

Na prawach rękopisu

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego
Politechniki Wrocławskiej

**Obciążenia płaskich den i podatnych
walcowych płaszczy silosów stalowych od
składowanych materiałów sypkich**

Raport serii PRE nr 1/2019

Mateusz Kuśnierek

Słowa kluczowe:

silos stalowy,
podatność płaszcza,
obciążenia silosu

Wrocław, styczeń 2019 r

Autor:

mgr inż. Mateusz Kuśnierek

Politechnika Wroclawska

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego

Katedra Konstrukcji Budowlanych

Pl. Grunwaldzki 11

50-377 Wrocław

tel. 071 320 23 45, fax. 071 320 36 45,

e-mail: wydz.bud@pwr.edu.pl

Promotor:

dr hab. inż. Eugeniusz Hotała, prof. uczelni

Promotor pomocniczy:

dr inż. Łukasz Skotny

Raport wpłynął do Redakcji Wydawnictw Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wroclawskiej w styczniu 2019 r.

	Autor	1 egz.
Lista odbiorców:	Archiwum W-2	1 egz.
	Promotor i Recenzenci	3 egz.
	Przewodniczący Komisji Doktorskiej	1 egz.
	<hr/>	
	Razem	6 egz.

SPIS TREŚCI

	str.
1. WSTĘP.....	7
1.1. Geneza tematu pracy.....	7
1.2. Przedmiot, cel i zakres pracy.....	9
1.3. Ważniejsze oznaczenia.....	11
2. OBCIĄŻENIA DEN I PODATNYCH WALCOWYCH PŁASZCZY SILOSÓW STALOWYCH.....	13
2.1. Wprowadzenie.....	13
2.2. Obciążenia płaszczu silosu.....	14
2.3. Obciążenia den silosów.....	19
2.4. Badania obciążeń płaszczu i den silosów.....	21
2.5. Parametry rozkładu obciążeń w silosach.....	23
2.6. Badania wpływu podatności konstrukcji silosów na obciążenia ścian i den od materiału wypełniającego.....	27
2.7. Analizy numeryczne.....	47
2.7.1. Wstęp.....	47
2.7.2. Metoda elementów skończonych.....	47
2.7.3. Metoda elementów dyskretnych.....	50
2.7.4. Analizy numeryczne obciążeń w podatnych silosach z blach falistych.....	52
2.8. Zagadnienie normalizacyjne i badawcze.....	55
3. CELE I TEZY ROZPRAWY DOKTORSKIEJ.....	57
4. BADANIA EKSPERYMENTALNE WALCOWYCH, PŁASKODENNYCH SILOSÓW Z BLACH FALISTYCH.....	57
4.1. Cel i zakres badań.....	57
4.2. Modele badawcze silosów.....	58
4.3. Stanowiska badawcze i aparatura pomiarowa.....	61
4.4. Wyniki z badań doświadczalnych właściwości granulatu HDPE.....	66
4.5. Wyniki z badań doświadczalnych modelu realnego silosu.....	67
4.5.1. Wyniki badań obciążeń pionowych płaszczu.....	69
4.5.2. Wyniki badań obciążeń poziomych płaszczu.....	81
4.6. Wyniki badań doświadczalnych modelu jednostkowego silosu.....	84
4.6.1. Wyniki badań współczynnika rozdziału obciążenia k	84
4.7. Analiza wyników badań.....	91

4.8. Wnioski końcowe z badań doświadczalnych.....	92
5. ANALIZY NUMERYCZNE OBCIĄŻEŃ WALCOWYCH SILOSÓW Z BLACHY FALISTEJ.....	93
5.1. Model numeryczny silosu wypełnionego ośrodkiem sypkim.....	93
5.2. Dobór rodzaju analizy i elementów skończonych	95
5.3. Opis modeli numerycznych i prowadzonych analiz	98
5.4. Oznaczenie modeli numerycznych	99
5.5. Weryfikacja zastosowanego modelu numerycznego	100
5.6. Weryfikacja rozdziału obciążeń w uźebrowanym silosie z blachy falistej.....	108
5.7. Wyniki analiz numerycznych.....	110
5.7.1. Wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f wypełnionego pszenicą.....	110
5.7.2. Wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f wypełnionego piaskiem.....	117
5.7.3. Wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na rozkład i wartości parcia poziomego p_h - pszenica	122
5.7.4. Wpływ średnicy silosu na wartość współczynnika k_f - pszenica	126
5.7.5. Wpływ podatności równoleżnikowej płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f i ilorazu parcia bocznego K	128
5.8. Wnioski z analiz numerycznych	131
6. PROPOZYCJA SZACOWANIA PIONOWYCH OBCIĄŻEŃ PODATNYCH PŁASZCZY SILOSÓW Z BLACHY FALISTEJ.....	133
6.1. Obciążenie pionowe nieuźebrowanych płaszczy silosów z blach falistych.....	133
6.1.1. Obciążenie pionowe nieuźebrowanych płaszczy silosów z blach falistych wypełnionych pszenicą – stan napełnienia.....	134
7. PODSUMOWANIE ROZPRAWY I KIERUNKI DALSZYCH BADAŃ.....	136
8. LITERATURA	139
9. STRESZCZENIE	146

1. WSTĘP

1.1. Geneza tematu pracy

Silosy metalowe o płaszcach z blach falistych wykorzystywane są przede wszystkim w rolnictwie oraz przemyśle, do magazynowania i przechowywania materiałów sypkich o zróżnicowanych właściwościach. Konstrukcje metalowych silosów z blach falistych składają się z płaszcza o przekroju kołowym, stożkowego dachu oraz, w zależności od przewidzianej technologii transportu ośrodka sypkiego, płaskiego dna lub stożkowego leja wysypowego. Pojemność eksploatacyjna takich silosów wynosi od kilkunastu metrów sześciennych, w przypadku silosów spedycyjnych, do nawet kilkunastu tysięcy metrów sześciennych, najczęściej zbiorników wchodzących w skład dużych elewatorów zbożowych. Płaszcze małych silosów mogą składać się wyłącznie z blachy falistej o horyzontalnym układzie fal, natomiast większe silosy, z uwagi na duże siły ściskające w płaszczu wymagają południkowego uźebrowania. W porównaniu do podobnych konstrukcji żelbetowych, silosy metalowe charakteryzują się stosunkowo krótkim czasem montażu, lekkością konstrukcji oraz możliwością demontażu obiektu i wzniesieniu go w nowym miejscu docelowym dzięki zastosowaniu połączeń śrubowych. Podobnie jak w przypadku innych konstrukcji metalowych konstrukcje te należy zabezpieczyć antykorozyjnie.

Bardzo ważnym aspektem w przypadku silosów metalowych z blach falistych jest podatność południkowa płaszcza. W mniejszych silosach o nieuźebrowanym płaszczu lub częściowym uźebrowaniu dochodzi do zmiany sposobu pracy konstrukcji wywołanej bardzo dużą podatnością południkową płaszcza o horyzontalnym układzie fal. W tego typu konstrukcjach większa część obciążeń od ciężaru materiału wypełniającego jest przekazywana na płaskie dno silosu lub stożkowy lej, co wynika m.in. z rezultatów prac [1], [65]. W większości silosów płaskodennych płaskie dno tworzy bezpośrednio płyta fundamentowa dlatego zwiększenie obciążenia dna silosu, a odciążenie płaszcza z reguły jest zjawiskiem pożądanym, ułatwiającym opróżnianie silosu. W przypadku silosów lejowych zjawisko zwiększenia obciążenia pionowego może wywołać awarię silosu [24], [29], zapoczątkowaną oberwaniem stożkowego leja (rys. 1.2). Na poniższych rysunkach (rys. 1.1 i 1.2) przedstawiono konstrukcje silosów nieuźebrowanych oraz o częściowym i pełnym uźebrowaniu południkowym płaszczy.

a)



b)



Rys. 1.1. Widok konstrukcji silosu z blachy falistej a) z żebrami na całej wysokości płaszcza b) z płaszczem częściowo uźebrowanym [65]

Większość przeprowadzonych dotychczas badań dotyczących wpływu podatności płaszcza na rozkład obciążeń od ciężaru składowanego materiału dotyczyła konstrukcji silosów z wymuszoną podatnością południkową lub obwodową. Badania takie przeprowadzili m.in. Kamiński [39], Ivanov [33], Lenczner [52], Jahns [35]. Obszerne badania dotyczące z kolei właściwości materiałów sypkich i ich wpływu na rozkład obciążeń w silosach przeprowadzili m.in. Horabik, Molenda i Rusinek [18], [20], [21], [22], [23].

W ostatnich latach w Politechnice Wrocławskiej rozpoczęto badania silosów z blach falistych, w celu oceny podatności południkowej płaszcza na rozkład obciążeń w silosie od ciężaru składowanego ośrodka. Badania doświadczalne rozpoczęli Hotała i Zambrowicz na modelu silosu płaskodennego [31], a kontynuowali je Pawłowski [65] na modelu silosu lejowego i Aniszczyk [1], która rozszerzyła badania silosów płaskodennych o przypadki mimośrodowego opróżniania. Ponadto Aniszczyk przeprowadziła szereg badań silosów o wiotkich, tkaninowych płaszczach. Przeprowadzone dotychczas badania nie pozwalają dokonać szerszego uogólnienia omawianego problemu badawczego. Żaden z badaczy nie określił dotychczas w jasny sposób zależności, która pozwoliła by na ocenę rozkładu obciążeń pionowych w podatnych południkowo płaszczach silosów z blach falistych. Zdaniem autora liczba przeprowadzonych badań nadal jest niewystarczająca, a ponadto nie zbudowano do tej pory modelu numerycznego, pozwalającego analizować silosy o innej geometrii, niż ta, która była przedmiotem jednostkowych badań. Kuczyńska i inni [48] w badaniach numerycznych

wykonali analizę obciążeń w nieuzębrowanym silosie z blachy falistej, w której dowodzą, że rozkład zarówno parcia poziomego p_h jak i tarcia p_w znacząco odbiega od normowego [80].



Rys. 1.2. Oberwanie leja a) silosu nieuzębrowanego b) silosu z częściowo uzębrowanym płaszczem [65]

Praca ta jest kontynuacją i rozszerzeniem prac prowadzonych w Katedrze Konstrukcji Metalowych Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej [1], [65] dotyczących wpływu podatności południkowej na rozkład obciążeń w silosach z blach falistych. W niniejszej pracy zajęto się przede wszystkim wykazaniem wpływu podatności południkowej oraz wymuszonych przemieszczeń pionowych nieuzębrowanego płaszcza silosu z blachy falistej na rozkład obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka na płaszcz i płaskie dno silosu. Podjęto także próbę budowy modelu numerycznego do wyznaczania obciążeń takich silosów i weryfikacji tego modelu, wykorzystując wyniki przeprowadzonych dotychczas badań doświadczalnych. Wyniki analiz numerycznych wykorzystane będą do opracowania procedury analitycznej, umożliwiającej wyznaczenie pionowych obciążeń podatnych płaszczy silosów, szczególnie z blach falistych.

1.2. Przedmiot, cel i zakres pracy

Przedmiotem pracy są analizy numeryczne i badania eksperymentalne dotyczące rozkładu obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka na dno i płaszcz silosów o płaszczech z blachy falistej o horyzontalnym układzie fal. Badania doświadczalne dotyczą zarówno stanu napełniania, jak i opróżniania. Podstawowymi przypadkami konstrukcyjnymi poddanymi

analizie numerycznej i badaniom doświadczalnym są nieuźebrowane i w pełni uźebrowane walcowe powłoki płaszczy z blachy falistej. Ponadto prowadzono badania doświadczalne płaszczy silosów o zróżnicowanej długości żeber południkowych l_z .

Podstawowym celem pracy jest wykazanie istotnego wpływu sztywności południkowej i wymuszonych przemieszczeń południkowych podatnych walcowych płaszczy silosów na parametry rozdziału obciążeń na płaszczy i dno silosu, pochodzących od ciężaru materiału wypełniającego.

Praktycznym i naukowym celem pracy jest także opracowanie ogólnej procedury umożliwiającej wyznaczenie pionowych obciążeń podatnych południkowo, walcowych płaszczy płaskodennych silosów z blach falistych od ciężaru materiału wypełniającego.

Zakres pracy obejmuje badania doświadczalne i analizy numeryczne rozkładu obciążeń od materiału sypkiego w silosach o zróżnicowanych podatnościach południkowych. W badaniach doświadczalnych stosowano dwa modele. Jeden z nich stanowił silos w skali naturalnej o średnicy $d_{c1} = 1800$ mm i wysokości paszcza $h_{p1} = 4500$ mm. Drugi, mniejszy model laboratoryjny o tej samej średnicy był jedynie dolną cargą pierwszego silosu. W obu przypadkach rozważano modele nieuźebrowane i uźebrowane na całej wysokości. W silosie rzeczywistym analizowano również przypadki o częściowym uźebrowaniu, czyli o żebrach pionowych krótszych od długości walcowej powłoki płaszcza.

W badaniach doświadczalnych wykonywano ciągły pomiar rozkładu obciążenia pionowego od ciężaru składowanego ośrodka przypadającego na płaszczy i dno, za pomocą siłomierzy umieszczonych pod podstawami słupów badanych modeli silosów. Ponadto za pomocą tensometrów elektrooporowych, ułożonych równoległe do fali, odbywał się ciągły pomiar odkształceń obwodowych blachy falistej modeli uźebrowanych.

Docelowe analizy numeryczne zostały poprzedzone analizami mającymi charakter weryfikacyjny modelu. Właściwe analizy przeprowadzono na rzeczywistym modelu odpowiadającym temu z badań doświadczalnych. W drugim kroku analizowano powłokę o tej samej geometrii ale o innych podatnościach południkowych. W następnym etapie analiz numerycznych rozszerzono zakres badanych modeli zmieniających średnice powłok d_c , tak aby możliwa była ocena wpływu samej geometrii powłoki (średnicy d_c) na rozkład obciążenia dla stałej smukłości komory $h_c/d_c = \text{const}$. Ponadto analizowano wpływ sztywności obwodowej płaszcza silosu na parametry rozdziału obciążenia pochodzącego od ciężaru składowanego materiału sypkiego. W analizach numerycznych wykonywanych metodą elementów skończonych, wykorzystując program ABAQUS, wyznaczono globalną reakcję podporową przypadającą na płaszczy R_p oraz na dno R_d .

Uzyskane wyniki z badań doświadczalnych i z analiz numerycznych porównano z wartościami obliczonymi na podstawie normy [80], a więc zgodnymi z klasyczną teorią Janssena, odnoszącą się do powłok płaszczy silosów o sztywnych południkowo płaszczech.

Zakres pracy w pełni dostosowano do jej podstawowego celu, którym jest udowodnienie postawionych tez zawartych w rozdziale 3. Pracę zakończono krótkim podsumowaniem uzyskanych wyników z badań doświadczalnych i analiz numerycznych oraz sformułowano praktyczne wnioski rozszerzające dotychczasowy stan wiedzy.

1.3. Ważniejsze oznaczenia

Duże litery łacińskie:

- A – pole przekroju poprzecznego komory silosu,
- E – moduł sprężystości podłużnej,
- G – ciężar składowanego w silosie ośrodka sypkiego,
- K – charakterystyczna wartość ilorazu parcia bocznego,
- K_m – średnia wartość ilorazu parcia bocznego,
- K_o – wartość K ustalona w aparacie jednoosiowego ściskania,
- K_θ – sztywność obwodowa płaszcza modelu/silosu,
- K_w – sztywność południkowa płaszcza modelu/silosu,
- L – długość walcowej powłoki,
- N_w – obciążenie pionowe nieuzębrowanego płaszcza silosu z blachy falistej od ciężaru składowanego ośrodka w kN/m,
- R – promień zagięcia grzbietu i doliny fali blachy falistej,
- U – obwód komory silosu,
- U_{ph} – parametr nierównomierności parcia poziomego.

Małe litery łacińskie:

- a_k – współczynnik zmienności ilorazu parcia bocznego,
- a_ϕ – współczynnik zmienności kąta tarcia wewnętrznego ośrodka sypkiego,
- a_μ – współczynnik zmienności współczynnika tarcia ośrodka sypkiego po ścianie,
- c – kohezja ośrodka sypkiego,
- d – wysokość fali blachy falistej,
- d_c – wymiar charakterystyczny rzutu przekroju poprzecznego modelu/silosu/średnica silosu,
- h_c – wysokość pionowego segmentu ściany silosu od punktu przejściowego do

- powierzchni zastępczej,
- h_c/d_c – smukłość silosu,
- h_p – całkowita wysokość walcowego płaszcza silosu/modelu badawczego,
- k – współczynnik rozkładu pionowego obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka w silosie,
- k_f – współczynnik rozkładu pionowego obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka w silosie w fazie napełniania,
- k_e – współczynnik rozkładu pionowego obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka w silosie w fazie opróżniania,
- k_{mod1} – współczynnik modyfikacyjny obciążenia pionowego płaszcza z uwagi na południkową sztywność K_w płaszcza,
- k_{mod2} – współczynnik modyfikacyjny obciążenia pionowego płaszcza z uwagi na średnicę silosu d_c
- l – długość fali blachy falistej,
- l_z – długość południkowego zebra usztywniającego powłokę,
- n_{zsk} – wymuszone, południkowe obciążenie płaszcza modelu na jednostkę obwodu,
- p_h – wartość naporu poziomego na ściany silosu,
- p_{hf} – wartość naporu poziomego na ściany silosu po napełnieniu komory,
- p_{he} – wartość naporu poziomego na ściany silosu przy opróżnianiu,
- p_v – wartość naporu pionowego w silosie,
- p_w – wartość naporu stycznego na ściany silosu,
- r – promień walcowej powłoki płaszcza silosu,
- t – grubość blachy falistej/płaskiej
- z – głębokość mierzona poniżej powierzchni zastępczej ośrodka.

Duże litery łacińskie:

- Δ – skrótowiec osiowe powłoki badanego płaszcza.

Małe litery greckie:

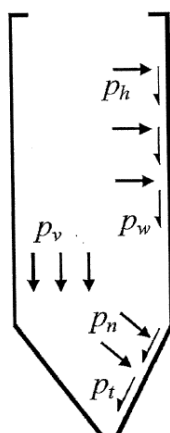
- γ – ciężar objętościowy ośrodka sypkiego,
- ε – południkowe, jednostkowe odkształcenie powłoki płaszcza modelu/silosu,
- ε_0 – obwodowe odkształcenie powłoki płaszcza modelu/silosu,
- μ – współczynnik tarcia materiału sypkiego o ścianę płaszcza silosu z blachy płaskiej,
- μ_{eff} – współczynnik tarcia materiału sypkiego o ścianę płaszcza silosu z blachy falistej,

- φ_i – kąt tarcia wewnętrznego,
- φ_{im} – średnia wartość kąta tarcia wewnętrznego,
- φ_w – kąt tarcia pomiędzy ośrodkiem i ścianą silosu.

2. OBCIĄŻENIA DEN I PODATNYCH WALCOWYCH PŁASZCZY SILOSÓW STALOWYCH

2.1. Wprowadzenie

Dominującym obciążeniem silosów jest ciężar składowanego w nim ośrodka sypkiego, który oddziałuje na poszczególne elementy konstrukcyjne poprzez parcie normalne p_h i p_n oraz wynikające z tego parcia, tarcie powierzchniowe o ściany silosu p_w i p_t (rys. 2.1). Dno silosów płaskodennych jest obciążone parciem pionowym oznaczanym jako p_v . Poszczególne parcia wyznacza się najczęściej na podstawie teorii Janssena [36], która wywodzi się z zasad mechaniki gruntów. Obecnie rozwiązanie Janssena wykorzystywane jest praktycznie we wszystkich normatywach m.in. w [80]. Zasadniczo obciążenia od ośrodka sypkiego można podzielić na stan statyczny oraz stan kinetyczny. W stanie statycznym materiał sypki znajduje się w spoczynku, natomiast stan kinetyczny obejmuje obciążenie wywołane ruchem ośrodka sypkiego. Obciążenie silosów od składowanego ośrodka sypkiego zależy od wielu czynników. Największe znaczenie mają właściwości ośrodka sypkiego występujące w danej chwili. Do podstawowych właściwości materiału, determinujących obciążenie, należą ciężar objętościowy ośrodka γ , kąt tarcia wewnętrznego φ_i , iloraz parcia bocznego K oraz współczynnik tarcia μ materiału o ścianę silosu. Właściwości te zależą w dużej mierze od stopnia wilgotności ośrodka ale także od warunków i czasu składowania oraz od sposobu napełniania i opróżniania.



Rys. 2.1. Parcie od składowanego ośrodka sypkiego na ściany silosu zgodnie z [80]

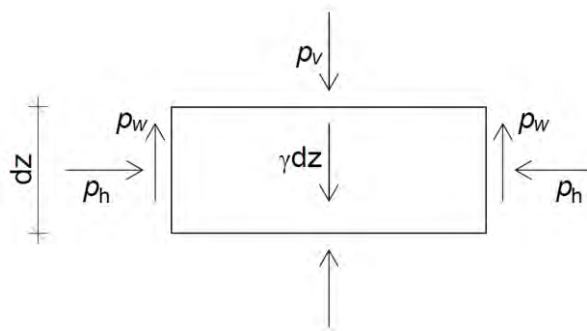
Kolejnym czynnikiem wpływającym na obciążenie silosu jest jego geometria oraz kształt przekroju poprzecznego. Zmiana smukłości silosu, tzn. stosunku h_c/d_c wywołuje zmianę

rozkładu obciążenia. W obowiązującej normie [80] dokonano umownego podziału silosów na silosy smukłe $h_c/d_c \geq 2,0$, silosy o średniej smukłości $1,0 \leq h_c/d_c < 2,0$, niskie gdy $0,4 \leq h_c/d_c < 1,0$ oraz retencyjne $h_c/d_c < 0,4$. Odrębną grupę stanowią silosy zawierające ośrodki napowietrzane, które traktuje się zawsze jako smukłe. W każdej klasie smukłości, w przypadkach niecentrycznego opróżniania formuje się niecentryczny kanał przepływu, który powoduje duże zróżnicowanie obciążenia po obwodzie silosu. Niecentryczne zasypywanie prowadzi do utworzenia niecentrycznego stożka nasypowego, co powoduje zróżnicowany stopień zagęszczenia w poszczególnych częściach silosu, co z kolei skutkuje niesymetrycznym parciem ośrodka. Ponadto zastosowanie wewnętrznych elementów konstrukcyjnych lub urządzeń mechanicznych czy pneumatycznych może prowadzić do znacznego przegrupowania obciążenia. Ostatnie badania wykonane w Politechnice Wrocławskiej [1], [65] wykazują, że podatność południkowa płaszcza może istotnie wpływać na rozkład obciążeń od składowanego ośrodka sypkiego, co nie jest uwzględniane w obowiązujących normatywach [80]. Wszystkie powyżej opisane czynniki sprawiają, że prawidłowe wyznaczenie obciążeń w silosie jest bardzo trudne, wręcz niemożliwe, dlatego też w obowiązującej normie [80] wprowadzono współczynniki zmienności właściwości ośrodka a_k , a_ϕ , a_μ oraz współczynnik częściowy w stanie granicznym nośności na poziomie $\gamma_F = 1,5$.

