podstawowych obciążeń od materiału wypełniającego na stateczność miejscową płaszcza silosu	135
8.6. Wpływ imperfekcji geometrycznych na miejscową nośność graniczną cylindrycznych płaszczy silosów	138
8.7. Podstawowe przyczyny awarii silosów stalowych	146
9. Uwagi końcowe	148
9.1. Podsumowanie	148
9.2. Wnioski praktyczne	149
9.3. Kierunki dalszych badań	151
Literatura	153

Contents

1. Preface	4
1.1. History of evolution of silos structures	4
1.2. Object	6
1.3. Aim and scope	7
1.4. Major symbols	8
2. Structure of cylindrical steel silos	11
2.1. Introduction	11
2.2. Typical structures of single-chamber cylindrical silos	12
2.3. Supporting structures of cylindrical silos	14
2.4. Complex structural and technological systems of steel silos	17
2.5. Production technology of cylindrical silo shells	18
2.6. Operation terms of steel silos	21
3. Loads of cylindrical steel silo shells	23
3.1. Introduction	23
3.2. Climate loads	24
3.2.1. Wind load	24
3.2.2. Snow load	27
3.2.3. Temperature load	27
3.3. Load from stored material	28
3.4. Load from technological equipment	30
3.4.1. Equipment placed on silo roofs	30
3.4.2. Equipment enabling discharge process	31
3.5. Seismic and paraseismic loads	31
3.6. Effects of nonuniform support of a silo shell	32
3.7. Loads from operational disturbances	33
3.7.1. Loads of a shell during arching of loose material	33
3.7.2. Loads of a shell during liquidation of arch	36
3.7.3. Loads of a shell during dust explosion	38
4. Stability of cylindrical silo shells under axial uniform compression	40
4.1. Introduction	40
4.2. Uniform support of the lower edge of a silo shell	42
4.2.1. Uniform load on the upper edge	42
4.2.2. Effect of geometrical imperfections of silo shells on the load-bearing capacity	48
4.2.3. Problems of non-linear stability of cylindrical silo shells	51
4.2.4. Practical problems of design of cylindrical silo shells	53
4.3. Local support of cylindrical silo shell	55
4.3.1. Criterion of maximal stresses	55

4.3.2. State of stresses in the zone of a local support	59
4.3.3. Criterion of reduced stresses	65
4.3.4. Critical reaction of a local support	68
5. Investigations of local stability of longitudinally compressed cylindrical silo shells locally	72
5.1. Introduction	72
5.2. Numerical analyses of local stability of longitudinally compressed silo shells	73
5.3. Experimental investigations on local stability of longitudinally compressed silo shells	75
5.4. Effect of local supporting widths on load-bearing capacity of cylindrical silo shells	78
5.5. Effect of a number of local supports on load-bearing capacity of cylindrical silo shells	86
5.6. Effect of stiffness of a ring on load-bearing capacity of locally supported cylindrical silo shells	89
5.7. Method of critical boundary stresses in analysis of local stability of longitudinally compressed silo shells	95
5.8. Summary	100
6. Stability of cylindrical steel silo shells under eccentric compression	101
6.1. Introduction	101
6.2. General solution	102
6.3. Investigations on cylindrical shells under eccentric compression	104
6.4. Practical possibilities of application of obtained results	108
6.5. Shell under eccentric compression supported on columns	109
6.6. Summary	111
7. Stability of cylindrical steel silo shells under local internal underpressure	112
7.1. Introduction	112
7.2. Stability of cylindrical silo shells under local underpressure	115
7.3. Conclusions	119
8. Real cases of structures and operation	121
8.1. Unprecise supporting of shells on column heads	121
8.2. Local instability of short silo shells	126
8.3. Combined action of meridional and circumferential compression	130
8.4. Stiffening of a cylindrical silo shell by an outflow funnel	131
8.5. Effect of basic loads from stored material on local stability of silo shells	135
8.6. Effect of geometrical imperfection on a local load-bearing capacity of cylindrical silo shells	138
8.7. Basic reasons of failures of steel silos	146
9. Concluding remarks	148
9.1. Summary	148
9.2. Practical conclusions	149
9.3. Directions of prospective studies	151
Literature	153



PRACE NAUKOWE INSTYTUTU BUDOWNICTWA
(wydane w latach 1994–2003)

- Nr 67, Monografie nr 30, M. Szechiński, *Deformacje zginanych elementów żelbetowych obciążonych długotrwale*, Wrocław 1996
- Nr 68, Konferencje nr 21, *Proceedings of the Third Interuniversity Research Conference*, Wrocław 1994
- Nr 69, Konferencje nr 22, *Materiały kompozytowe – właściwości, wytwarzanie, zastosowanie*. I Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 1997
- Nr 70, Konferencje nr 23, *Budownictwo betonowe w energetyce*. I Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 1998
- Nr 71, Konferencje nr 24, *Problemy remontowe w budownictwie ogólnym*. VIII Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 1998
- Nr 72, Monografie nr 31, H. Nowak, *Oddziaływanie ciepłego promieniowania środowiska zewnętrznego na budynek*, Wrocław 1999
- Nr 73, Monografie nr 32, A. Ubysz, *Odształcenia plastyczne i samonapężenia w żelbetowych konstrukcjach prętowych*, Wrocław 1999
- Nr 74, Konferencje nr 25, *Problemy projektowania oraz optymalizacja rozwiązań materiałowych i technologii wykonywania obiektów w aspekcie trwałości i ochrony przed korozją*. XI Konferencja OKTRA '99, Wrocław 1999
- Nr 75, Konferencje nr 26, *Materiały kompozytowe – właściwości, wytwarzanie, zastosowanie*. II Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 1999
- Nr 76, Monografie nr 33, J. Hoła, *Napężenia inicjujące i krytyczne a destrukcja naprężeniowa w betonie ściskanym*, Wrocław 2000
- Nr 77, Monografie nr 34, Z. Hejducki, *Sprężenia czasowe w metodach organizacji złożonych procesów budowlanych*, Wrocław 2000
- Nr 78, Konferencje nr 27, *Problemy eksploatacji, remontów i wznoszenia budowlanych obiektów energetycznych*, II Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 2000
- Nr 79, Konferencje nr 28, *Diagnostyka, utrzymanie, remonty, modernizacje oraz budowa obiektów budowlanych na terenie Lubńskiego Zagłębia Miedziowego*, Wrocław 2001
- Nr 80, Konferencje nr 29, *Materiały kompozytowe – właściwości, wytwarzanie, zastosowanie*. III Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 2001
- Nr 81, Konferencje nr 30, *Budownictwo w energetyce*, III Konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 2002
- Nr 82, Konferencje nr 31, *Problemy remontowe w budownictwie ogólnym i obiektach zabytkowych*, X Jubileuszowa konferencja naukowo-techniczna, Wrocław 2002



BIBLIOTEKA GŁÓWNA

315098L/1



Wydawnictwa Politechniki Wrocławskiej
są do nabycia w następujących księgarniach:
„Politechnika”

Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
bud. A-1 PWr., tel. (0-71) 320-25-34;

„Tech”
plac Grunwaldzki 13, 50-377 Wrocław
bud. D-1 PWr., tel. (0-71) 320-32-52

Prowadzimy sprzedaż wysyłkową

ISSN 0324-9875