2.2. Obciążenia płaszcza silosu

Wykorzystując założenia mechaniki gruntów wyróżnia się czynny (aktywny) i bierny (pasywny) graniczny stan równowagi materiału sypkiego w silosie. Stan czynny utożsamiany jest z napełnianiem silosu, natomiast bierny z opróżnianiem. Stan czynny występuje, gdy znaczne odkształcenia poziome płaszcza silosu powodują zniszczenie struktury ośrodka sypkiego, natomiast stan bierny występuje przy pionowych odkształceniach dna również prowadząc do naruszenia struktury ośrodka sypkiego.

Na przełomie lat opracowano wiele rozwiązań teoretycznych, dotyczących wyznaczenia naporu ośrodka sypkiego w stanie statycznym. Jako pierwszy problematykę wyznaczenia obciążeń w komorze silosu podjął Janssen [36]. W swoich rozważaniach wyodrębnił nieskończenie cienki plaster ośrodka sypkiego (rys. 2.2) dla którego opisał różniczkowe równania równowagi. Do rozwiązania tych równań Janssen przyjął założenie o niezmienności ilorazu parcia poziomego p_h do pionowego p_v na wysokości komory. Ponadto założył, że w danym przekroju poziomym wartość naporu pionowego p_v jest stała oraz, że współczynnik tarcia μ materiału o ścianę dla danego ośrodka sypkiego również jest stały na wysokości komory silosu.



Rys. 2.2. Układ sił działających na wyodrębniony płaski plaster materiału [36]

W wyniku rozwiązania różniczkowego równania równowagi sił Janssen otrzymał następujące zależności na składowe parę na dowolnym poziomie:

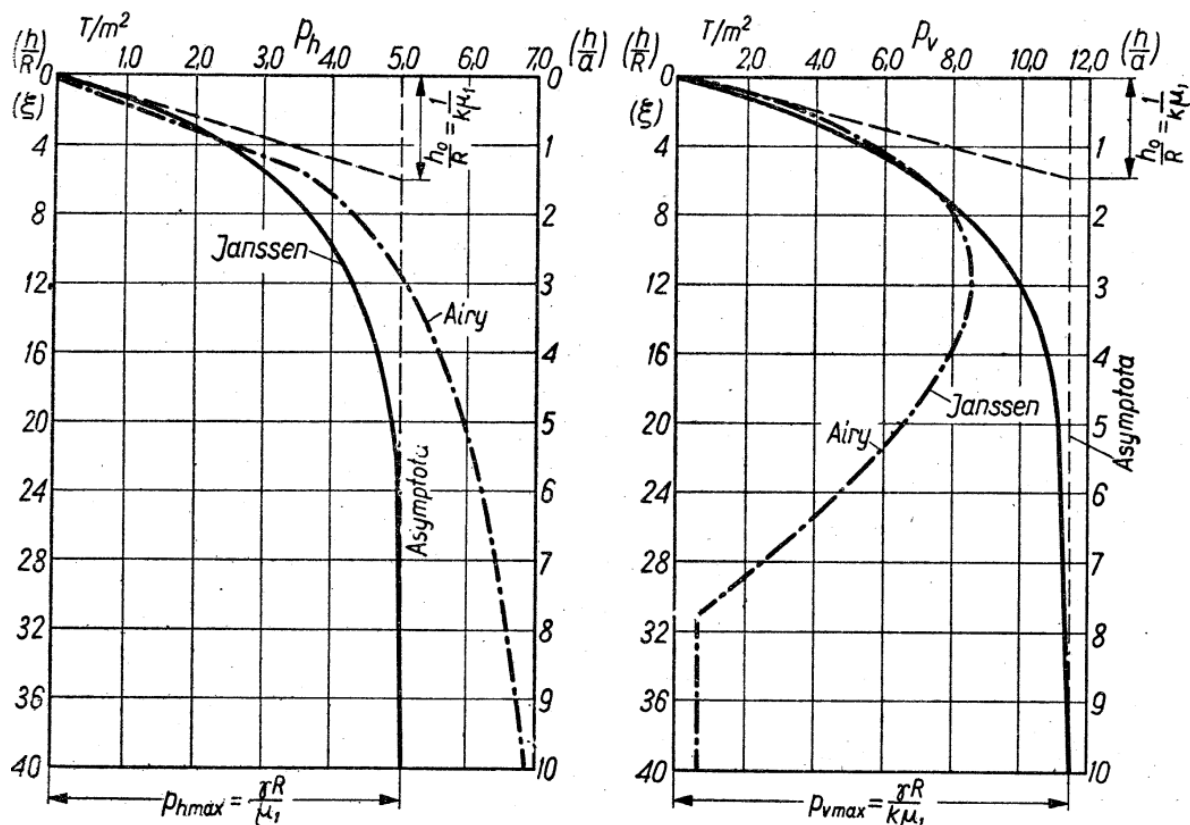
$$p_h = \frac{\gamma A}{tg\phi_w \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{K \cdot tg\phi_w \cdot U}{A} z} \right), \quad (2.1)$$

$$p_v = \frac{\gamma A}{K \cdot tg\phi_w \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{K \cdot tg\phi_w \cdot U}{A} z} \right), \quad (2.2)$$

$$p_w = \frac{\gamma A}{U} \left(1 - e^{-\frac{K \cdot tg\phi_w \cdot U}{A} z} \right), \quad (2.3)$$

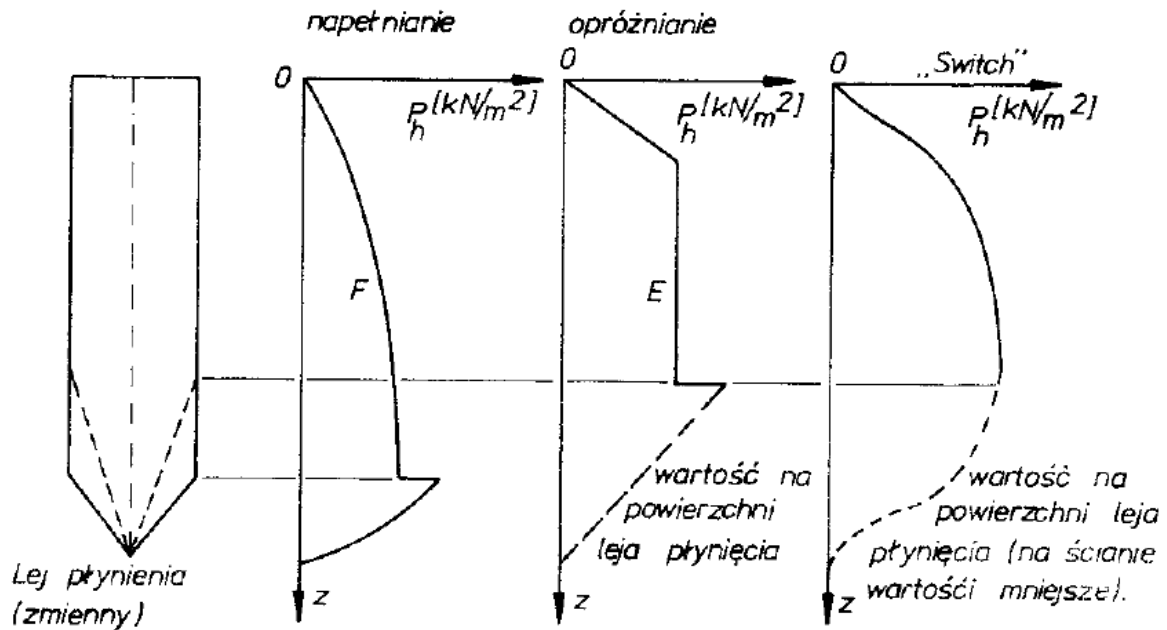
gdzie: γ – ciężar objętościowy ośrodka sypkiego, K – iloraz parcia poziomego i pionowego, ϕ_w – kąt tarcia pomiędzy ośrodkiem i ścianą silosu, A - powierzchnia przekroju poprzecznego komory silosu, U - obwód komory, z – głębokość poniżej powierzchni zastępczej ośrodka sypkiego.

Wyprowadzone przez Janssena wzory 2.1, 2.2, 2.3 dotyczyły przypadku stanu statycznego, nie uwzględniały wystąpienia efektów bezwładnościowych powodujących wzrost naporu poziomego w trakcie opróżniania silosu. Wykorzystując rozwiązanie Janssena, Koenen [45] przyjął zmienność ilorazu naporu poziomego i pionowego. Bovey [6] wykazał, że założenia przyjęte przez Janssena o stałości ilorazu parcia poziomego p_h do pionowego p_v jest błędne. Z czasem tematyką obciążeń silosów zajmowało się wielu badaczy, którzy proponowali własne sposoby uwzględnienia wzrostu naporu poziomego p_h w trakcie opróżniania. Dokonano uogólnienia rozwiązania Janssena na komory o różnych kształtach. Odmienną metodę wyznaczania parć w silosach zaproponował Airy, którą opisano w pracy [39]. W jego rozwiązaniu parcia wyznaczało się w analogiczny sposób jak dla przypadku napierającej masy ziemnej pomiędzy dwoma ścianami, a końcowy wynik Airy uzależnił od wartości kąta tarcia wewnętrznego ϕ_i oraz współczynnika tarcia μ . Na rys. 2.3 zobrazowano porównanie wyników uzyskanych w oparciu o metodę Janssena i Airyego. Metoda Airyego daje zawyżone wartości parć poziomych p_h , jednocześnie zaniżając parcie pionowe p_v . Powyższe wynika z niedoskonałości założeń przy wyznaczaniu parć poziomych [40].



Rys. 2.3. Porównanie wyników parć poziomego i pionowego wyznaczonych wg teorii Janssena i Airyego dla cylindrycznego silosu napełnionego pszenicą [39]

Na podstawie własnych wyników badań bracia Reimbert [70] zaproponowali zmianę funkcji eksponentialnej na hiperboliczną w rozwiązaniu Janssena oraz wprowadzili współczynniki korekcyjne do wyznaczania naporu podczas opróżniania. Ciekawą propozycję wyznaczania parć poziomych w silosie zaproponował Jenike i inni [37] i [38]. Założyli, że w ośrodku sytkim występują 2 stany naprężeń, czynny odpowiadający całkowitemu napełnieniu (obciążenie wstępne) oraz bierny, który powstaje na początku procesu opróżniania w dolnej części silosu. Na granicy tych dwóch stanów wyodrębnili stan przejściowy, w którym skoncentrowany napór ośrodka (tzw. switch loading) znacznie przewyższa obciążenie wstępne. Lokalizacja punktu oddziaływania skoncentrowanego naporu zależy od rodzaju przepływu ośrodka w silosie. W trakcie procesu opróżniania obszar występowania naporu biernego przemieszcza się wzdłuż pobocznic komory obejmując to coraz większy obszar. W momencie wystąpienia naporu biernego w całej komorze powstaje tzw. obciążenie płynięcia (flow loading). Rozkład naporu poziomego wg Jenike w silosie o przepływie rdzeniowym przedstawiono na rysunku 2.4.



Rys. 2.4. Napory poziome ośrodka sypkiego w silosie o przepływie rdzeniowym wg Jenike [39]

Kolejną wartą uwagi propozycję wyznaczania naporów w silosie przedstawił polski badacz Drescher [9]. Założył, że w silosie może wystąpić przepływ quasi – statyczny, dynamiczny ustalony albo dynamiczny nieustalony. Przyjęcie przepływu quasi – statycznego umożliwiło pominięcie sił bezwładności poszczególnych cząstek ośrodka, co ułatwiło rozwiązanie problemu. Drescher bazując na tych samych założeniach co Janssen, wyprowadził i rozwiązał równania różniczkowe zarówno dla przypadku silosów o równoległych jak i zbieżnych ścianach. Dla przypadku silosów o równoległych ścianach wartości parę można wyznaczyć z poniższych zależności:

$$p_v = \frac{\gamma R}{mM} \left(1 - e^{-\frac{mM}{R}z} \right), \quad (2.4)$$

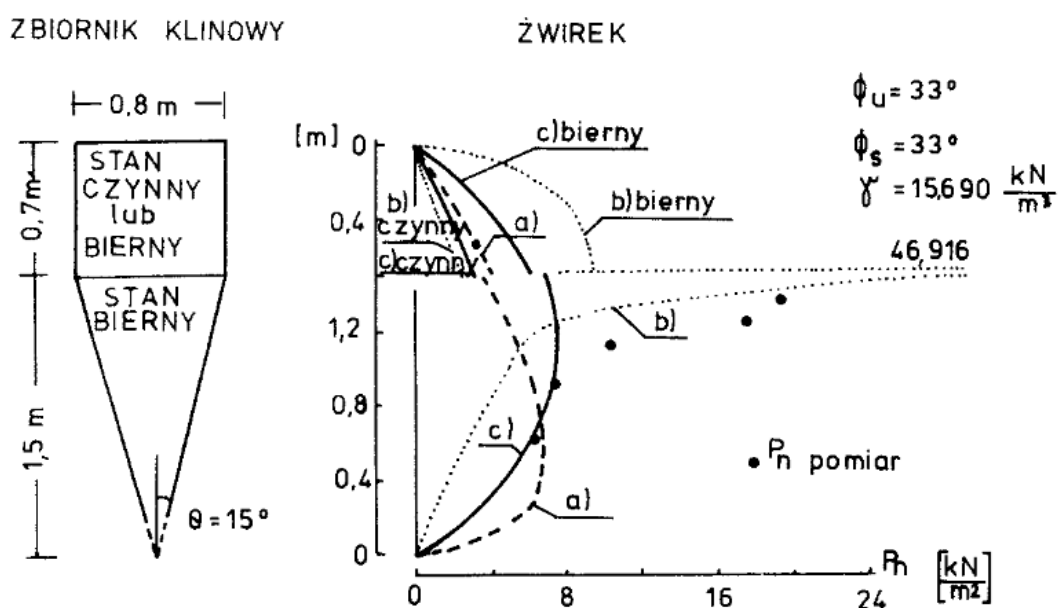
$$p_h = M \cdot p_v, \quad (2.5)$$

$$p_t = \operatorname{tg} \phi_w \cdot p_h, \quad (2.6)$$

$$M = K \cdot \operatorname{tg} \phi_w, \quad (2.7)$$

gdzie: m – parametr zależny od typu kanału ($m = 1$ dla kanału płaskiego, $m = 2$ dla kanału walcowego), M – parametr, R – promień hydrauliczny ($R = A/U$), γ – ciężar objętościowy ośrodka sypkiego, K – iloraz parcia poziomego i pionowego, ϕ_w – kąt tarcia pomiędzy ośrodkiem i ścianą silosu, A - powierzchnia przekroju poprzecznego komory silosu, U - obwód komory, z – głębokość poniżej powierzchni zastępczej ośrodka sypkiego.

Ideą rozwiązania Dreschera było powiązanie parametru M z faktycznym stanem naprężeń ośrodka w różnych fazach eksploatacji (napełnianie, składowanie, opróżnianie). Przy zastosowaniu liniowej zależności warunku plastyczności Coulomba–Mohra wyprowadził związki na stałą M dla trzech przypadków uplastycznienia ośrodka, odpowiednio uplastycznienie przy ścianie silosu, w środku komory oraz przy ścianie silosu i w środku warstwy materiału sypkiego [9]. Przy przyjęciu w różnych częściach silosu odpowiednich warunków uplastycznienia ośrodka teoretyczne rozwiązanie Dreschera pokrywa się z wynikami badań doświadczalnych Borcza (rys. 2.5).



Rys. 2.5. Porównanie wyników teoretycznych uzyskanych przez Dreschera z wynikami doświadczalnymi Borcza [39]

Opisane powyżej metody dotyczą rozwiązania opartego na teorii równowagi granicznej. Z uwagi na złożoność zagadnienia dotychczas nie opracowano teorii pozwalającej na ścisłe określenie wartości naporów dynamicznych w trakcie opróżniania silosu. Teoria Janssena jest najchętniej wykorzystywana w praktyce, a korekta wartości parcia poziomego przy opróżnianiu p_{he} jest dokonywana za pomocą współczynników wyznaczonych eksperymentalnie. W literaturze można spotkać się też z innymi rozwiązaniami wyznaczania naporów opartymi na teorii sprężystości ośrodków ciągłych oraz na hipotezie tworzenia się sklepień w ośrodku sypkim [37].

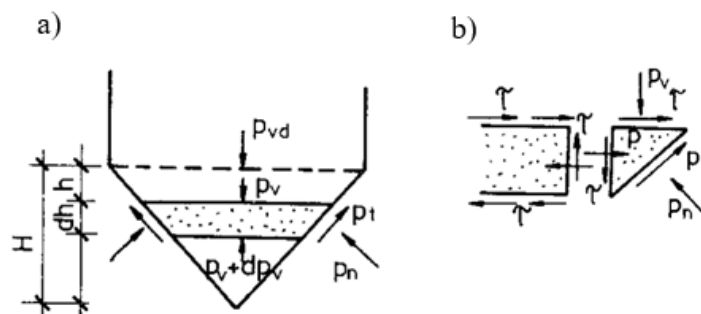
2.3. Obciążenia den silosów

W zależności od rodzaju dna silosy dzieli się na silosy z płaskim dnem, dla umownego kąta nachylenia konstrukcji dna do poziomu poniżej 5° , oraz silosy lejowe. W normie [80] dokonano podziału lejów na płytkie i strome. W lejach stromych ośrodek sypki przesuwa się w dół wzdłuż pochylonych ścian leja pod naciskiem masy materiału znajdującej się powyżej, powodując zagęszczenie ośrodka w obszarze leja. W lejach płytkich siły tarcia ośrodka o ściany leja są na tyle duże bądź nachylenie ścian jest tak małe, że ruch taki jest niemożliwy.

W celu wyznaczenia obciążenia leja silosu konieczne było rozszerzenie teorii Janssena na przypadek ścian pochylonych do płaszczyzny poziomej. Dąbrowski [8], [63] i Nowacki [63] wyprowadzili z warunków równowagi dla warstwy materiału sypkiego znajdującej się w obrębie leja nachylonego pod kątem α do płaszczyzny poziomej następujące równanie:

$$\gamma F d - F dp_v - p_v dF - p_n \frac{U_l dh}{\operatorname{tg} \alpha} - p_t U dh = 0, \quad (2.8)$$

gdzie: γ – ciężar objętościowy ośrodka sypkiego, F - powierzchnia przekroju poprzecznego na dowolnej głębokości h leja, U_l - obwód na dowolnej głębokości h leja, α – kąt nachylenia ścianek leja do płaszczyzny poziomej, p_v - napór pionowy ośrodka, p_n - napór normlany ośrodka, p_t - napór styczny ośrodka.



Rys. 2.6. Stan naprężeń w leju silosu: a) układ sił w elementarnej warstwie materiału sypkiego w obrębie leja, b) schemat sił w elemencie przyściennym [39]

Po odpowiednich przekształceniach i rozwiązaniu równania różniczkowego ostateczne wyprowadzone przez Dąbrowskiego i Nowackiego wzory na napory ośrodka sypkiego na ścianki leja w stanie napełniania przyjmują postać:

$$p_n = p_v \left(\cos^2 \alpha + K \cdot \sin^2 \alpha + \frac{\tau}{p_v} \cdot \sin 2\alpha \right), \quad (2.9)$$

$$p_t = p_v \left(\frac{1}{2} \cdot (1 - K) \cdot \sin 2\alpha - \frac{\tau}{p_v} \cos 2\alpha \right), \quad (2.10)$$

gdzie: K – iloraz parcia poziomego i pionowego, τ – graniczna wartość naprężeń ścinających

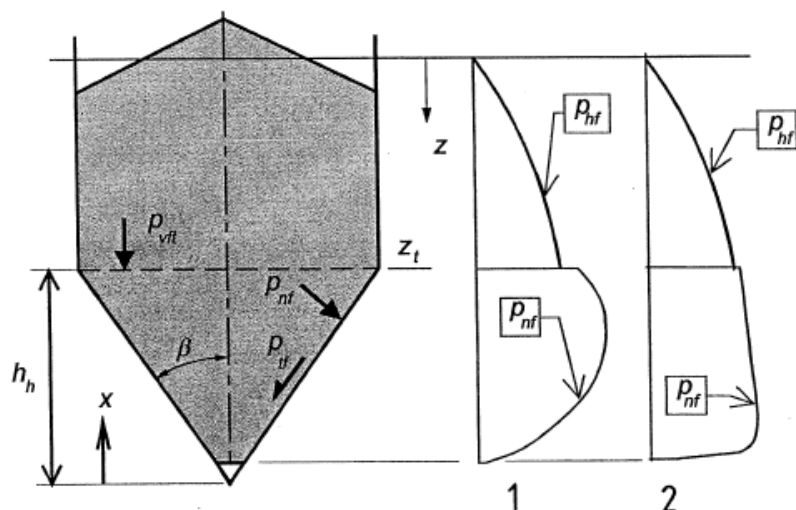
W pracy Dąbrowskiego [8] można znaleźć graniczne wartości współczynnika naporu K , które zostały wyznaczone na podstawie zależności naprężeń w kole Mohra. Dla stanu opróżniania do powyższych wzorów należy zastosować współczynniki uzyskane w badaniach doświadczalnych. Warto nadmienić, że rozkładem parć w zbieżnych komorach zajmował się również Drescher [9], który analizował kanały zarówno o przekroju kołowym jak i prostokątnym.

W obowiązujących przepisach normowych [80] średnie parcie pionowe p_{vft} w punkcie przejścia pomiędzy pionową ścianą i lejem lub przy płaskim dnie wyznacza się z zależności:

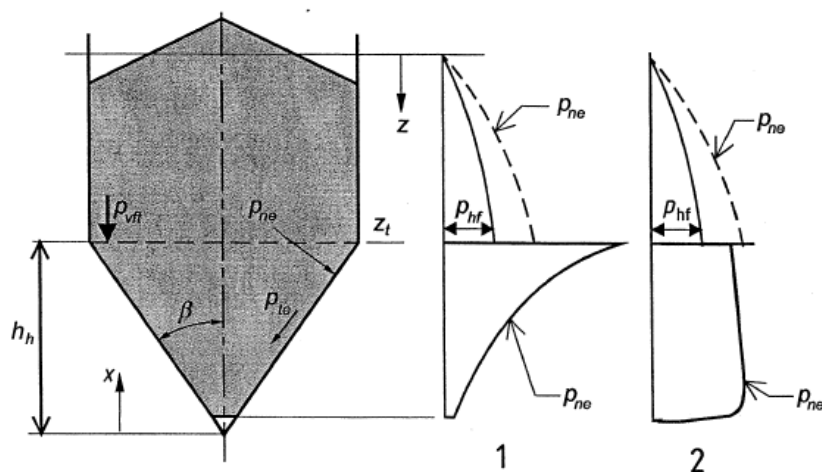
$$p_{vft} = C_b \cdot p_{vf}, \quad (2.11)$$

gdzie: C_b – współczynnik zwiększający obciążenie dna, p_{vf} – parcie pionowe przy napełnianiu w punkcie przejściowym.

Wartość współczynnika C_b zależy od przyjętej klasy oceny oddziaływań. Ponadto zwiększa się jego wartość gdy prawdopodobieństwo wystąpienia obciążeń dynamicznych jest stosunkowo duże. W szczególności ma to miejsce w przypadku silosów smukłych, w których składowane są materiały o właściwościach kohezyjnych, mających tendencje do tworzenia przesklepień lub w przypadku zastosowania wibracyjnych urządzeń, wspomagających proces opróżniania. W przypadku den płaskich obciążenie przy opróżnianiu przyjmuje się identyczne jak po zakończeniu napełniania. W silosach niskich i o średniej smukłości uwzględnia się ponadto możliwość wystąpienia większego lokalnie, obciążenia płaskiego dna niż to wynikające z wyrażenia 2.11. W przypadku silosów lejowych obciążenie ścian leja jest spowodowanearciem pionowym p_{vft} ośrodka znajdującego się powyżej leja oraz ciężarem materiału w obrębie samego leja. W punkcie przejściowym ściany silosu, poniżej którego ściany leja zbiegają się do wspólnego punktu, występuje wzrost parcia normalnego co jest wywołane przez zmniejszenie pola przekroju poprzecznego silosu. Przyjmuje się odmienny rozkład parcia na ściany dla przypadku leja płytkiego i stromego (rys 2.7). Przy opróżnianiu silosów o stromych lejach powstaje przepływ masowy, który skutkuje znacznym wzrostem naporu w strefie przejściowej (rys 2.8). Duży wkład przy wyznaczaniu obciążeń lejów podczas opróżniania wniósł Enstad [11], który opracował własną teorię rekomendowaną w normatywach.



Rys. 2.7. Rozkład parcia normalnego przy napełnianiu: a) silos z stromym lejem, b) silos z płytkim lejem [80]



Rys. 2.8. Rozkład parcia normalnego przy opróżnianiu: a) silos z stromym lejem, b) silos z płytkim lejem [80]

2.4. Badania obciążeń płaszczy i den silosów

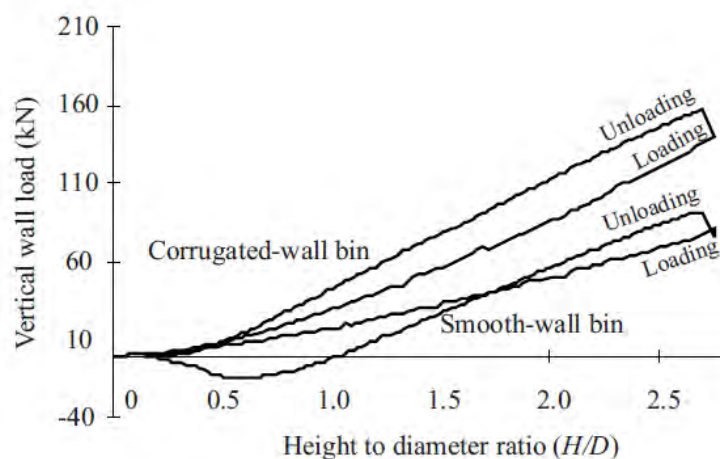
Na przestrzeni ostatnich kilkudziesięciu lat wielu badaczy zajmowało się badaniem naporów w silosach o czym wspomniano w poprzednich rozdziałach. Nie sposób przytoczyć wszystkich badaczy i ich wkład w rozwój teorii obciążeń, warto jednak podkreślić, że liczna grupa badaczy zajmująca się tematyką obciążeń silosów, zarówno stalowych jak i żelbetowych pochodzi z Politechniki Wrocławskiej. W ośrodku tym swoje badania prowadzili m.in. Mitzel [57], Dyczkowski [10], Borcz [5], Kamiński [10], [39], [40], [41], Kobiela [43], [44], Rybiański [40], [71], Hotała [24], [25], [26], [27], [28], [29], [30], [31], [32], Klimek [42] czy Antonowicz [2], który badał wpływ geometrii urządzeń odciążających na przepływ materiału sypkiego i rozkład, i wartości naporów w silosie.

Duży wkład w rozpoznanie obciążeń termicznych w silosach i opis modelu interakcji konstrukcji ściany silosu i ośrodka sypkiego wnieśli Łapko i Prusiel [54], [55], [66], [67], [68]. Prusiel w pracy [66] wyznaczyła grubości warstwy przyściennej trzech różnych materiałów sypkich (gorczycy, pszenicy i piasku) tłumiącej strumień ciepła, która w znaczny sposób wpływa na zmniejszenie momentów zginających w ścianie silosu wywołanych gradientem temperatury. Prusiel opracowała autorski program obliczeniowy umożliwiający wyznaczenie rozkładów pól temperatury w żelbetowych komorach silosów. Łapko i Prusiel [56], [69] przeprowadzali również analizy silosów żelbetowych opróżnianych mimośrodowo. W pracy [69] autorzy analizowali geometrie kanału przepływu podczas mimośrodowego opróżniania silosu, wyznaczając kąt określający strefę przepływu dla wybranych materiałów sypkich.

Kolejnymi badaczami, którzy wnieśli ważny wkład w rozwój dziedziny dotyczącej obciążeń silosów, są Horabik, Molenda i inni [16], [18], [20], [21], [22], [23]. Przeprowadzone przez nich liczne badania dotyczące właściwości składowanych w silosie ośrodków sypkich wykazały jak duży jest ich wpływ na rozkład obciążeń w silosie ,pochodzących od ciężaru składowanego ośrodka. W pracach [18], [22], [23] skupiono się na wyznaczeniu stosunku naprężeń poziomych p_h do pionowych p_v (iloraz parcia bocznego K). Wcześniej podobne badania prowadzili m.in. Atewologun i Riskowski [3], Kwade i inni [49], [50] czy Lohnes [53]. Zarówno Kwade jak i Lohnes dokonywali pomiaru parcia poziomego p_h w cylindrycznym modelu, natomiast parcie pionowe p_v wyznaczali w oparciu o teorię Janssena. Lohnes wykazał, że zależność pomiędzy parciem poziomym i pionowym jest nieliniowa, zarówno podczas obciążania i odciążania materiału sypkiego, natomiast badania prowadzone przez Kwade zobrazowały wpływ kształtu ziarna oraz stopnia rozdrobnienia na równomierność rozkładu naprężeń w ośrodku sypkim. Atewologun i Riskowski [3] do wyznaczenia ilorazu parcia poziomego K ośrodka sypkiego (soja) użyli głowicy umożliwiającej pomiar naprężenia normlanego w trzech kierunkach, w jednej płaszczyźnie. Badacze umieszczali głowicę w różnych odległościach od osi modelu o średnicy $d_c = 0,91$ m i wysokość płaszcza $h_p = 2,74$ m. W różnych lokalizacjach głowicy uzyskiwali inne wartości ilorazu parcia, największe w odległości 0,3 m od osi modelu. Badania przeprowadzone przez Law i innych [51] również potwierdziły nieliniową zależność parcia poziomego p_h do pionowego p_v .

Ponadto Horabik i Molenda [19], [58], [59] przeprowadzili badania doświadczalne rozkładu obciążeń od ciężaru składowanego w silosie ośrodka. W badaniach wykorzystali zarówno na silosy z blachy płaskiej jak i z falistej, analizując centryczne i niecentryczne opróżnianie. W badaniach tych wyznaczano wypadkową siłę pionową wywieraną na płaszcza przez ziarno oraz wypadkowy moment siły stanowiący miarę asymetrii obciążenia.

Wykorzystując płaskodenny model silosu z blachy płaskiej o średnicy $d_c = 2,4$ m i wysokości płaszcza $h_p = 7,3$ m, Horabik analizował m.in. wpływ częściowego napełniania i opróżniania. Przeprowadzone badania wykazały, że w przypadku cyklicznego napełniania, opróżniania i ponownego dopełniania silosu niewielkimi porcjami efekty dynamiczne towarzyszące opróżnianiu są zdecydowanie mniejsze niż to ma miejsce w trakcie ciągłego procesu opróżniania. Na rys. 2.9 przedstawiono porównanie wypadkowej, pionowej siły przypadającej na płaszcz silosu dla modelu z blachy falistej i płaskiej. Geometria silosu z blachy falistej była identyczna jak silosu z blachy płaskiej. Zarówno podczas centrycznego napełniania jak i opróżniania wypadkowe obciążenie płaszcza silosu z blachy falistej jest większe. Ponadto przeprowadzone badania wykazały większą asymetrię obciążenia dla silosu z blachy płaskiej.



Rys. 2.9. Południkowe obciążenie płaszcza w silosie z blachy falistej i z blachy płaskiej podczas centrycznego napełniania i opróżniania [58]

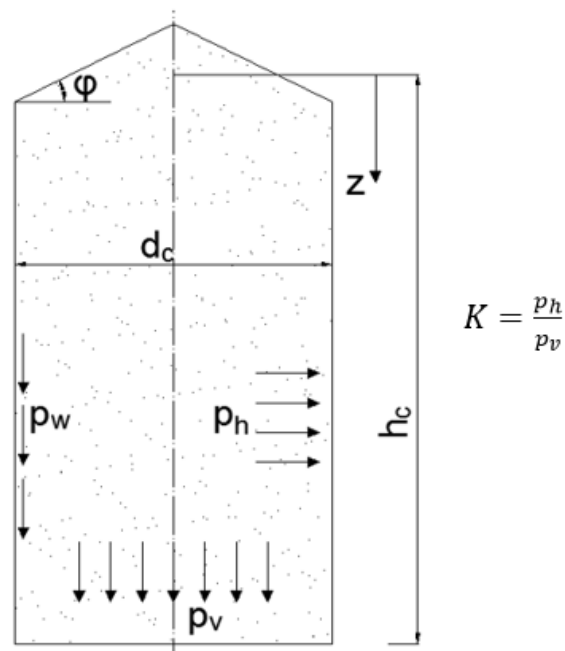
Kolejnym bardzo ciekawym spostrzeżeniem tych badaczy jest fakt, że przy odpowiednim sposobie napełniania silosu można zredukować asymetrię obciążenia wynikającą z niecentrycznego opróżniania [59]. Tematyką obciążeń ścian silosów z blach falistych zajmował się także Haaker [14].

2.5. Parametry rozkładu obciążeń w silosach

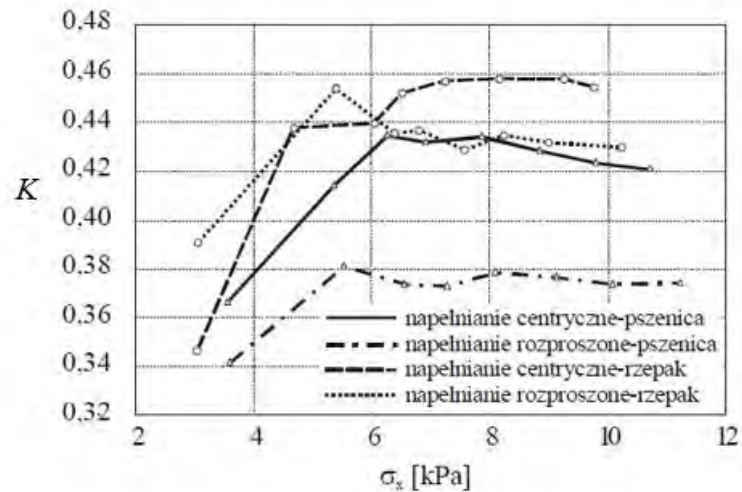
Podstawowymi parametrami rozdziału obciążeń od składowanego w silosach ośrodka są iloraz parcia bocznego K oraz stosowany m.in. przez Pawłowskiego [65] i Aniszczuk [1] współczynnik rozkładu globalnego obciążenia pionowego k . Pierwszy z nich określa stosunek parcia poziomego p_h na płaszcz do parcia pionowego p_v . Wyznaczany jest na drodze doświadczalnej w aparatach jednoosiowego ściskania w oparciu o normę [80]. Horabik [21] dowiódł, że iloraz parcia bocznego K (rys. 2.10) bardzo zależy od wilgotności ośrodka

sypkiego. W miarę wzrostu wilgotności jego wartość diametralnie maleje. Wynika to z faktu, że zawilgocony materiał nabiera właściwości kohezyjnych zaczynając tworzyć zwartą bryłę. W takiej sytuacji parcie poziome p_h coraz bardziej się zmniejsza, a rośnie obciążenie den p_v . W skrajnych sytuacjach nieprzewidziana zmiana wilgotności składowanego materiału sypkiego może skutkować awarią silosu z uwagi na nagły wzrost obciążenia leja. Bardzo dobrze wpływ wilgotności na wartość ilorazu parcia bocznego K obrazuje przykład popularnej "babki z piasku". Wilgotny piasek, w którym ziarna związane są siłami kohezji nie wywiera ciśnienia bocznego na formę, co doskonale widać po jej zdjęciu ("babka z piasku" zachowuje swój kształt).

Niezwykle ważne jest utrzymywanie wilgotności materiału sypkiego w silosie na stałym poziomie. W przypadku materiałów pochodzenia biologicznego jak zboża materiał przed zasypaniem silosu powinien zostać osuszony do żądanej wilgotności w suszarniach. Ponadto składowanie zbóż o zbyt dużej wilgotności skutkuje rozwojem pleśni powodując duże straty finansowe przedsiębiorcy. Ponadto wartość ilorazu parcia bocznego K zależy w pewnym stopniu także od sposobu napełniania (rys. 2.11), uziarnienia samego ośrodka, jego zagęszczenia oraz właściwości ziarna [22], [23], a także od szorstkości ścian silosu [49], [50] i ich sztywności [27] [49].



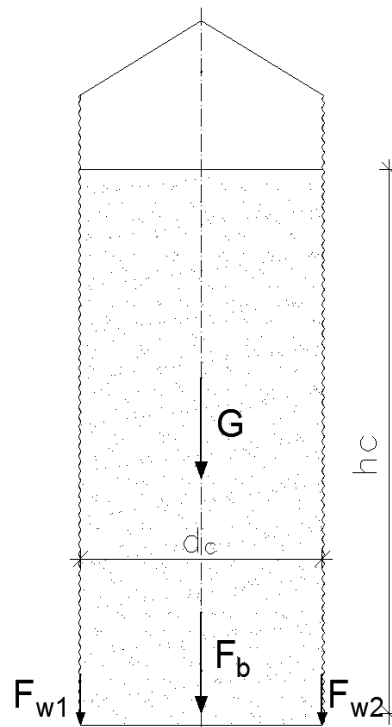
Rys. 2.10. Graficzna interpretacja ilorazu parcia bocznego K



Rys. 2.11. Iloraz naporu poziomego K w funkcji naporu pionowego [23]

Współczynnik rozdziału pionowego obciążenia k od ciężaru składowanego ośrodka G został wprowadzony przez Hotałę. Badania doświadczalne jego wartości w silosach z blach falistych prowadzili Pawłowski [65] i Aniszczuk [1], która także wyznaczała jego wartość w silosach tkaninowych. Współczynnik ten definiuje się jako iloraz sumarycznego obciążenia pionowego (południkowego) przekazywanego na płaszcz silosu ΣF_{wi} do całkowitego ciężaru składowanego ośrodka sypanego G :

$$k = \frac{\Sigma F_{wi}}{G} \quad (2.12)$$



Rys. 2.12. Graficzna interpretacja współczynnika rozkładu obciążenia pionowego k wg (2.12)

Wprowadzenie tego współczynnika zdecydowanie ułatwia ilościową i jakościową ocenę wpływu podatności południkowej płaszcza silosu na rozkład obciążenia na dno i płaszc. Graficzną interpretację współczynnika k przedstawiono na rys. 2.12. Współczynnik ten określa bezpośrednio jaki jest udział płaszcza silosu w przenoszeniu pionowego obciążenia od ciężaru G składowanego ośrodka sypkiego. Powszechnie uważa się, że obciążenie płaszcza zależy wyłącznie od współczynnika tarcia μ materiału o ścianę silosu, ilorazu parcia bocznego K oraz od stosunku wysokości cylindrycznej powłoki silosu h_c do jej średnicy d_c , pomijając wpływ podatności południkowej samego płaszcza. Teoretyczna wartość współczynnika może mieścić się w zakresie $0 \leq k \leq 1,0$. Przypadki skrajne należą do sytuacji wyjątkowych, w których albo całe obciążenie jest przekazane na dno silosu, albo jest przenoszone wyłącznie przez płaszc (przesklepienie ośrodka sypkiego w silosie). Sytuacja, w której niemalże całe obciążenie jest przekazywana na płaskie dno silosu $k \approx 0$ jest pożądana, gdyż materiał może swobodnie przepływać w kierunku otworu wysypowego. Natomiast przypadek, w którym wartość współczynnika zbliża się do jedności $k \approx 1$ stanowi realne zagrożenie dla konstrukcji silosu. W pracy [1] Aniszczuk uzyskała wartość współczynnika $k \approx 0$ w przypadku wiotkich płaszczy silosów tkaninowych, które nie były podwieszane za górną krawędź. W silosach smukłych ($h_c/d_c > 2,0$) o sztywnych ścianach płaszcach wartość tego współczynnika w fazie napełniania z reguły waha się w zakresie $0,55 - 0,65$. W niniejszej pracy współczynnik k będzie jednym z głównych parametrów wyznaczanych na drodze badań doświadczalnych ale również za pomocą analiz numerycznych.

Aniszczuk [1] w swoich badaniach wprowadziła dodatkowy parametr nierównomierności obciążeń poziomych U_{ph} , który umożliwił jej łatwiejszą analizę wyników badań doświadczalnych. Do wyznaczenia tego parametru niezbędny jest pomiar parć poziomych na obwodzie silosu na danej wysokości. Parametr ten jest zdefiniowany jako iloraz różnicy parcia maksymalnego $p_{h,max}$ i minimalnego $p_{h,min}$ na danej wysokości, do parcia średniego $p_{h,sr}$ na tym samym poziomie płaszcza silosu.

$$U_{ph} = \frac{(p_{h,max} - p_{h,min})}{p_{h,sr}}. \quad (2.13)$$

Im wyższa jest jego wartość tym stopień nierównomierności parć poziomych jest większy, a co za tym idzie występują w walcowej powłoce płaszcza stany zgięciowe. Wpływ na wartość współczynnika mają przede wszystkim mimośrodowość i imperfekcje w procesie napełniania czy opróżniania. Gdy wartość współczynnika w przybliżeniu zbliża się do jedności, to powłoka

pracuje w pożądanym stanie błonowym. Własne wyniki badań doświadczalnych odniosła Aniszczyk do normowej [80] procedury wyznaczania obciążenia nierównomiernego w celu jej weryfikacji. W swoich badaniach dowiodła, że podatność południkowa płaszcza silosu wpływa w dużym stopniu na wartość współczynnika nierównomierności U_{ph} .

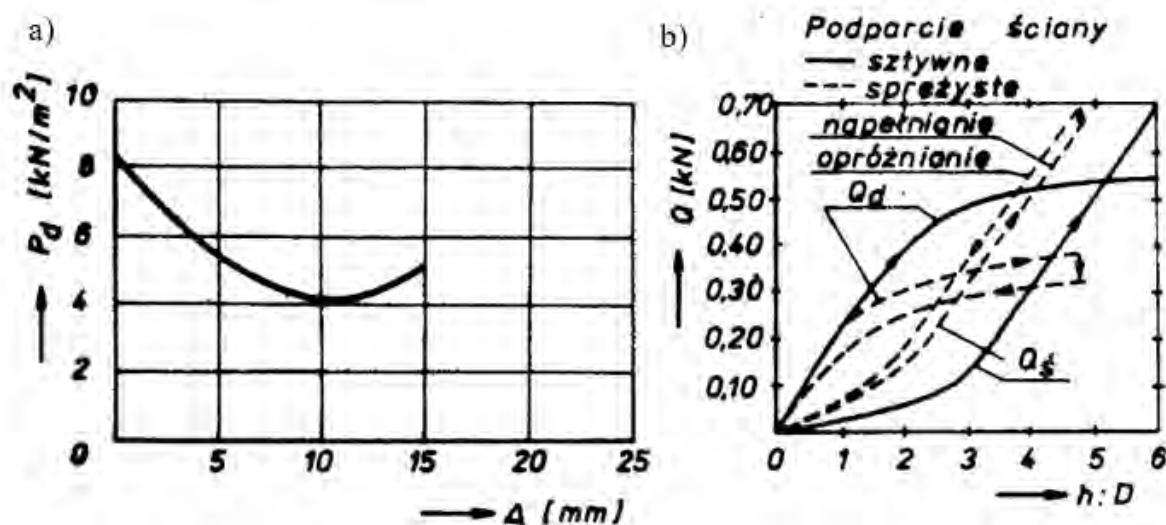
2.6. Badania wpływu podatności konstrukcji silosów na obciążenia ścian i den od materiału wypełniającego

Nieuzębrowane płaszcze silosów z blach falistych, o horyzontalnym układzie fal, odznaczają się znaczną podatnością południkową. Zwykle grubość blach płaszcza wynosi od 0,75 mm do 3 mm. Większe grubości z reguły uzyskuje się przez składanie blach o mniejszych grubościach. Właściwości takiego płaszcza mają charakter ortotropowy, jest sztywny w kierunku równoleżnikowym, tym samym odporny na wszelkiego rodzaju wgniecenia, natomiast w kierunku południkowym bardzo podatny. Obciążenie pionowe oprócz ściskania wywołuje naprężenia zginające fal nieuzębrowanej blachy. Z tego powodu konieczne jest żebrowanie silosów o stosunkowo dużym obciążeniu pionowym, tak aby blacha falista przenosiła wyłącznie obciążenie poziome od naporu p_h , a żebra południkowe siły ściskające.

W stosunkowo niewielkich silosach o średnicach w zakresie od 2 – 5 m często rezygnuje się z zastosowania żeber południkowych, kosztem grubszej blachy. Zwiększenie grubości blachy powoduje znikomy wzrost sztywności południkowej płaszcza. Stosowanie podatnych południkowo, nieuzębrowanych płaszczy znacząco wpływa na przegrupowanie obciążeń przypadających na płaszczy i dno silosu od ciężaru składowanego ośrodka. Przy dużej podatności płaszcza znaczna część obciążeń zostanie przekazana na dno silosu, a w skrajnej sytuacji jakim jest wiotki płaszczy tkaninowy całe obciążenie pionowe zostanie przekazane na dno. Z uwagi na brak dostępnych wytycznych projektowych rozpoznanie powyższego zagadnienia jest niezwykle istotne, aby zapobiec ewentualnym awariom silosów, zwłaszcza z lejowym dnem, wynikającym z błędnie przyjętego rozkładu obciążeń.

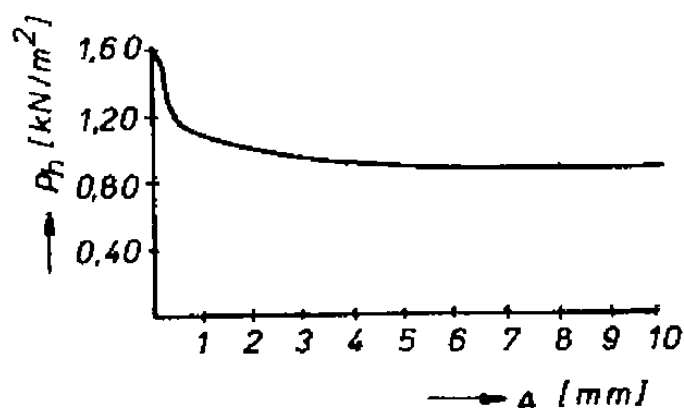
Pierwsze badania związane z wpływem podatności ścian i den przeprowadzili Jahns [35] i Lenczner [52]. W obu przypadkach podatność konstrukcji była realizowana za pomocą sprężystego podparcia. Jahns prowadził badania na modelu silosu z prostokątną komorą (2x0,3 m) o wysokości 6 m i o sprężystym podparciu dna, natomiast badania Lencznera dotyczyły przypadku sprężystego podparcia płaszcza silosu cylindrycznego o wysokości $h_p = 1,52$ m i średnicy $d_c = 0,254$ m. Jahns do badań wykorzystał żwir i wykazał, że podatność pionowa dna silosu wpływa na zmniejszenie jego obciążenia od składowanego ośrodka sypkiego (rys. 2.13). W swoich badaniach ograniczył się wyłącznie do stanu napełnienia i nie

wykonywał pomiaru naporów na ściany silosu. Wyniki pomiarów Lencznera wykazały, że w przypadku sprężystego podparcia sztywnych ścian silosu następuje znaczne przegrupowanie obciążenia przypadającego na płaszcz i dno silosu (rys. 2.13).



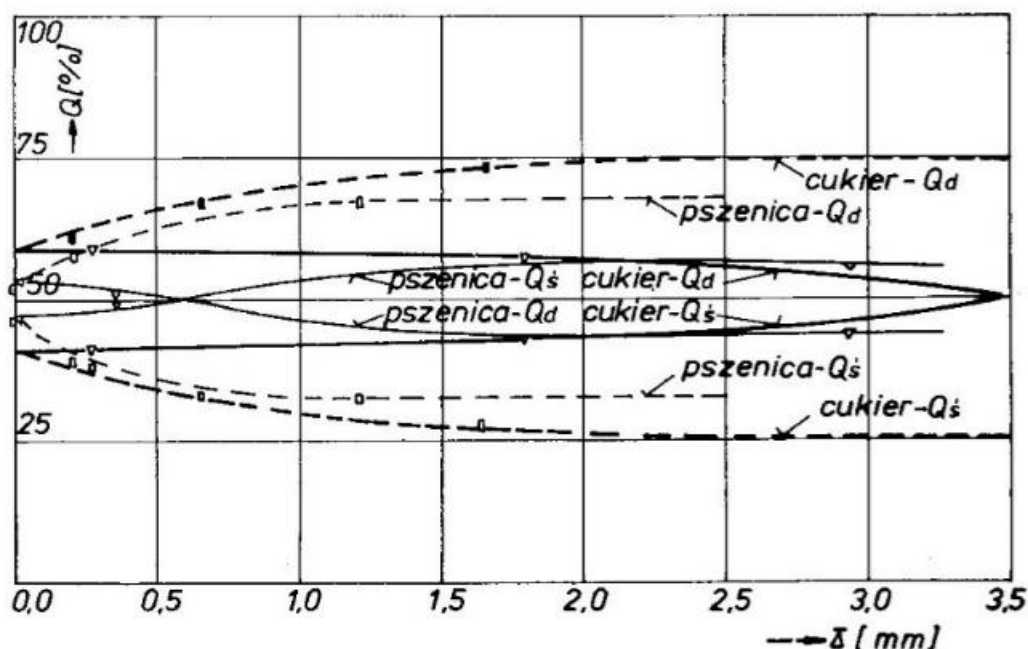
Rys. 2.13. Rozkład obciążeń w silosie: a) wpływ podatności dna [35] b) wpływ sprężystego podparcia płaszcza [52]

Kolejnym badaczem który zajmował się wpływem podatności na rozkład obciążeń w silosie był Ivanov [33]. Badał on wpływ podatności obwodowej, tej naturalnej jak i wymuszonej na wartości naporów poziomych na płaszcz silosu. Ivanov przeprowadził pomiary naporów poziomych na modelu o różnych naturalnych podatnościach płaszcza. Dla przypadku ściany podatnej otrzymał zupełnie inny rozkład i wartości naporów poziomych p_h aniżeli dla ścian sztywnych. Ponadto wykazał, że obwodowe wymuszone przemieszczenia ścian w kierunku radialnym powodują spadek wartości naporów poziomych na ścianę silosu co zobrazowano na rysunku 2.14.



Rys. 2.14. Wpływ wymuszonych radialnych przemieszczeń ścian komory na wartości naporu poziomego p_h

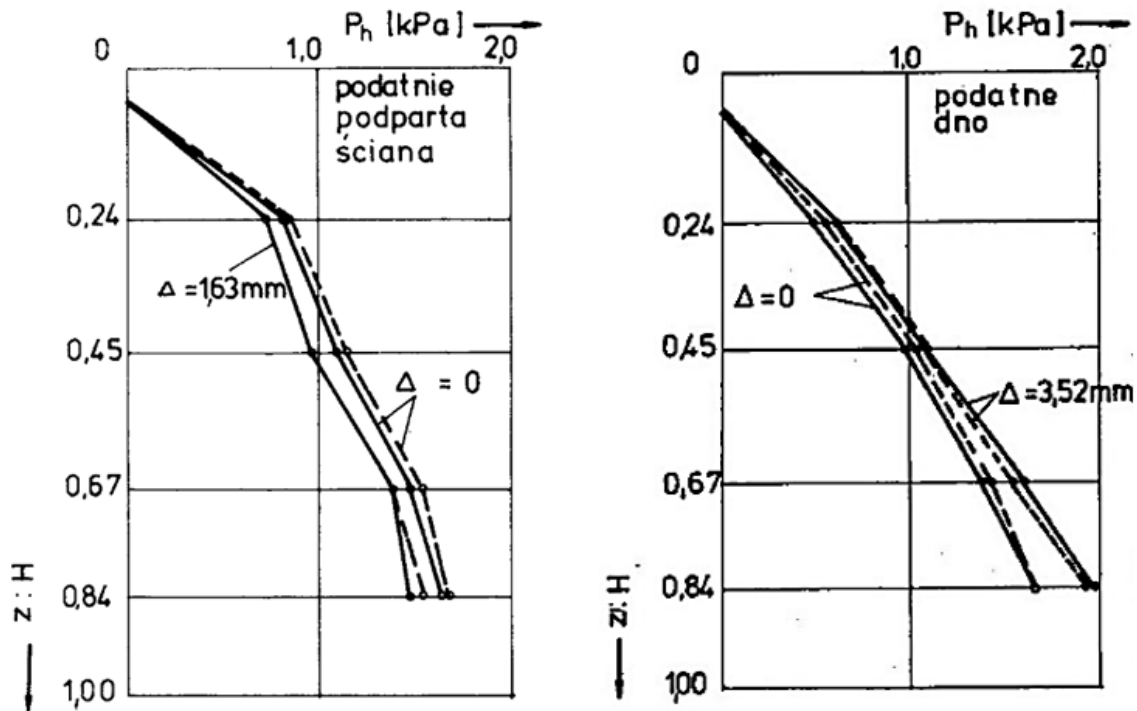
Obszerne badania rozkładu obciążeń w stalowym silosie o średnicy $d_c = 740$ mm z podatnym dnem i płaszczem przeprowadził w Politechnice Wrocławskiej Kamiński [39]. W badaniach wykorzystał dwa ośrodki sypkie wypełniające komorę (pszenice i cukier). Kamiński wykazał, że podatne podparcie ściany lub dna silosu powoduje znaczne przegrupowanie globalnych obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka (rys. 2.15). W przypadku zwiększenia podatności ściany następuje spadek wartości sił tarcia materiału o płaszcz i jednocześnie wzrost obciążenia dna. Wzrost podatności dna skutkuje zwiększeniem sił tarcia o ścianę silosu i spadkiem obciążenia samego dna. Ponadto nie wykazano większego wpływu podatnego podparcia dna lub ściany (rys. 2.16) na zmianę wartości naporów poziomych w fazie napełniania.



Rys. 2.15. Wykres wpływu podatności pionowej konstrukcji silosu na zmianę rozdziału obciążeń ściany i dna od składowanego materiału sypkiego: linie ciągłe – podatnie podparcie dno, linie przerywane – podatnie podparcie ściany, Q_D – obciążenie globalne dna, Q_s – obciążenie globalne ściany

Kamiński wykazał, że wzrost parcia poziomego p_h w fazie opróżniania zależy od składowanego materiału oraz od sposobu podparcia ściany silosu. W sytuacji opróżniania modelu silosu wypełnionego cukrem zaobserwował, że w przypadku podatnie podpartej ściany zachodzi redukcja wzrostu naporu poziomego p_h . Dla modelu wypełnionego pszenicą nie odnotował redukcji naporu poziomego p_h . Kamiński badał również przypadek nagłej zmiany sposobu podparcia płaszcza napełnionego silosu, z podparcia sztywnego na podparcie podatne, na rozkład obciążeń od ośrodka sypkiego. Badania jednoznacznie wykazały bardzo duży wpływ pionowych przemieszczeń ściany (4,8 mm), wymuszonych po zakończeniu napełniania silosu

na wartości zarówno naporów poziomych p_h jak i obciążeń pionowych na dno i ściany silosu. Wprowadzenie podatnego podparcia ściany po napełnieniu komory silosu spowodowało wzrost pionowego obciążenia dna o ponad 100%, przy jednoczesnym spadku obciążenia ścian do zera. Największy wzrost naporów poziomych p_h wystąpił w dolnej strefie komory i wyniósł aż 67%.



Rys. 2.16. Wykres parcia poziomego dla modelu z podatnie podpartym płaszczem silosu wypełnionym cukrem[39]: linia ciągła - napełnianie, linia przerywana - opróżnianie

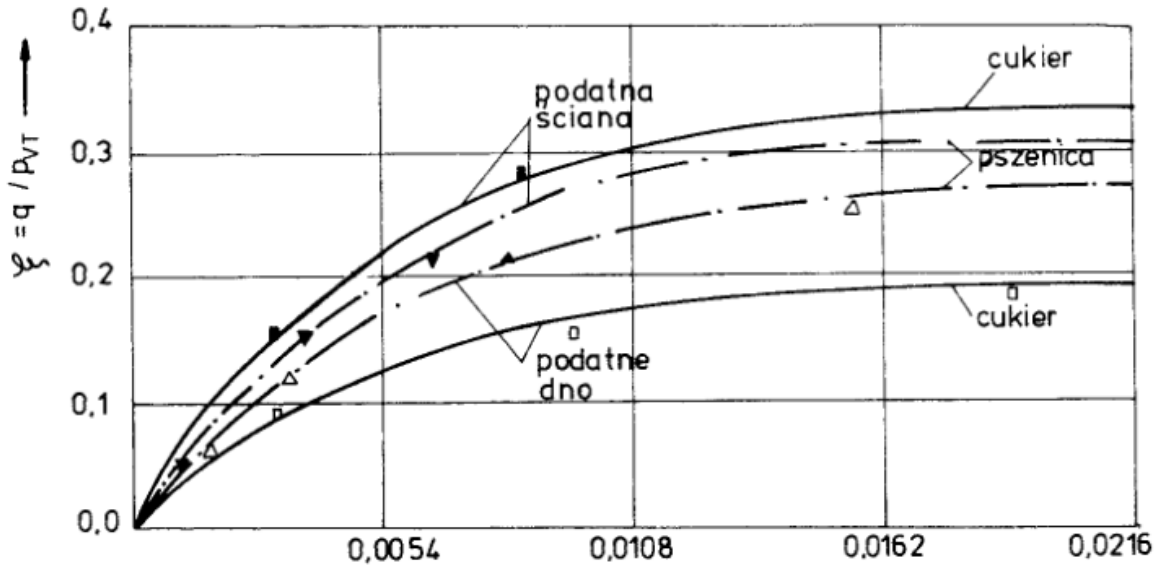
Kamiński zaproponował obciążenie q mające na celu uwzględnienie wpływu przemieszczeń dna lub ściany silosu na wartość naporów ośrodka sypkiego. W oparciu o teorię Janssena wyprowadził wzór na parcie pionowe p_v w silosie, w którym przy podatnym podparciu dna należy przyjąć znak "+", a podatnym podparciu ściany znak "-"

$$p_v = \frac{\gamma \cdot A}{K \cdot t g \phi_w \cdot U} \left(1 - e^{-\frac{K \cdot t g \phi_w \cdot U}{A} \cdot z} \right) \mp q_e \frac{K \cdot t g \phi_w \cdot U}{A} \cdot (H - z), \quad (2.14)$$

gdzie, zastępcze obciążenie przyjmuje wartość:

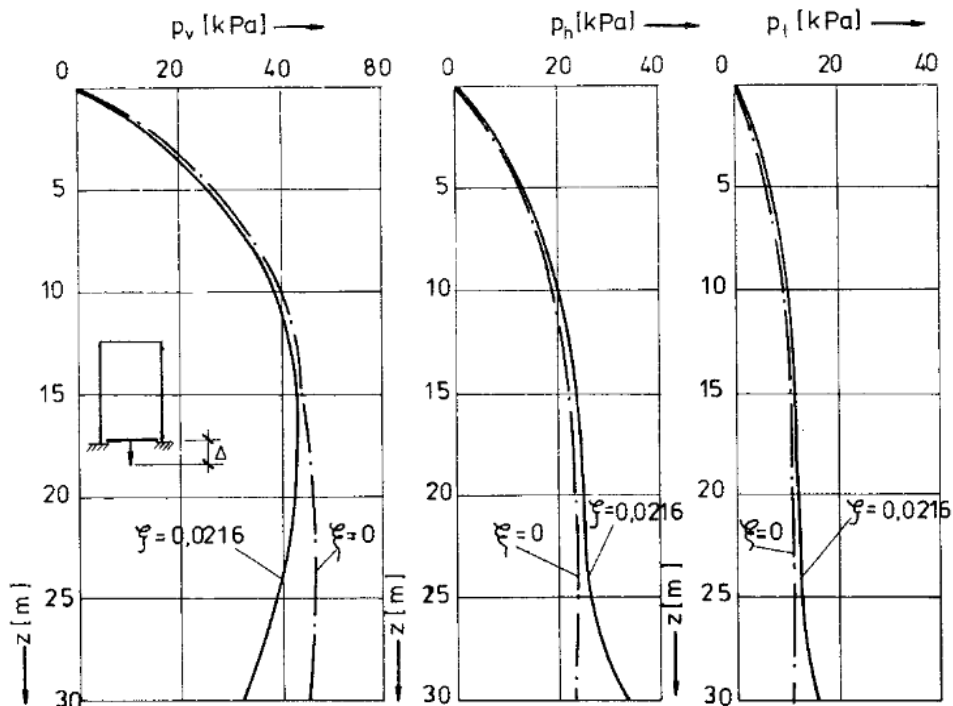
$$q = \xi \cdot p_{vT}, \quad (2.15)$$

ξ – parametr zależny od wartości przemieszczeń ściany lub dna (rys. 2.17),
 p_{vT} – teoretyczny napór pionowy wyznaczony bez uwzględnienia podatności.

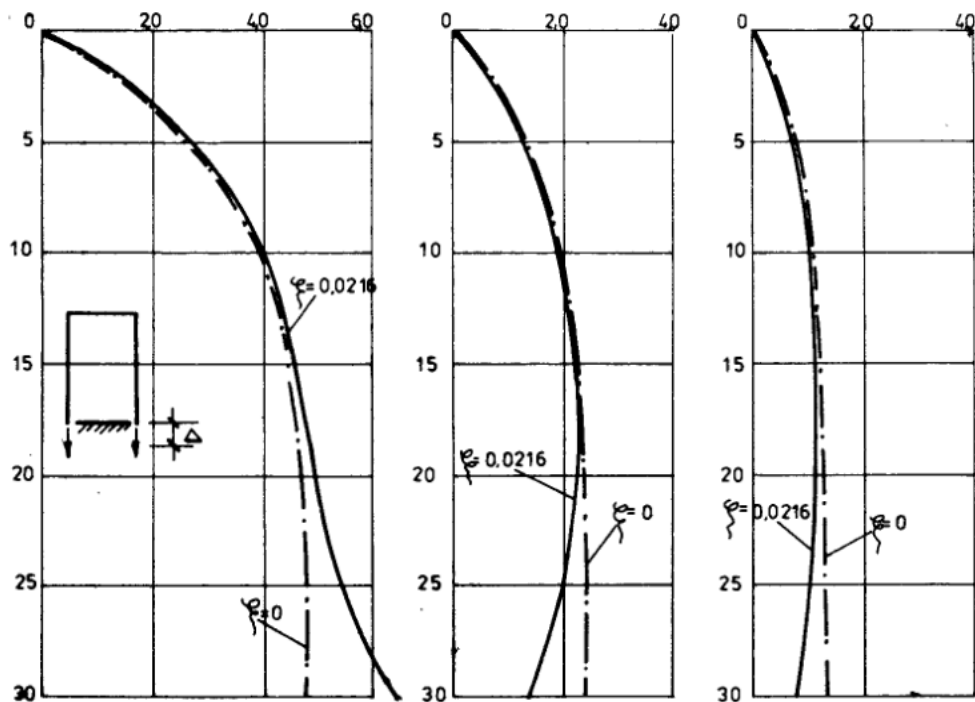


Rys. 2.17. Wykres zmiany parametru ξ

Poniższe rysunki 2.18 i 2.19 obrazują rozkłady naporów w silosie o podatnym podparciu dna lub płaszcza wyznaczone za pomocą rozwiązania Kamińskiego dla przypadku komory o średnicy $d_c = 6$ m i wysokości $h_p = 30$ m wypełnionej cukrem i parametrze $\xi = 0,0216$.

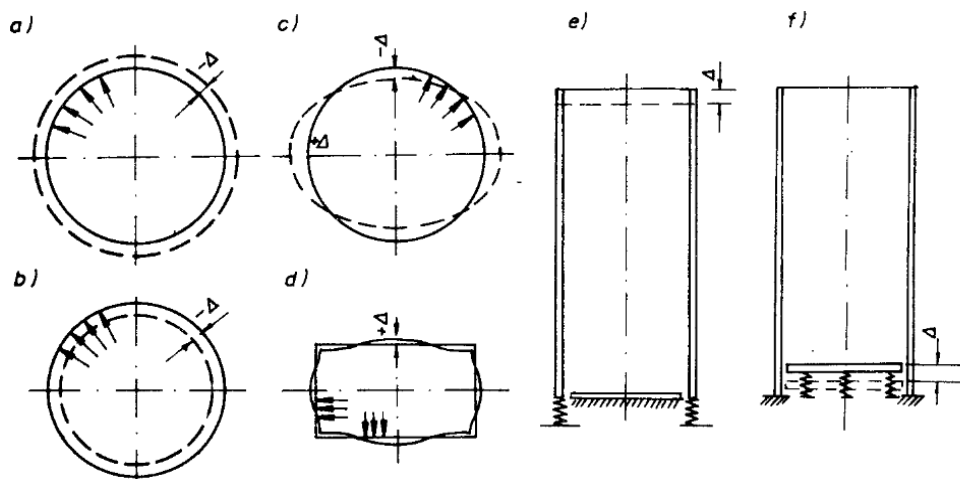


Rys. 2.18. Wykresy naporu pszenicy w silosie z podatnie podpartym dnem [39]
($\xi = 0$ – rozkład naporu bez uwzględnienia podatności)



Rys. 2.19. Wykresy naporu pszenicy w silosie z podatnie podpartą ścianą silosu [39]
($\xi=0$ – rozkład naporu bez uwzględnienia podatności)

Zastosowane przez Jahnsa, Lencznera, Ivanova, Kamińskiego modele badawcze (rys. 2.20) nie odzwierciedlają jednak pracy ortotropowego płaszcza silosu z blachy falistej. W swoich badaniach podatność południkową uzyskiwali za pomocą sprężystego podparcia sztywnego płaszcza albo sztywnego dna, a podatność obwodową przez promieniowe wymuszenie.



Rys. 2.20. Schematy modeli badawczych silosów o gładkich ścianach z uwzględnieniem podatności południkowej i obwodowej

Badaniem wpływu podatności ścian silosu na rozkład naporu materiału sypkiego zajmowała się również w swojej rozprawie doktorskiej Wirska [78]. W swoich badaniach wykazała m.in.,

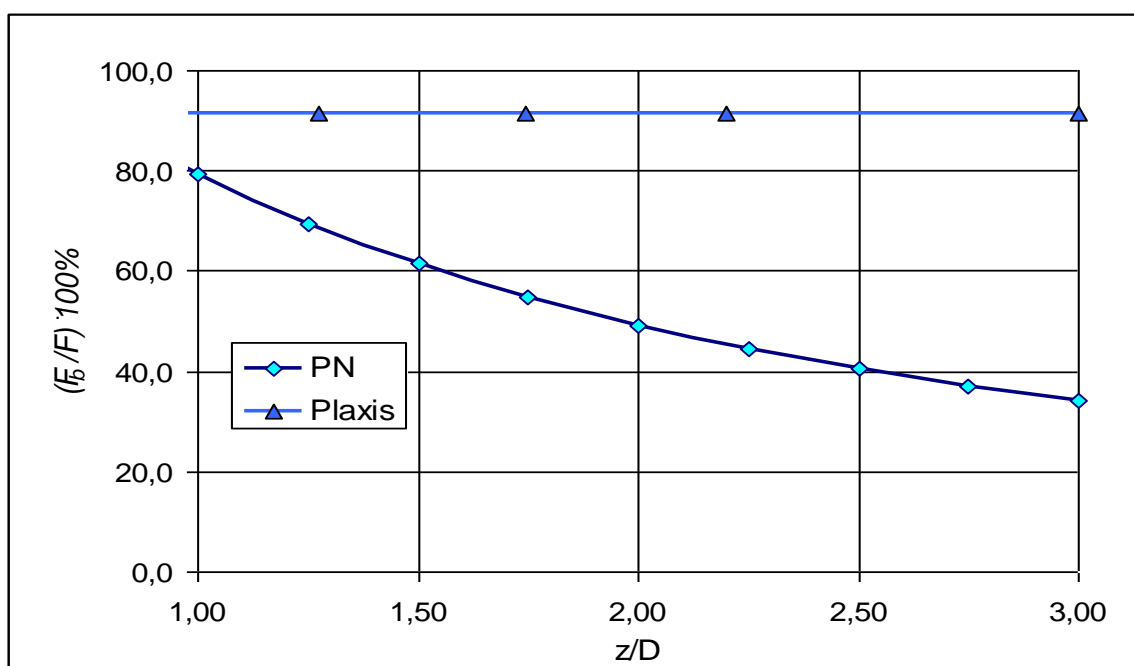
że naturalna podatność obwodowa ścian komory silosu wpływa na spadek parcia poziomego p_h . Badania wpływu podatności obwodowej na rozkład parć, na ściany silosu prowadził również Klimek [42]. W swoim modelu podatność obwodową uzyskał przez sprężyste połączenie dwóch prefabrykowanych połówek walcowej komory silosu na obu pionowych stykach. Na podstawie przeprowadzonych badań Klimek wykazał, że wraz ze wzrostem obwodowej podatności ściany silosu maleje jej obciążenie poziome i jednocześnie maleje iloraz parcia bocznego K . W tabeli 2.1 przedstawiono zestawienie dotychczasowych badań dotyczących wpływu podatności konstrukcji silosu w kierunku pionowym na wartość i rozkład obciążeń w silosie.

Tab. 2.1. Zestawienie modeli badawczych silosów w zakresie wpływu podatności pionowej konstrukcji silosu na wartość i rozkład obciążeń od materiału sypkiego

Badacz	Rok	Przekrój komory silosu d_c lub $a \times b$ [m]	Wysokość komory silosu [m]	Konstrukcja modelu silosu	Materiał konstrukcyjny	Materiał sypki
Jahns	1960	2 x 0,3	6	sprężyste podparcie dna w kierunku pionowym	żelbet	żwir perłkowy sortowany
Lenczer	1963	$\varnothing 0,254$	1,52	szttywne i sprężyste podparcie płaszcza w kierunku pionowym	żelbet	żwir, piasek
Kamiński	1986	$\varnothing 0,74$	1,015	szttywne i sprężyste podparcie płaszcza lub dna w kierunku pionowym	stal	cukier, pszenica
Hotała, Zambrowicz	2006	$\varnothing 1,8$	4,5	podatny południkowo płaszc z blachy falistej, płaskie dno	stal	pszenica
Pawłowski	2013	$\varnothing 1,8$	4,5	podatny południkowo płaszc z blachy falistej, stożkowy lej wysypowy	stal	pszenica
Aniszczyk	2017	$\varnothing 1,8$ $\varnothing 0,8$ $\varnothing 1,6$	4,5 2,2 4,0	podatny południkowo płaszc z blachy falistej z płaskim dnem oraz wiotkie płaszcze tkaninowe	stal, tkanina poliamidowa	granulat HDPE, pszenica

Do niedawna zagadnienie wpływu podatności południkowej płaszczy silosów z blach falistych na rozkład obciążeń w silosach nie było przedmiotem badań. Tematyką tą zaczęto interesować się w Katedrze Konstrukcji Metalowych Politechniki Wrocławskiej. Pierwsze analizy i badania prowadzili Hotała i Zambrowicz [31], [32], który zajmował się silosami płaskodennymi. Badania te kontynuował i rozszerzył Pawłowski [65], a następnie Aniszczuk [1]. Celem przeprowadzonych badań było określenie realnego rozkładu obciążeń w stalowych silosach z podatną konstrukcją płaszcza.

Przed przystąpieniem do badań doświadczalnych Hotała i Zambrowicz zbudowali w programie Plaxis 7.2. prosty model numeryczny, który posłużył jedynie do pogłądowej identyfikacji zjawiska. W swoich analizach wykorzystywali płaski model numeryczny z nieuźebrowanym płaszczem z blachy falistej o grubości $t = 1$ mm i wysokości fali $d = 27$ mm. W celu dalszego uproszczenia modelu geometrie fali aproksymowano odcinkami prostymi. Ponadto pominięto podatność obwodową płaszcza, analizując wyłącznie wpływ przemieszczeń pionowych na rozkład obciążeń. Uzyskane przez Hotałę i Zambrowicza wyniki (rys. 2.21) wyraźnie wskazują na bardzo duży wpływ podatności południkowej na rozkład obciążeń w silosie od składowanego ośrodka sypkiego.



Rys. 2.21. Wartości całkowitych obciążeń F_b płaskiego dna silosu o nieuźebrowanym płaszczu z blachy falistej [31]

Dla analizowanego przypadku całkowite obciążenie płaskiego dna silosu wyniosło 90% całkowitego ciężaru F składowanego ośrodka sypkiego, niezależnie do stopnia wypełnienia z/d_c . Wraz ze wzrostem poziomu wypełnienia, różnica wyników otrzymanych na drodze analiz

numerycznych a wartości wyliczonych w oparciu o teorię Janssena jest większa. Dla maksymalnego wypełnienia całkowite obciążenie dna F_b wyznaczone numerycznie jest ponad dwukrotnie większe od wartości uzyskanych w oparciu o obowiązujące przepisy normowe. Hotała i Zambrowicz rozpoczęli badania doświadczalne płaskodennego stalowego silosu z blachy falistej o średnicy $d_c = 1,8$ m oraz wysokości płaszczka $h_p = 4,5$ m.

Wstępne analizy i wykonane badania doświadczalne i uzyskane na ich drodze wyniki przez Hotałą i Zambrowicza [31], [32] skłoniły Pawłowskiego [65] do kontynuowania badań doświadczalnych silosów z blach falistych o podatnych płaszczkach. Model badawczy Pawłowskiego stanowił silos lejowy w skali naturalnej, o średnicy $d_c = 1,8$ m oraz wysokości płaszczka $h_p = 4,5$ m, jego grubości $t = 1$ mm i kącie nachylenia leja 45° (rys. 2.22). Głównym celem jego badań było wyznaczenie rozkładu obciążeń wewnątrz komory silosu w zależności od podatności płaszczka. Zróżnicowanie podatności płaszczka realizowano za pomocą zmiany długości 3 południkowych żeber o przekroju ceowym, równomiernie rozmieszczonych po obwodzie silosu. Niezależne podparcie płaszczka silosu i stożkowego leja umożliwiło Pawłowskiemu wykonanie bezpośredniego pomiaru siły przypadającej zarówno na płaszcz i lej (rys. 2.23 i 2.24). Ponadto w sposób pośredni za pomocą pomiarów tensometrycznych szacował wartości parę poziomych p_h na płaszcz silosu. Materiałem sypkim wykorzystywanym do badań była pszenica, która umożliwiała kilkukrotne powtarzanie procesu napełniania i opróżniania.



Rys. 2.22. Widok stanowiska badawczego Pawłowskiego [65]

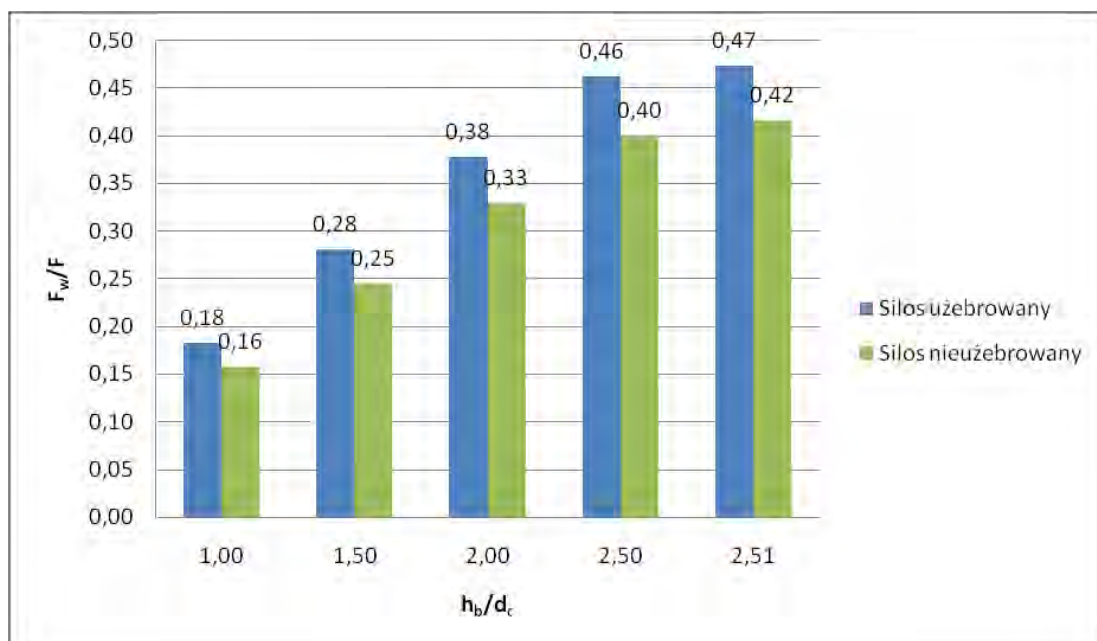


Rys. 2.23. Widok stanowiska badawczego Pawłowskiego – podstawy słupów [65]



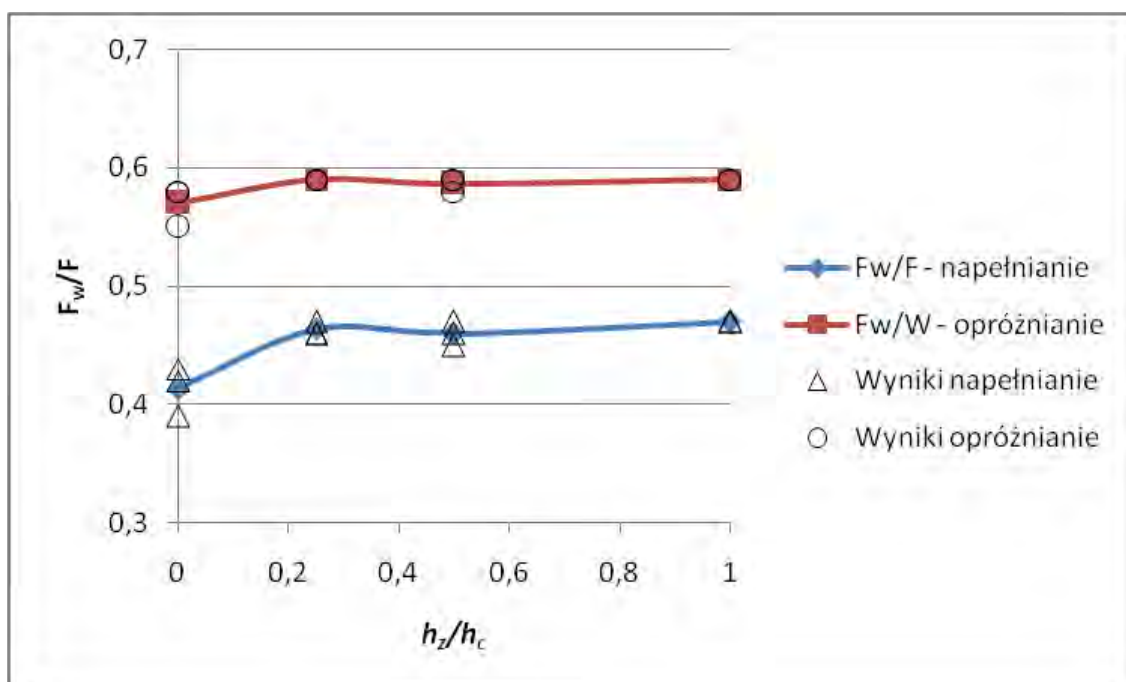
Rys. 2.24. Widok stanowiska badawczego Pawłowskiego – siłomierze do pomiaru siły w słupach [65]

Wyniki badań uzyskane przez Pawłowskiego (rys. 2.25) jednoznacznie dowodzą, że wraz ze wzrostem podatności południkowej płaszczu silosu rośnie obciążenie jego dna, a maleje obciążenie płaszczu od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego. Na poniższym wykresie na osi pionowej Pawłowski zobrazował udział płaszczu w przenoszeniu pionowego obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka dla różnych poziomów wypełnienia. W przypadku modelu nieuzębrowanego globalne obciążenie płaszczu jest mniejsze.



Rys. 2.25. Zestawienie wyników obciążenia płaszcza dla silosu z płaszczem uźebrowanym i nieuźebrowanym [65]

Pawłowski w swoich badaniach oprócz przypadku silosu nieuźebrowanego i w pełni uźebrowanego po wysokości rozpatrywał sytuacje pośrednie, zmieniając długości południkowych żeber. Uzyskane wyniki (rys. 2.26) wykazują, że już przy długości południkowych żeber wynoszących co najmniej $0,25h_c$ wartość globalnego obciążenia płaszcza praktycznie nie ulega zmianie wraz ze wzrostem długości żeber południkowych.



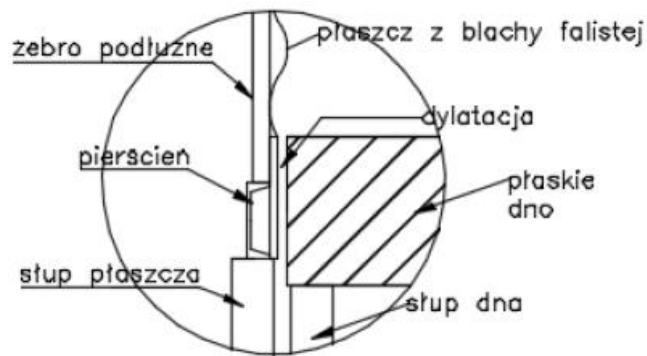
Rys. 2.26. Zestawienie wyników w postaci stosunku obciążenia, od ciężaru składowanego ośrodka, przypadającego na płaszcz do całkowitego ciężaru ośrodka w zależności od wysokości żeber usztywniających [65]

Pawłowski zasygnalizował również wyraźny efekt wzrostu wartości parę poziomych w podatnych, nieuzębrowanych silosach z blach falistych, zarówno podczas procesu napełniania jak i opróżniania.

Badania Pawłowskiego zostały rozszerzone przez Aniszczuk [1], która zajmowała się badaniami obciążeń metalowych silosów płaskodennych z blach falistych oraz silosów o płaszczach tkaninowych. Zasadniczym celem jej badań było, podobnie jak u Pawłowskiego [65], wykazanie wpływu sztywności południkowej płaszcza silosu na wartość ich południkowych i poziomych obciążeń. Ponadto zajmowała się ona oceną stopnia nierównomierności parcia bocznego p_h i wyznaczaniem ilorazu parcia bocznego K w silosach o zróżnicowanych podatnościach południkowych płaszczy. Aniszczuk do badań silosów metalowych wykorzystwała model Pawłowskiego, który został przeniesiony do Laboratorium Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej (rys. 2.27) i został wyposażony w sztywne płaskie dno, oddylatowane od płaszcza silosu (rys. 2.28). Jej badania dotyczyły przypadku centrycznego napełniania oraz centrycznego i mimośrodowego opróżniania ($e = 0,37r$). Do badań wykorzystwała granulację z tworzywa sztucznego HDPE, który gwarantował niezmienną właściwość i możliwość wielokrotnego przesypywania, ale także bezpieczeństwo pracy w hali laboratoryjnej.

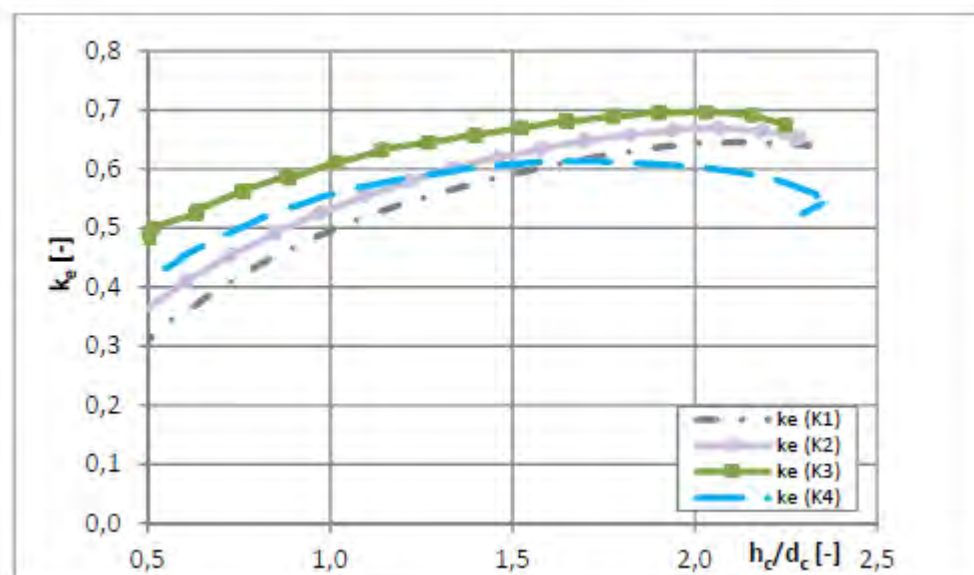


Rys. 2.27. Widok stanowiska badawczego silosu z blachy falistej Aniszczuk [1]

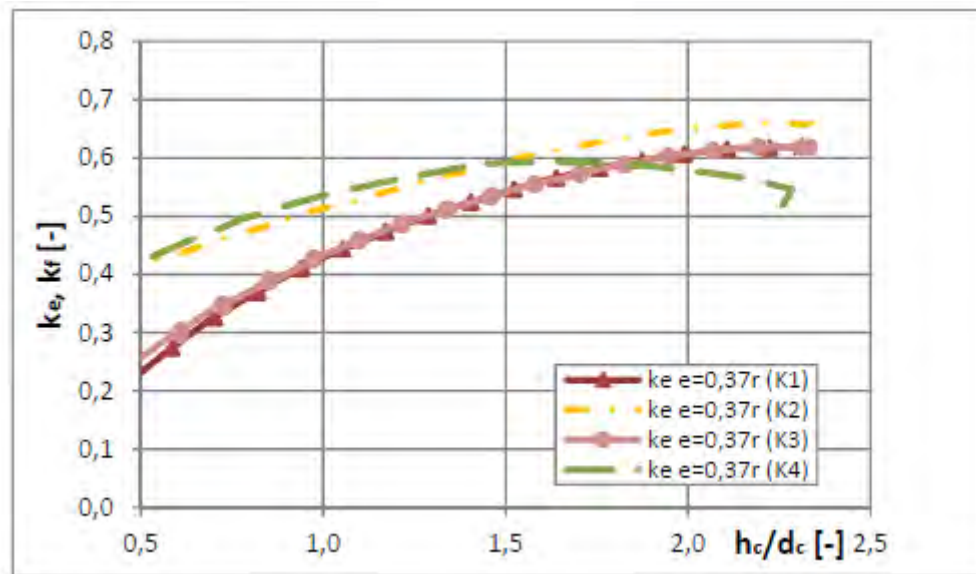


Rys. 2.28. Szczegół strefy podporowej [1]

Różne sztywności południkowe płaszcza K_w uzyskiwała Aniszczyk przez zmianę długości południkowych żeber płaszcza silosu, począwszy od silosu nieuzębrowanego, poprzez 2 przypadki silosu częściowo uźebrowanego, a skończywszy na silosie uźebrowanym na całej wysokości płaszcza. Podobnie jak Pawłowski, dokonywała bezpośredniego pomiaru wypadkowej siły pionowej przypadającej na płaszcz i dno silosu oraz pośredniego pomiaru parę poziomych płaszcza za pomocą tensometrów elektrooporowych. Ponadto dokonywała na wybranym poziomie płaszcza pomiary jego przemieszczeń promieniowych za pomocą 4 czujników indukcyjnych. Celem pomiarów było określenie owalizacji przekroju poprzecznego komory silosu.



Rys. 2.29. Wpływ sztywności południkowej K_w płaszcza płaskodennego silosu na wartość współczynnika k_e przy opróżnianiu centralnym [1]



Rys. 2.30. Wpływ sztywności południkowej K_w płaszcza płaskodennego silosu na wartość współczynnika k_e przy opróżnianiu niecentrycznym [1]

Wyniki badań Aniszczyk uzyskane na modelu silosu z blachy falistej dowodzą zauważalny wpływ sztywności południkowej K_w płaszcza silosu na rozkład pionowego obciążenia od składowanego ośrodka (rys. 2.29 i 2.30). Na powyższych wykresach krzywa K1 odnosi się do modelu w pełni uźebrowanego, K2 i K3 dla modeli o częściowym uźebrowaniu, natomiast K4 dotyczy modelu nieuźebrowanego. Otrzymane krzywe mają losowy przebieg, można jednak zaobserwować, że wartości współczynnika k_e dla smukłości $h_c/d_c \geq 2$ są najmniejsze dla silosu nieuźebrowanego czyli o największej podatności. Podobną zależność Aniszczyk otrzymała dla stanu napełniania, jednak tam różnice wartości było nieco mniejsze. Podsumowując tę część badań Aniszczyk [1] można stwierdzić, że w silosie uźebrowanym na całej wysokości pionowe obciążenie płaszcza było znacznie większe niż w silosie nieuźebrowanym, zarówno podczas napełniania jak i centrycznego i mimośrodkowego opróżniania. Mimośród wysypowy zlokalizowany w dnie badanego silosu nie miał większego wpływu na uzyskiwane wartości współczynnika k_e w silosie uźebrowanym. Wpływ mimośrodu opróżniania uwidocznił się dla przypadków płaszczy nieuźebrowanych, w których wypadkowe obciążenie płaszcza podczas opróżniania było niższe niż w sytuacji centrycznego opróżniania. Ponadto Aniszczyk zasygnalizowała wyraźny wpływ podatności południkowej na wartości parcia poziomego p_h oraz na stopień nierównomierności tego parcia U_{ph} . W przypadku opróżniania niecentrycznego parametr nierównomierności U_{ph} był większy niż dla przypadku centrycznego opróżniania. Aniszczyk [1] wskazuje, że w silosach z blach falistych o podatnych, nieuźebrowanych ścianach może dochodzić do znacznego przekroczenia normowych wartości parć poziomych

oraz, że rzeczywisty rozkład parć poziomych na obwodzie silosu odbiega od przyjęto modelu normowego, co może skutkować awarią silosów.

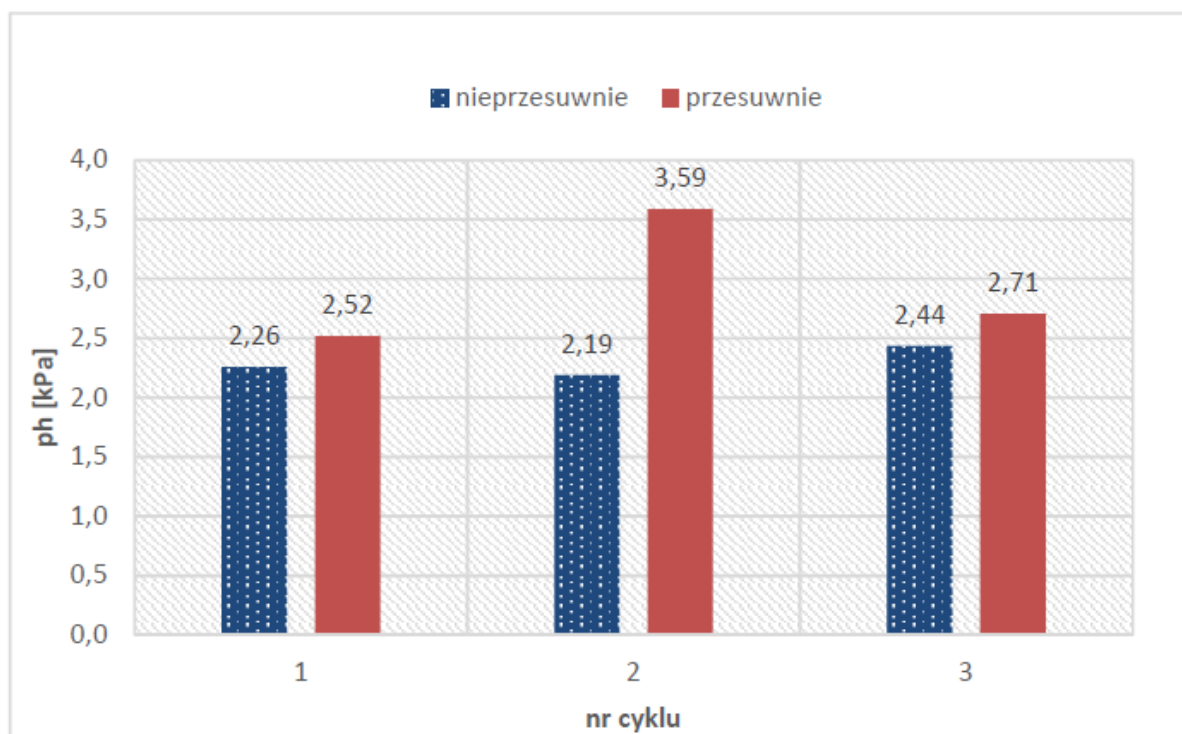
Po zakończeniu badań silosu z blachy falistej Aniszczyk kontynuowała badania doświadczalne walcowych silosów o wiotkim płaszczu z tkaniny poliamidowej. Badania prowadziła na dwóch stanowiskach. Pierwsze z nich stanowił silos o wiotkim płaszczu z tkaniny poliamidowej o średnicy $d_c = 0,8$ m i długości płaszcza $L = 2,2$ m, który był zawieszony przesuwnie w kierunku pionowym na stalowym stelażu (rys. 2.31). Materiałem użytym do badań był pelet drzewny.



Rys. 2.31. Stanowisko badawcze silosu o wiotkim płaszczu z tkaniny poliamidowej o średnicy $d_c = 0,8$ m [1]

Badania prowadzone na tym stanowisku miały charakter wyłącznie jakościowy i służyły badaniu rodzaju przepływu, zarówno podczas napełniania jak i opróżniania. Aniszczyk porównywała zachowanie się płaszcza wiotkiego z płaszczem podwieszonym, o znacznej sztywności południkowej z uwagi na jego rozciąganie. Ponadto za pomocą czujników ciśnienia wyznaczano wartości parć poziomych w dolnej strefie tkaninowego płaszcza. Uzyskane rezultaty (rys. 2.32) jednoznacznie wykazały, że w silosie o przesuwym płaszczu w kierunku

pionowym parcia poziome są większe niż w silosie z płaszczem podwieszonym nieprzesuwnie za górną krawędź. Aniszczyk zwróciła też uwagę na dużą niejednorodność i losowość w rozkładzie parcia poziomego w poszczególnych cyklach badawczych oraz na tendencję płaszcza tkaninowego do bocznych wychyleń. Zauważyła też, że wiotki płaszcz tkaninowy nie stawia oporu w kierunku pionowym przepływającemu ośrodkowi sypkiemu, co ułatwia opróżnianie takiego silosu o wiotkim, przesuwным w kierunku pionowym płaszczu.



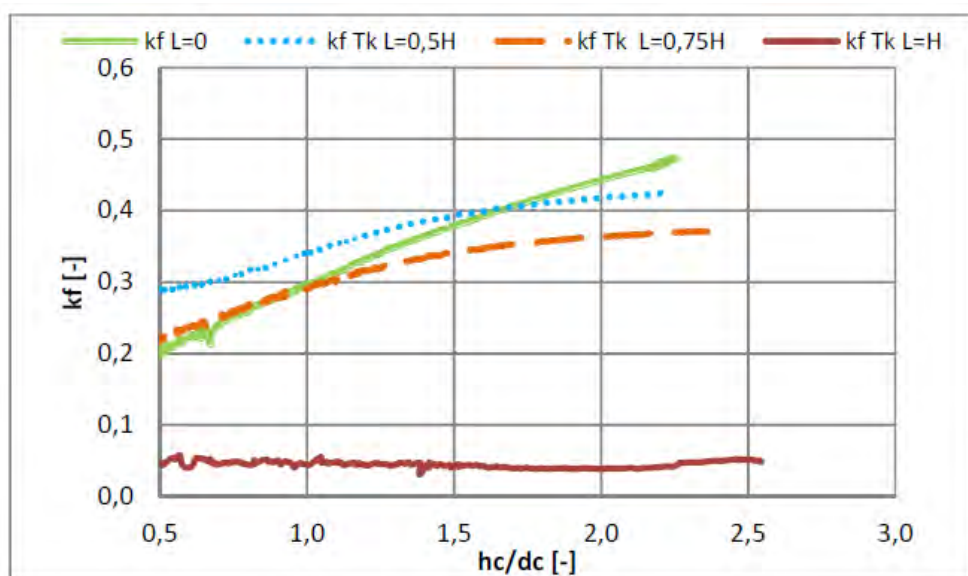
Rys. 2.32. Średnie wartości parcia bocznego w trzech cyklach początku opróżniania płaszcza tkaninowego [1]

Drugie stanowisko wyposażone było w płaszcz z tkaniny poliamidowej o średnicy $d_c = 1,6$ m i całkowitej długości $L = 4$ m umieszczony wewnątrz silosu stalowego z blachy płaskiej o średnicy $d_c = 1,8$ m i wysokości płaszcza $H = 4,2$ m (rys. 2.33). Również w tym przypadku Aniszczyk rozważała przypadek z płaszczem podwieszonym do konstrukcji dachu silosu stalowego oraz przypadek z płaszczem przesuwным. Ponadto badała wpływ długości płaszcza tkaninowego L_i odniesionej do wysokości płaszcza stalowego H . Do badań wykorzystwała granulaty HDPE. W sposób ciągły dokonywała pomiaru sił pionowych, pochodzących od ciężaru ośrodka sypkiego, przypadających na płaszcz i dno silosu oraz parę poziomych.



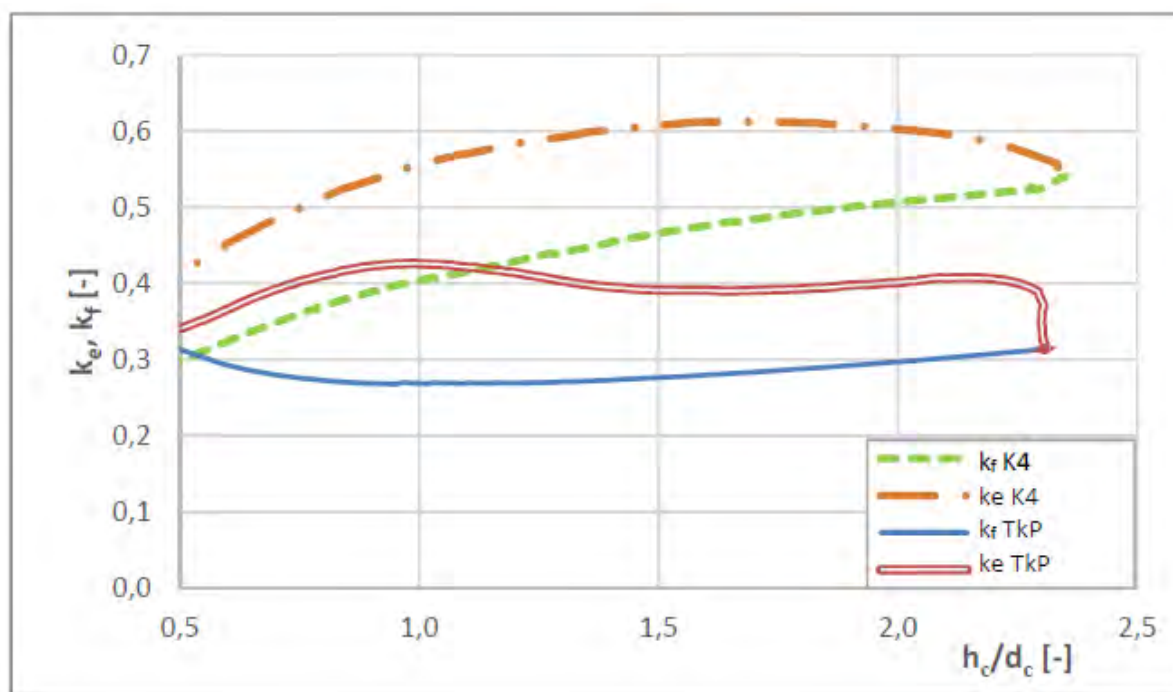
Rys. 2.33. Stanowisko badawcze silosu o wiotkim płaszczu z tkaniny poliamidowej o średnicy $d_c = 1,6$ m, umieszczonego wewnątrz silosu stalowego z blachy płaskiej [1]

Wyniki badań doświadczalnych Aniszczuk dowodzą, że zastosowanie wiotkiego, przesuwne płaszczu tkaninowego na całej długości płaszczu stalowego $L = h_p$ powoduje znaczne zmniejszenie wartości współczynnika k_f (rys. 2.34). W tym przypadku niemal całe obciążenie pionowe pochodzące od ciężaru składowanego ośrodka jest przenoszone przez dno silosu, gdyż wiotki płaszcz bez sztywności południkowej nie jest w stanie przenieść praktycznie żadnych sił pionowych. W przypadku innych długości płaszczu silosu tkaninowego stwierdziła tylko nieznaczny spadek wartości współczynnika k_f w stosunku do silosu bez płaszczu tkaninowego $L = 0$.



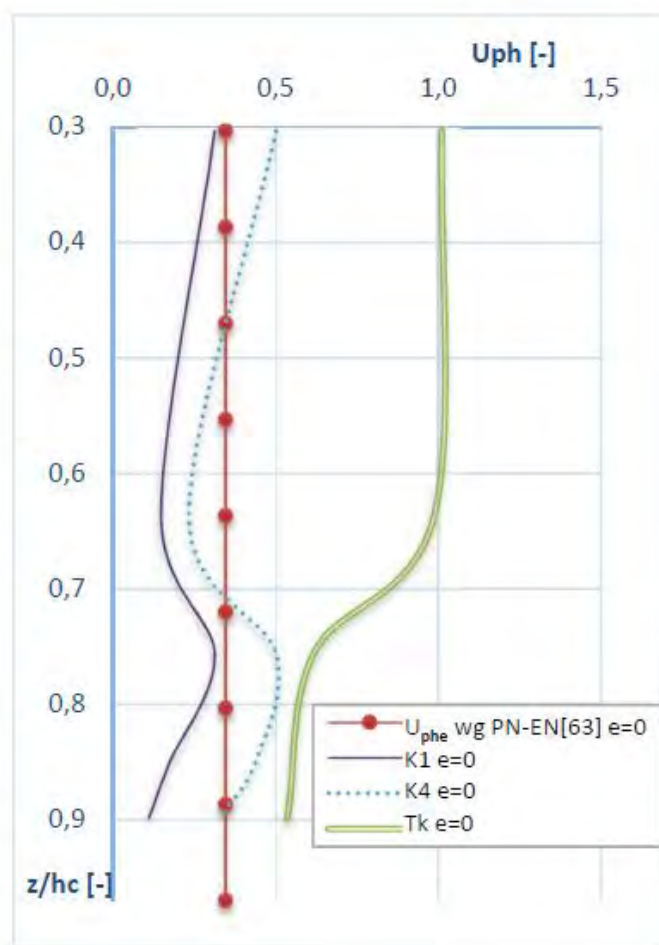
Rys. 2.34. Wartości współczynnika k_f po napełnieniu silosu w przypadku zmiany długości L wewnętrznego płaszczu tkaninowego zamocowanego przesuwnie [1]

W przypadku silosu tkaninowego nieprzesuwającego o pewnej sztywności południkowej, lecz dużo mniejszej niż płaszcz silosu stalowego, Aniszczyk uzyskała także znaczny spadek wartości współczynnika k co zobrazowano na rys. 2.35. W tym przypadku wartość współczynnika k nie jest bliska zero, jednak i tak jest prawie dwukrotnie mniejsza niż dla przypadku nieuzębrowanego płaszczu stalowego z blachy falistej. Tkaninowy płaszcz podwieszony do konstrukcji zachowuje się podobnie jak płaszcz stalowy tzn. przenosi pewne wartości pionowych sił tarcia od składowanego ośrodka sypkiego. Z analizy wykresów na rys. 2.35 wynika wniosek, że w przypadku silosu tkaninowego smukłość komory h_c/d_c praktycznie nie wpływa na wartość współczynnika k , tym samym rozkład obciążenia od ciężaru ośrodka sypkiego na płaszcz i dno silosu jest niemalże stały.



Rys. 2.35. Porównanie wartości współczynników k uzyskanych z badań: silos z blachy falistej (K4) oraz nieprzesuwający płaszcz tkaninowy $L = H$ (TkP) [1]

Aniszczyk analizowała również wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na parametr nierównomierności parcia poziomego U_{ph} . Uzyskane przez nią wyniki doświadczalne (rys. 2.36) jednoznacznie pokazują, że wraz ze wzrostem podatności południkowej rośnie stopień nierównomierności parcia poziomego p_h . Krzywa K1 odnosi się do silosu z blachy falistej w pełni uzebrowanej, K4 do silosu nieuzębrowanego natomiast krzywa Tk oznacza wiotki silos tkaninowy. Ponadto Aniszczyk zasygnalizowała, że wraz ze wzrostem podatności południkowej rośnie wartość współczynnika ilorazu parcia bocznego K (rys.2.37).

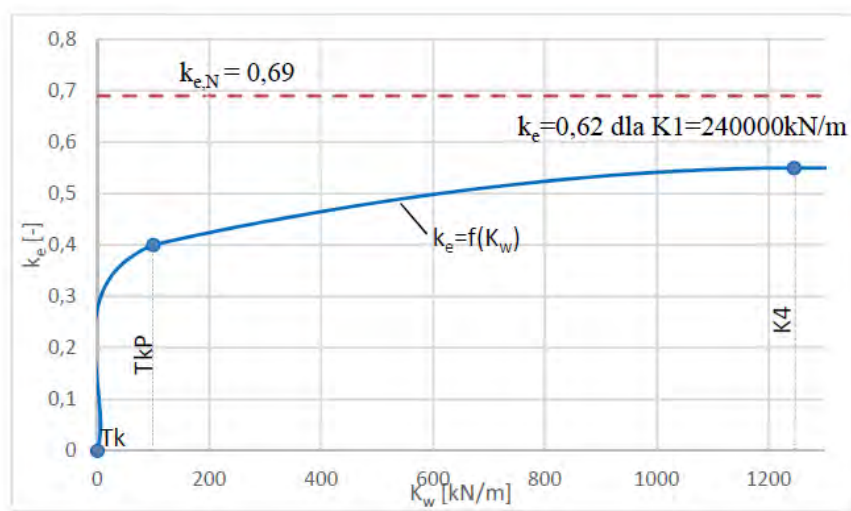


Rys. 2.36. Wpływ południkowej sztywności płaszcza silosu płaskodennego $h_c/d_c = 2,3$ na parametr nierównomierności parcia poziomego U_{ph} na początku procesu opróżniania [1]

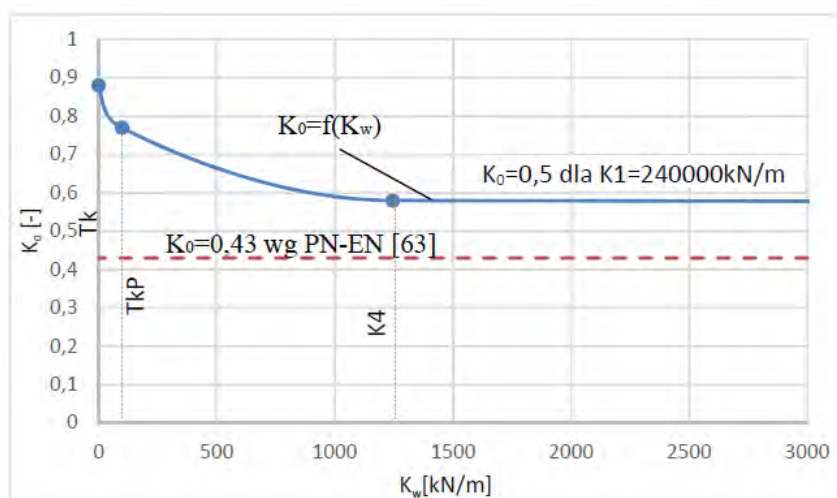


Rys. 2.37. Wpływ południkowej podatności walcowego płaszcza silosu na wartość ilorazu parcia bocznego K granulatu HDPE [1]

Ogólny wniosek wynikający z badań Aniszczuk prowadzi do stwierdzenia, że w silosach o większej podatności południkowej wypadkowa siła przypadająca na płaszcz jest mniejsza niż w silosach o większych sztywnościach płaszczu. Badania Aniszczuk dowiodły, że wzrost obciążenia pionowego płaszczu podczas procesu opróżniania nie zależy od południkowej podatności płaszczu. Ponadto wykazano, że podatność południkowa ma bardzo duży wpływ na wartości i rozkład obciążenia parciem poziomym p_h . Zmniejszenie południkowej sztywności płaszczu powoduje wzrost stopnia nierównomierności U_{ph} parcia poziomego na obwodzie silosu, oraz wzrost samych wartości parcia poziomego p_h . Powyższe wnioski Aniszczuk przedstawiła graficznie w formie zależności funkcyjnych $k = f(K_w)$ oraz $K = f(K_w)$. Należy zaznaczyć, że krzywe te stanowią jedynie wstępną próbę ukazania tych zależności.



Rys. 2.38. Przybliżony wykres funkcji $k_e = f(K_w)$ dla granulatu HDPE w silosie płaskodennym o średnicy $d_c = 1,6 \div 1,8$ m i smukłości $h_c/d_c = 2,0$ [1]



Rys. 2.39. Przybliżony wykres funkcji $K = f(K_w)$ dla granulatu HDPE w silosie płaskodennym o średnicy $d_c = 1,6 \div 1,8$ m i smukłości $h_c/d_c = 2,0$ [1]

Przeprowadzone dotychczas analizy pozwoliły uzyskać cenne informacje, jednak z uwagi na ograniczony zakres modeli badawczych i braku modelu numerycznego dokonanie uogólnienia problemu badawczego było niemożliwe.

2.7. Analizy numeryczne

2.7.1. Wstęp

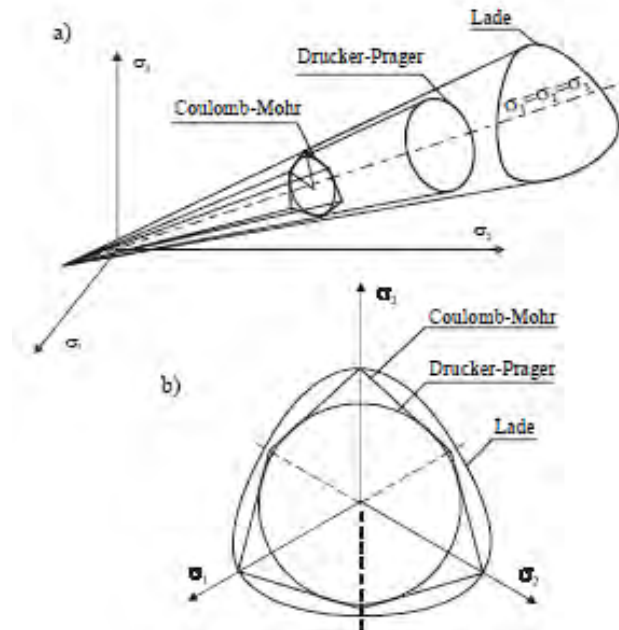
Dotychczas nie prowadzono kompleksowych analiz numerycznych dotyczących wpływu podatności południkowej płaszcza silosu, w tym płaszcza z blachy falistej, na rozkład pionowych obciążeń płaszcza i dna silosu, pochodzących od ciężaru składowanego materiału. Wśród dostępnych metod obliczeniowych umożliwiających rozpoznanie zagadnienia można wyróżnić metodę elementów skończonych MES i metodę elementów dyskretnych MED. W przypadku metody elementów skończonych ośrodek sypki jest modelowany jak ciągły (continuum) z przyjęciem odpowiedniego modelu konstytutywnego, natomiast w metodzie elementów dyskretnych każda cząstka ośrodka jest modelowana z osobna. Z uwagi na zróżnicowanie właściwości składowanych w silosach materiałów sypkich nie ma jednego modelu, który umożliwiłby analizę dla wszystkich materiałów sypkich. Inne właściwości wykazują materiały pochodzenia biologicznego a inne pochodzenia mineralnego. Jeszcze inaczej zachowują się materiały wykazujące właściwości kohezyjne. Z uwagi na złożoność zagadnienia dla konkretnego analizowanego przypadku poszukuje się rozwiązania najbardziej oddającego rzeczywistość. Cechą znaną materiałów sypkich jest niewielka wartość wytrzymałości na rozciąganie, bądź całkowity jej brak w przypadku braku właściwości kohezyjnych. W takim przypadku materiał stanowi zbiór ziaren, które oddziałują na siebie wyłącznie siłami tarcia i docisku.

2.7.2. Metoda elementów skończonych

Na przestrzeni lat dokonywano systematycznego rozwoju ciągłych (continuum) modeli materiałów sypkich. Podstawę tych modeli stanowi definicja warunku przejścia materiału ze stanu sprężystego w stan plastyczny, nazywany warunkiem plastyczności ($F(\sigma_{i,j})=0$). Warunek ten można przedstawić graficznie w przestrzeni naprężeń głównych $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ w postaci zamkniętej powierzchni, która oddziela stany sprężyste ($F<0$) od stanów plastycznych ($F=0$). Najpospolitszym, a zarazem jednym z najstarszych modeli konstytutywnych jest warunek plastyczności Coulomba-Mohra, który stanowi liniową zależność między największym i najmniejszym naprężeniem głównym:

$$F = \frac{1}{2}(\sigma_{max} - \sigma_{min}) + \frac{1}{2}(\sigma_{max} + \sigma_{min})\sin\phi_i - c \cdot \cos\phi_i = 0. \quad (2.16)$$

W przestrzeni naprężeń głównych warunek ten jest reprezentowany przez 6 płaszczyzn tworzących charakterystyczny ostrosłup (rys. 2.40).



Rys. 2.40. Graficzna interpretacja warunków plastyczności: Coulomba-Mohra, Druckera-Pragera oraz Ladego: a – w przestrzeni naprężeń głównych, b – na płaszczyźnie dewiatorowej [17]

Kryterium Coulomba-Mohra stanowi podstawę do budowy bardziej zaawansowanych modeli konstytutywnych i jest wykorzystywane zawsze jak kryterium porównawcze we wszelkich alternatywnych propozycjach.

Innym często wykorzystywanym warunkiem plastyczności jest warunek Druckera-Pragera, który jest wyrażony za pomocą pierwszego niezmiennika tensora naprężenia I_1 oraz drugiego niezmiennika dewiatora naprężenia J_2 , a wartości α_m i k_m wyrażają parametry materiału:

$$F = J_2^2 + \frac{1}{3}\alpha_m I_1 - k_m = 0. \quad (2.17)$$

W przestrzeni głównych składowych naprężenia powierzchnia plastyczności jest powierzchnią stożka obrotowego o osi pokrywającej się z osią naprężenia izotropowego $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ (rys. 2.40). Współrzędne wierzchołka stożka opisane są zależnością $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = k_m/\alpha_m$. Na płaszczyźnie dewiatorowej warunek plastyczności jest reprezentowany przez okrąg.

Warunek plastyczności Ladego jest opisany za pomocą pierwszego i trzeciego niezmiennika tensora naprężenia (I_1 i I_3):

$$F = I_1^3 + \chi I_3 - k_m = 0. \quad (2.18)$$

W interpretacji graficznej warunek jest wyrażony stożkiem o gładkiej, krzywoliniowej podstawie (rys. 2.40).

Zastosowanie najpoprawniejszego modelu z punktu rozpatrywanego zagadnienia wymaga dużego doświadczenia. Z uwagi na zbieżność analizy numerycznej wygodniej jest zastosować warunek plastyczności Druckera-Pragera niż kryterium Coulomba-Mohra o ostrych krawędziach plastyczności. Nowak [64] w swoich analizach wykorzystał model Druckera-Pragera do wyznaczenia wpływu składowanego ośrodka sypkiego na nośność wyboeczeniową płaszcza silosu z blachy płaskiej. Według Horabika [20] lepiej rzeczywisty stan materiału, w którym dochodzi do przekroczenia wytrzymałości, oddaje warunek plastyczności Coulomba-Mohra. Jeszcze lepsze rezultaty otrzymuje się stosując modele konstytutywne ze wzmocnieniem materiału, które bazują nie na jednym, a na pewnej rodzinie warunków plastyczności. W modelach ze wzmocnieniem najczęściej gęstość materiału ρ stanowi parametr wzmocnienia.

W ostatnich latach na popularności zyskał hipoplastyczny model konstytutywny ośrodka sypkiego, którego prekursorem jest Kolymbas [46], [47]. Prace nad ulepszeniem modelu kontynuował m.in. Gudehus [12], Bauer [4] czy von Wolffersdorff [77]. Herle i Gudehus [15] opracowali procedurę kalibracji modelu. Hipoplastyczność stanowi alternatywę dla sprężysto – plastycznych modeli gruntów i wykorzystywana jest do analiz wielu zagadnień geotechnicznych. Zaletą tego modelu jest jego prostota. Model rozpoznaje przejście w stan niesprężysty bez definicji warunku plastyczności czy wzmocnienia materiału. Model hipoplastyczny opiera się relacjach tensorowych pomiędzy przyrostami naprężenia i odkształcenia, które charakteryzują się członami nieliniowymi. Umożliwia on uwzględnienie oprócz stanu naprężenia, także wpływ drogi obciążenia na sztywność ośrodka, co nie było możliwe w modelach z kryterium plastyczności. Procesy obciążania i odciążania wbudowane są w równania modelu hipoplastycznego. Ten przyrostowo nieliniowy związek konstytutywny pozwala opisać zmiany naprężenia dla szerokiego zakresu zmian gęstości (porowatości) zarówno przed jak i po wyczerpaniu wytrzymałości co stanowi dużą zaletę. Niemunis and Herle [62] ulepszyli model hipoplastyczny o tzw. "intergranular strain concept". Model hipoplastyczny zawiera osiem parametrów opisujących zachowanie materiału w różnych stanach i warunkach oraz pięć parametrów reprezentujących "intergranular strain". W tablicy

2.2 zestawiono parametry niezbędne do opis modelu hipoplastycznego z wykorzystaniem "intergranular strain concept".

Tab. 2.2. Parametry modelu hipoplastycznego z ulepszeniem o "intergranular strain concept"

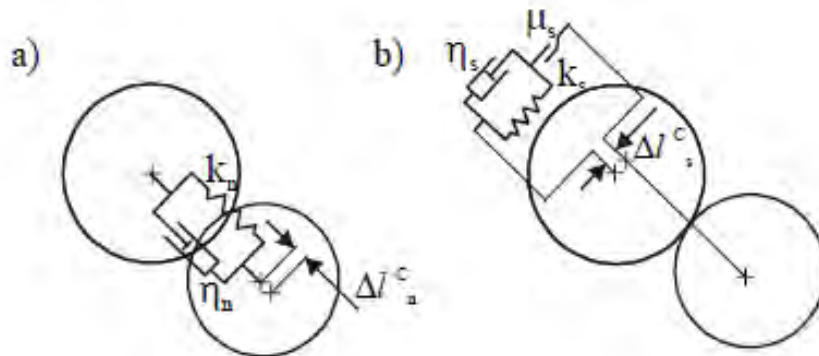
Φ	krytyczny kąt tarcia wewnętrznego [°]
h_s	twardość ziaren [MPa]
n	wykładnik odnoszący się do wrażliwości ziaren szkieletu na zmiany ciśnienia
e_{d0}	minimalny współczynnik porowatości przy zerowym ciśnieniu
e_{c0}	krytyczny współczynnik porowatości przy zerowym ciśnieniu
e_{i0}	maksymalny współczynnik porowatości przy zerowym ciśnieniu
α	wykładnik opisujący przejście pomiędzy stanem szczytowym a stanem krytycznym
β	wykładnik reprezentujący zmianę sztywności dla obecnej gęstości
e_0	początkowy współczynnik porowatości
m_r	parametry opisujące intergranular strain concept [62]
m_t	
R	
β_r	
χ	

Hipoplastyczność do opisu ośrodka sypkiego składowanego w silosie, jako pierwszy zastosował na Politechnice Gdańskiej Tejchman [73], [74], [75]. Następnie wspólnie z Wójcikiem [48], [72], [76], [79] wykorzystali model hipoplastyczny do analizy zagadnień stateczności płaszczy silosów. Zastąpili stosowane dotychczas niedoskonałe modele interakcji płaszcza silosu z ośrodkiem sypkim, oparte przede wszystkim na przyjęciu liniowych, bądź nieliniowych podpór sprężystych w miejscach węzłów elementów skończonych, ciągłym modelem hipoplastycznym. Celem prowadzonych przez nich analiz jest wyznaczenie wpływu składowanego materiału sypkiego na wzrost nośności krytycznej płaszczy silosu. W pracy [61] Nateghi wykorzystał model hipoplastyczny do wyznaczenia oddziaływania sejsmicznego ośrodka sypkiego na płaszczy silosu w trakcie wystąpienia wstrząsów sejsmicznych.

2.7.3. Metoda elementów dyskretnych

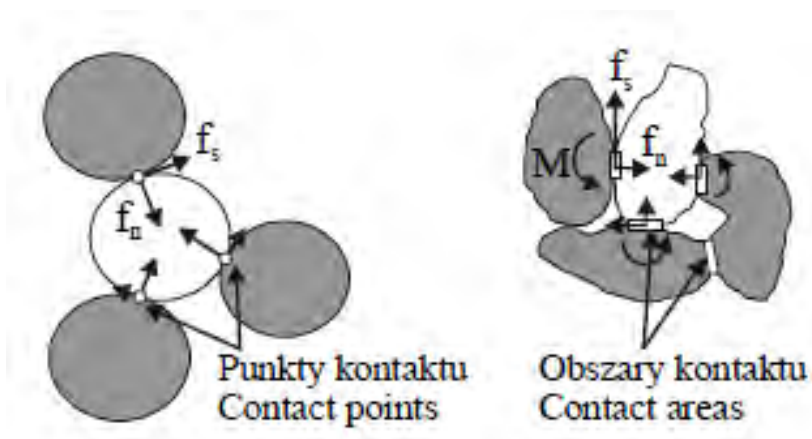
Metoda elementów dyskretnych zaproponowana przez Coundal i Strack [7] opiera się na podejściu mikrostrukturalnym i umożliwia analizy przepływów ośrodków sypkich. Metoda ta jest oparta na wzajemnym oddziaływaniu poszczególnych ziaren między sobą, a kluczowy

w definicji jest kontakt pomiędzy granulami. Z reguły przyjmuje się lepko-sprężyste oddziaływanie w kierunku normalnym oraz lepko-sprężysto-cierne w kierunku stycznym między ziarnami ośrodka (rys. 2.41). W trakcie analizy rozwiązywane są uproszczone równania ruchu poszczególnych ziaren, a sama procedura obliczeniowa opiera się na założeniu stałego przyspieszenia i prędkości granuli w trakcie bardzo krótkiego elementarnego kroku czasowego Δt . W trakcie danego kroku czasowego Δt dana granula przemiesza się wyłącznie do najbliższych sąsiednich granul.



Rys. 2.41. Oddziaływanie pomiędzy dwoma granulami: a) lepko sprężyste w kierunku normalnym, b) lepko-sprężysto-cierne w kierunku stycznym [17]

Iwashita i Oda [34] zmodyfikowali metodę elementów dyskretnych (MMED). Zastąpili punkty styku poszczególnych ziaren obszarami kontaktu (rys. 2.42) co umożliwia uwzględnienie oporów ruchu obrotowego. Oddziaływanie punktowe w postaci siły normalnej i stycznej zostało zastąpione powierzchniowymi naprężeniami.



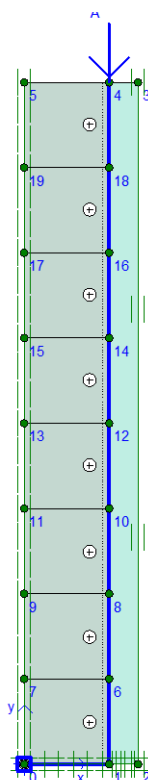
Rys. 2.42. Punkty kontaktu MED; obszary kontaktu MMED

Podjęcie mikrostrukturalne umożliwia w bardzo dobry sposób odwzorować zachowanie ośrodka sypkiego znajdującego się w ruchu. W połączeniu z metodą elementów skończonych mogą umożliwić analizę wielu ciekawych zagadnień, które dotychczas nie były analizowane.

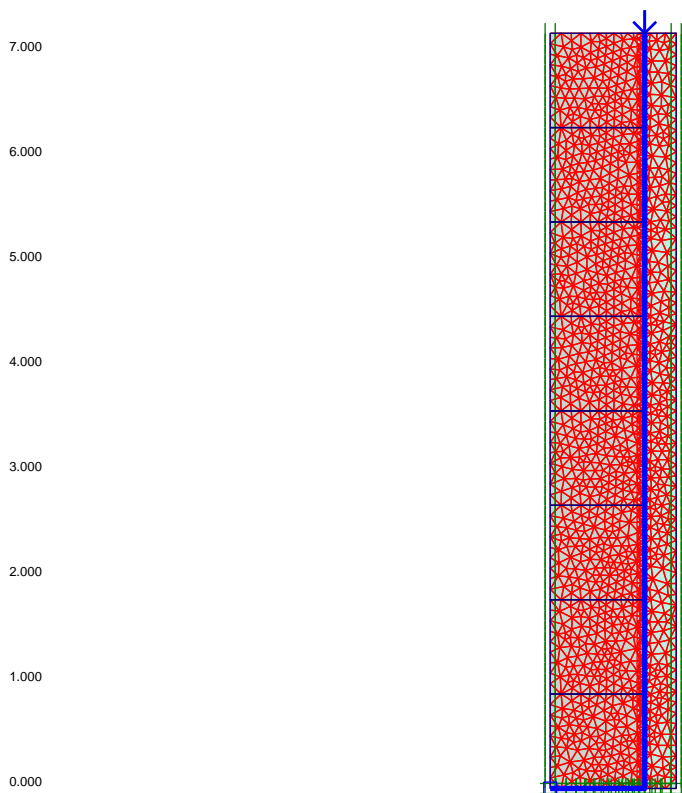
Niestety analizy numeryczne z wykorzystaniem tego podejścia wymagają dużej mocy obliczeniowej i pochłaniają mnóstwo czasu.

2.7.4. Analizy numeryczne obciążeń w podatnych silosach z blach falistych

Jak już wcześniej wspomniano w rozdziale 2.6 pierwsze analizy dotyczące wpływu podatności południkowej na rozkład obciążenia w silosach z blach falistych prowadzili Hotała i Zambrowicz [31], [32]. Swój uproszczony model numeryczny (rys. 2.43, 2.44) zbudowali w programie Plaxis, a uzyskane przez nich wyniki miały wyłącznie charakter poglądowy. Również Pawłowski przeprowadzał analizy numeryczne w programie Plaxis. Podobnie jak Hotała i Zambrowicz wprowadził pewne uproszczenia w zbudowanym modelu numerycznym [65]. W modelu osiowo – symetrycznym płaszcz silosu zastąpił on blachę falistą blachą płaską o zastępczej sztywności EA. Ośrodek syпки modelował jako ciągły modelem materiałowym Coulomba – Mohra. Z uwagi na zastosowane uproszczenia w modelu numerycznym, a także stosunkowo małą liczbę analiz uogólnienie problemu badawczego było niemożliwe. Niemniej wskazał on pewien trend wpływu sztywności południkowej płaszcz silosu z blachy falistej na rozkład jego obciążenia.

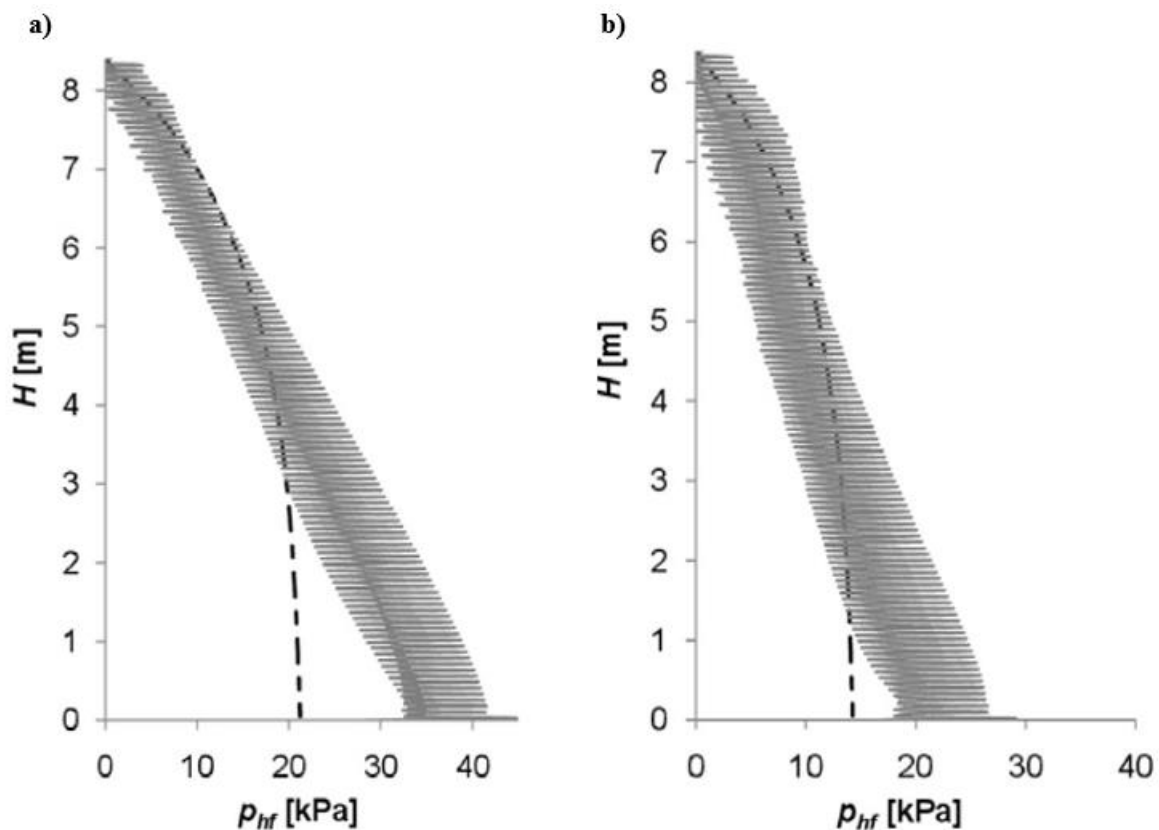


Rys. 2.43. Osiowosymetryczny model obliczeniowy zbudowany w programie PLAXIS, $d_c = 1,8$ m, $h_c = 7,2$ m [65].



Rys. 2.44. Siatka MES modelu obliczeniowego zbudowanego w programie Plaxis. Model osiowosymetryczny, $d_c = 1,8$ m, $h_c = 7,2$ m [65].

Dokładniejsze i bardziej zaawansowane analizy numeryczne związane częściowo z rozkładem obciążeń w podatnych silosach z blach falistych od ciężaru składowanego ośrodka przeprowadzili Kuczyńska, Wójcik i Tejchman [48]. W przeprowadzonych analizach zastosowali hipoplastyczny model konstytutywny do opisu składowanego ośrodka sypkiego (piasku i pszenicy), a ich analizy w głównej mierze dotyczyły wpływu samego ośrodka na stateczność płaszczy nieuzębrowanych silosów. Do uzyskania pożądanego celu zbudowali przestrzenny model numeryczny, w którym ośrodek sypki zamodelowano elementami bryłowymi jako ciągły, natomiast płaszczy silosu elementami powłokowymi. W strefie kontaktu materiału sypkiego z płaszczy silosu na całej długości kontaktu zbudowany model zakłada tarcie ośrodka po falistej poboczniczy. Badacze ci analizy przeprowadzili na modelu o średnicy $d_c = 2,67$ m i wysokości $h_p = 8,4$ m, oraz na małym modelu o średnicy $d_c = 1,0$ m i wysokości $h_p = 2,0$ m. W analizach wykorzystano geometrię blachy falistej jednego z producentów o wysokości fali $d = 18$ mm i długości $l = 76$ mm. Bardzo ważny jest fakt, że proces obciążania odbywał się warstwami, grawitacyjnie od dolnej warstwy (layer by layer) co zdecydowanie przybliżyło proces napełnienia silosu. Uzyskane wyniki porównali z rezultatami otrzymanymi na podstawie obowiązujących normatywów [80].



Rys. 2.45. Rozkład parcia poziomego p_{hf} w silosie średniej wielkości na podstawie analiz numerycznych wg [48]: a) piasek, b) pszenica (linia przerywana rozkład wg [80])

Otrzymane przez badaczy wyniki jednoznacznie wykazały na wyraźny wpływ składowanego ośrodka na nośność wyboczeniową płaszcza nieuzębrowanego silosu z blach falistych podczas napełnienia. Otrzymane wartości obciążenia granicznego zdecydowanie przewyższały wartości wyznaczone w oparciu o obowiązujące normatywy [80], [81], [82]. Przyrost nośności granicznej ściśle zależał od grubości płaszcza, składowanego ośrodka sypkiego i jego właściwości. Dla mniejszych grubości płaszczy silosów uzyskiwano większy przyrost nośności granicznej. Z punktu widzenia niniejszej pracy najistotniejsze okazały się jednak przedstawione przez tych autorów duże różnice w rozkładach obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka, uzyskanych na drodze analiz numerycznych i wyliczeń w oparciu o teorię Janssena [80]. Dla obu modeli wyniki numeryczne wartości parcia poziomego p_h uzyskane z analiz numerycznych były zdecydowanie większe, w dolnej strefie różnica sięgała ta nawet do 95% (rys. 2.45). Odwrotny efekt uzyskano natomiast dla wartości tarcia powierzchniowego p_w , a różnice były ogromne. W przypadku modelu o średniej wielkości globalna reakcja płaszcza od ciężaru składowanego ośrodka była dla piasku o 11 razy niższa niż wartość otrzymana w oparciu o teorię Janssena, natomiast dla pszenicy o 3,5 razy niższa.

2.8. Zagadnienie normalizacyjne i badawcze

W aktualnych przepisach normowych [80] pomija się wpływ sztywności, zarówno południkowej jak i równoleżnikowej, płaszcza silosu na rozkład obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego. Niezależnie od sztywności konstrukcji walcowego płaszcza obciążenie jest wyznaczane w identyczny sposób jak dla przypadku płaszczy sztywnych. Stanowi to duże uproszczenie, a niekiedy może prowadzić do niedoszacowania rzeczywistego obciążenia, np. dna silosu. Koniecznym jest rozgraniczenie konstrukcji silosów na silosy o sztywnym i podatnym południkowo i równoleżnikowo płaszczu. W niniejszej pracy ograniczono się głównie do badania wpływu podatności południkowej płaszczy silosów i skupiono się na propozycji metody wyznaczania ich pionowego obciążenia. Obciążenie to ma decydujące znaczenie przy ocenie bezpieczeństwa eksploatacji silosów a wiele znanych awarii związane było z wystąpieniem przeciążenia płaszczy w kierunku południkowym. Zarówno silosy z blachy płaskiej jak i uźebrowane silosy z blachy falistej można zaklasyfikować do grupy o sztywnym południkowo płaszczu, natomiast nieuźebrowane silosy z blachy falistej należy traktować jako konstrukcje o podatnym południkowo płaszczu. W przypadku konstrukcji o sztywnych płaszczech pionowe obciążenie ścian od tarcia p_w stanowi iloczyn parcia poziomego p_h i współczynnika tarcia materiału sypkiego μ o ścianę silosu. Wraz ze wzrostem chropowatości powierzchni ściany rośnie wartość pionowego obciążenia p_w . Obecnie brakuje zależności, która umożliwiłaby uwzględnienie podatności południkowej płaszcza na wartość tego obciążenia. W kolejnych rozdziałach pracy skupiono się przede wszystkim na przedstawieniu wpływu podatności południkowej płaszcza na rozkład obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka oraz na opracowaniu metody analitycznej umożliwiającej wyznaczenie pionowego (południkowego) obciążenia podatnego płaszcza silosu.

Przedstawiony w niniejszym rozdziale przegląd stanu wiedzy, dotyczący wpływu podatności płaszczy silosów z blach falistych, bądź płaszczy o innych podatnych konstrukcjach, na rozkład obciążeń od materiału sypkiego w silosie pozwala na określenie niektórych obszarów, jeszcze nie zbadanych lub zbadanych w niewystarczającym stopniu. Stanowią one podstawę do sformułowania celów i tez niniejszej rozprawy w rozdziale 3. Można więc stwierdzić, że:

- brak jest wystarczającej bazy badań zarówno doświadczalnych, jak i numerycznych, umożliwiających sformułowanie zależności analitycznej do wyznaczenia obciążeń dna i płaszcza silosu z podatnym południkowo i równoleżnikowo płaszczem silosu,

- powszechne pomijanie wpływu podatności konstrukcji płaszczy silosów na ich obciążenia może wpływać niekorzystnie na bezpieczeństwo realizowanych silosów, stąd zaawansowane badania tych zagadnień są konieczne,
- brak jest praktycznych wytycznych do projektowania podatnych południkowo i równoleżnikowo płaszczy silosów,
- brak jest zweryfikowanego modelu numerycznego umożliwiającego rozszerzenie dotychczasowych wyników nielicznych badań doświadczalnych na inne niż badane geometrie i konstrukcje silosów,
- występujący wysoki poziom awaryjności nieuzbrojonych silosów z blach falistych ze stożkowym lejem jest dodatkowym argumentem, aby zaawansowane badania wpływu podatności płaszczy silosów na ich obciążenia były prowadzone,
- wydaje się konieczne prowadzenie analiz wpływu podatności płaszcza silosu na rozkład obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka dla różnych rodzajów materiałów sypkich,
- w badaniach numerycznych i ewentualnie doświadczalnych istnieje konieczność oceny wpływu średnicy silosu na rozkład obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka, gdyż do tej pory nie było takich badań,
- celowe wydaje się ustalenie minimalnej wysokości południkowych żeber usztywniających płaszczy silosu, przy której można uznać, że płaszczy jest w kierunku południkowym konstrukcją sztywną i jego sztywność nie ma już istotnego wpływu na rozkład obciążeń w silosie,
- brak jest określenia granicznej wartości sztywności południkowej w umownym podziale na silosy o podatnym i sztywnym południkowo płaszczy,
- do tej pory nieuzbrojone silosy o płaszczy z blach falistych projektowane są na ogół jak konstrukcje z płaszczy sztywnymi, co może stwarzać ryzyko przeciążenia den takich silosów i ich awarii.

Zawarte w dalszej części niniejszej pracy wyniki przeprowadzonych badań doświadczalnych i analiz numerycznych mają przede wszystkim na celu wyjaśnienie wybranych zagadnień przedstawionych powyżej oraz stanowią własny wkład autora w rozwój teorii obciążeń płaskodennych silosów z blach falistych o uzbrojonych i nieuzbrojonych płaszczy.

3. CELE I TEZY ROZPRAWY DOKTORSKIEJ

Do podstawowych celów naukowych rozprawy należy wykazanie wpływu sztywności południkowej i wymuszonych przemieszczeń południkowych podatnych walcowych płaszczy płaskodennych silosów z blach falistych na parametry rozdziału obciążeń, na płaszczy i dno silosu, pochodzących od ciężaru materiału wypełniającego oraz opracowanie ogólnej procedury umożliwiającej wyznaczenie pionowych obciążeń podatnych południkowo, walcowych płaszczy silosów płaskodennych od ciężaru materiału wypełniającego. Ponadto za cel postawiono również zbudowanie modelu numerycznego umożliwiającego wyznaczenie obciążeń od składowanego ośrodka sypkiego w nieuzębrowanych silosach z blach falistych o różnej geometrii fal i różnych wymiarach walcowych płaszczy.

Analizy dotychczasowego stanu wiedzy oraz własne analizy wstępne pozwoliły na sformułowanie następujących tez rozprawy doktorskiej:

Teza 1: W walcowych silosach płaskodennych o płaszczykach z blach falistych współczynnik rozdziału pionowego obciążenia pochodzącego od ciężaru materiału sypkiego k na płaszczy i dna tych silosów zależy istotnie od południkowej sztywności płaszczy K_w , od średnicy silosu d_c , a także od wymuszonych mechanicznie przemieszczeń południkowych tych płaszczy.

Teza 2: Iloraz parcia poziomego K w walcowych silosach z blach falistych zależy od sztywności południkowej K_w i obwodowej K_Θ tych płaszczy.

Prawdziwość powyższych tez wykazana została za pomocą badań doświadczalnych i analiz numerycznych.

4. BADANIA EKSPERYMENTALNE WALCOWYCH, PŁASKODENNYCH SILOSÓW Z BLACH FALISTYCH

4.1. Cel i zakres badań

Podstawowym celem przeprowadzonych badań eksperymentalnych, płaskodenngo silosu z blachy falistej (rys. 4.2) było określenie wpływu sztywności południkowej płaszcza na rozdział obciążenia pionowego od składowanego materiału sypkiego wewnątrz komory silosu, na płaszczy i płaskie dno tego silosu. Różne sztywności południkowe płaszcza realizowano za pomocą zmiany wysokości południkowych żeber, począwszy od silosu nieuzębrowanego, a skończywszy na silosie z żebrami na całej wysokości płaszcza. Przeprowadzono także badania na dodatkowym krótkim modelu (rys. 4.3), który stanowił dolny fragment badanego

uprzednio płaszcz płaskodennego kompletnego silosu z blachy falistej, co pozwoliło na uzyskanie większej bazy wyników. W tym dodatkowym modelu różne sztywności płaszcz realizowano także przez jego uźbrowanie, a wpływ jego południkowych przemieszczeń na rozkład obciążeń badano poprzez mechaniczne wymuszanie różnych wartości tych przemieszczeń na stanowisku badawczym. Przeprowadzono badanie właściwości granulatu HDPE użytego w badaniach, w specjalnie skonstruowanym do tego celu aparacie badawczym. Główne cele zostały ujęte w sformułowanych w rozdziale 3 dwóch tezach rozprawy, a wykonane badania doświadczalne i numeryczne mają za zadanie potwierdzenie stawianych tez i lepsze rozpoznanie sformułowanego problemu badawczego.

Prowadzone badania płaskodennego silosu obejmowały zarówno stan napełniania jak i opróżniania silosu. Dla poszczególnych sztywności płaszcz, czyli dla różnych wysokości żeber południkowych dokonywano ciągłego odczytu z siłomierzy zlokalizowanych pod słupami płaszcz i dna silosu. Należy wyjaśnić, że płaszcz i dno silosu był niezależnie podparte na podporach odcinkowych (słupach stalowych). W przypadku silosu w pełni uźbrowanego prowadzono równoległe pomiary tensometryczne mające na celu wyznaczenie rozkładu parcia poziomego na płaszcz silosu. Ciągłe pomiary obciążeń płaszcz i dna siłomierzami jak i tensometrami elektrooporowymi umożliwiły śledzenie rozkładu obciążenia w poszczególnych fazach napełniania i opróżniania silosu.

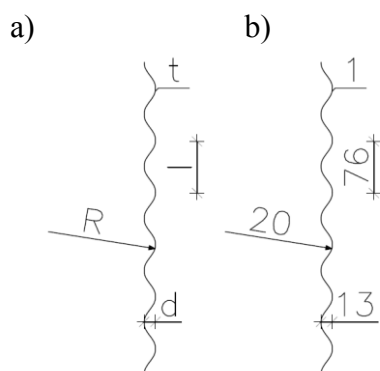
Badania drugiego krótkiego modelu w postaci dolnego fragmentu płaszcz silosu (rys. 4.3) umożliwiły wykonanie większej liczby pomiarów dla różnych materiałów sypkich niż dla silosu pełnego z wypełnieniem granulatem HDPE. Pomiary dokonywano na płaszczu z wymuszonymi przemieszczeniami południkowymi, nieuźbrowanym oraz na uźbrowanym na całej wysokości. Za pomocą siłomierzy rejestrowano w sposób ciągły obciążenie pionowe przypadające na płaszcz modelu. Badania były prowadzone dla różnych wartości ciśnienia pionowego p_v , wymuszanego mechanicznie siłownikami hydraulicznymi i tłokiem.

W skonstruowanym zgodnie z [80] aparacie badawczym skupiono się przede wszystkim na wyznaczaniu wartości ilorazu parcia bocznego K_0 używanego w badaniach granulatu HDPE.

4.2. Modele badawcze silosów

Jednym z modeli, na których przeprowadzono badania eksperymentalne był płaskodenny silos o średnicy $d_{c1} = 1,8$ m i całkowitej wysokości walcowego płaszcz $h_{p1} = 4,5$ m (rys. 4.2, 4.5), wykonany z blachy falistej o grubości $t = 1$ mm. Geometrię blachy falistej przedstawiono na rys. 4.1. W konstrukcji silosu widoczny jest lej wysypowy o kącie nachylenia 45° , jednak wewnątrz silosu znajduje się specjalnie zaprojektowana konstrukcja płaskiego, sztywnego dna,

oddylatowana od jego komory (rys. 4.2). Płaszcz silosu, podobnie jak dno podarto niezależnie na 3 słupach stalowych (łącznie 6 słupów), pod którymi umieszczono siłomierze FT5306 do rejestracji sił pionowych, przekazywanych z płaszcza oraz dna silosu na podstawy tych słupów. Zastosowanie trójpunktowego układu podpór pozwoliło wyeliminować wpływ nierównomiernego podparcia, tym samym rektyfikacja konstrukcji nie była potrzebna. Na obwodzie silosu rozmieszczono równomiernie 6 żeber południkowych z walcowanych ceowników C80, z czego trzy osie żeber pokrywały się z osiami słupów płaszcza. Żebra te przyspawano do specjalnie przygotowanych blaszek, znajdujących się w poszczególnych pionowych osiach obwodu płaszcza silosu, w każdym zewnętrznym grzbiecie blachy falistej. Rozwiązanie to umożliwiło w prosty sposób na regulację sztywności południkowej płaszczy przez skokowe zwiększanie liczby odcinków spoiny łączącej żebra z blaszkami płaszcza, a tym samym uzyskiwano różne długości południkowych żeber. Silos o długości żeber równej połowie wysokości płaszcza uzyskano przez przyspawanie żeber do 50% blaszek zamocowanych w każdej pionowej osi zlokalizowanej na obwodzie płaszcza silosu. W miarę zwiększania długości żeber uzyskiwano większą sumaryczną sztywność płaszcza silosu. W badanym modelu silosu przewidziano zarówno centryczny zasyp jak i centryczny otwór wylotowy o średnicy $\varnothing 160$.

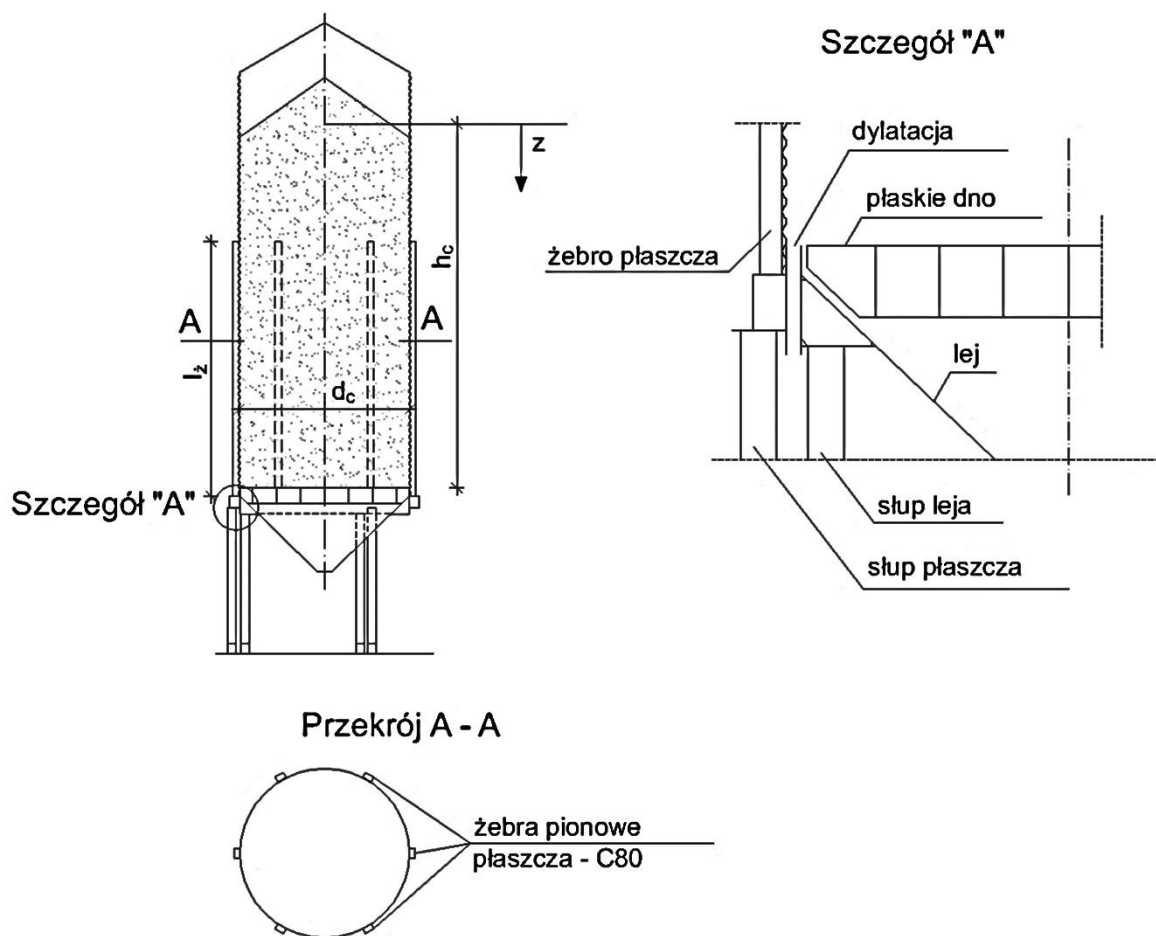


Rys. 4.1. Ogólny opis geometrii fal blachy (a) oraz geometria fali zastosowanej blachy w badanych silosach (b)

Drugi model badawczy (rys. 4.3) stanowił jednostkowy fragment płaszcza silosu z blachy falistej o wysokości $h_{p2} = 1,180$ m i średnicy $d_{c2} = 1,8$ m. Zastosowano identyczną grubość i geometrię blachy falistej jak w przypadku modelu rzeczywistego silosu. Brzegi płaszcza silosu usztywniono walcowanymi pierścieniami z ceowników C50. W modelu przewidziano możliwość dokręcenia południkowych żeber w celu uzyskania większej sztywności płaszcza.

Właściwości używanego w badaniach granulatu HDPE (ciężar objętościowy γ oraz wartość ilorazu parcia bocznego K_0) zbadano w specjalnie skonstruowanym do tego celu

aparacie badawczym jednoosiowego ściskania przedstawionym na rys. 4.4. Aparat o średnicy $d_{c3} = 388 \text{ mm}$ i wysokości $h_{p3} = 400 \text{ mm}$ wykonano z dwóch kawałków przeciętej rury połączonych cienkimi blaszkami, na których dokonywano tensometrycznego pomiaru odkształceń obwodowych, gdyż odkształcenia obwodowe grubej rury byłyby zbyt małe, aby je zarejestrować przy pomocy tensometrów elektrooporowych. Aparat wyposażono w trzy czujniki indukcyjne, siłownik oraz siłomierz. Za pomocą siłownika, który z jednej strony był oparty o tłok prasy wytrzymałościowej wywierano poprzez grubą płytę pokrywy ciśnienie pionowe p_v na ośrodek sypki. Siłomierzem mierzono wartość wywieranej siły, a czujnikami indukcyjnymi przemieszczenie pionowe słupa składowanego ośrodka (jego skrócenie).



Rys. 4.2. Schemat konstrukcyjny badanego silosu z blachy falistej



Rys. 4.3. Model jednostkowego fragmentu nieuzębrowanego płaszcza silosu o wysokości $h_{p2} = 1180$ mm i średnicy $d_{c2} = 1800$ mm z zainstalowaną aparaturą pomiarową



Rys. 4.4. Aparat badawczy do wyznaczania właściwości ośrodków sypkich

4.3. Stanowiska badawcze i aparatura pomiarowa

Stanowisko badawcze modelu silosu z blachy falistej o średnicy $d_{c1} = 1800$ mm i całkowitej wysokości walcowego płaszcza $h_{p1} = 4500$ mm przedstawiono na rys.4.5. Badania prowadzone były w Akredytowanym Laboratorium Konstrukcji Budowlanych Wydziału

Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej. Pod wszystkimi słupami silosu umieszczono siłomierze FT5306 do rejestracji sił pionowych (rys. 4.6). Trzy z nich miały zakres pomiarowy $0 \div 100$ kN, a trzy pozostałe zakres $0 \div 80$ kN. Dokładność pomiaru wynosiła 0,05 kN. Siłomierze połączone z mostkiem tensometrycznym Hottingera, który dokonywał odczytów ich wskazań co około 2 sekundy i wysyłał informacje do komputera, co umożliwiło śledzenie wyników w czasie rzeczywistym. Oddylatowanie konstrukcji płaszcza od płaskiego dna umożliwiło bezpośrednie wyznaczenie obciążenia pionowego od materiału sypkiego przypadającego odpowiednio na płaszcz i płaskie dno silosu. Do transportu materiału sypkiego wykorzystano zespół przenośników ślimakowych. Oprócz badanego silosu stanowisko pomiarowe wyposażono w drugi silos techniczny z blachy płaskiej, co umożliwiło ciągłe przesypanie ośrodka.

a)



b)



Rys. 4.5. Widok stanowiska badawczego: a) nieuzębrowany silos z blachy falistej, b) w pełni uzębrowany silos z blachy falistej (6 żeber C80 na obwodzie)



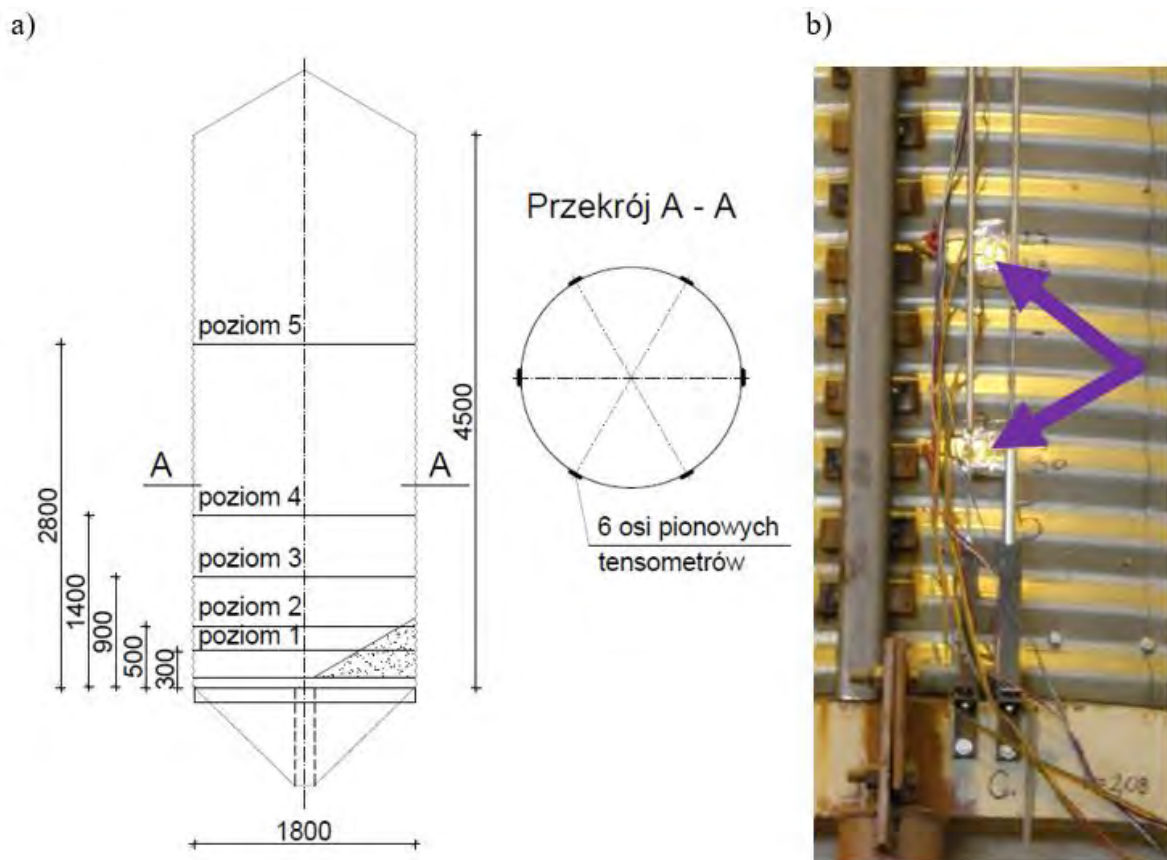
Rys. 4.6. Siłomierz do rejestracji sił pionowych pod jedną z podpór silosu

Z uwagi na brak pylenia i jednocześnie stałą wilgotność ośrodka sypkiego do badań zastosowano granulaty z tworzywa polietylenowego HDPE o średnicy pastylek ok 5-6 mm. Zastosowanie granulatu, materiału niepylącego, umożliwiło bezpieczną pracę w hali laboratoryjnej eliminując możliwość powstania wybuchu pyłu spowodowanego pojawieniem się iskry od urządzeń elektrycznych. Brak higroskopijności granulatu i utrzymywanie stałego poziomu jego wilgotności gwarantowało uzyskanie wyników dla stałych właściwości ośrodka sypkiego. Ponadto konieczność wielokrotnych cykli napełniania i opróżniania spowodowałyby niszczenie w przenośnikach ślimakowych innego rodzaju materiałów sypkich, zwłaszcza zbóż i biomas. Prędkość opróżniania i napełniania była porównywalna, a czas pojedynczego ciągłego napełniania lub opróżniania silosu wynosił około 40 minut.

W celu wyznaczenia wartości parę poziomych na płaszcz modelu zainstalowano na silosie, na pięciu poziomach, sumarycznie 48 tensometrów elektrooporowych firmy Hottinger o bazie 10 mm, tworzących 24 pary. Rozmieszczenie tensometrów przedstawiono na rys. 4.7. Na poziomach od 1 do 3 zainstalowano po 6 par tensometrów, natomiast na wyższych poziomach 4 i 5 po 3 pary tensometrów. Połowa tensometrów została naklejona w fałdach zewnętrznych a druga w fałdach wewnętrznych blachy falistej po zewnętrznej stronie płaszcza silosu. Ponadto na płaszczu silosu zainstalowano 9 indukcyjnych czujników przemieszczeń pionowych, które pozwoliły rejestrować skrócenie powłoki płaszcza.

Różne sztywności płaszcza uzyskiwano przez zmianę długości południkowych żeber. W modelu zastosowano żebra o długościach l_z wynoszących: $l_z = 0,5d_c$, $l_z = 0,75d_c$, $l_z = 1,0d_c$, $l_z = 1,5d_c$, $l_z = 2,0d_c$ i $l_z = 2,5d_c$ (oznaczenia wg rys. 4.2). Wszystkie odczyty z tensometrów

i czujników przemieszczeń dokonywano w sposób ciągły zarówno podczas napełniania jak i opróżniania.



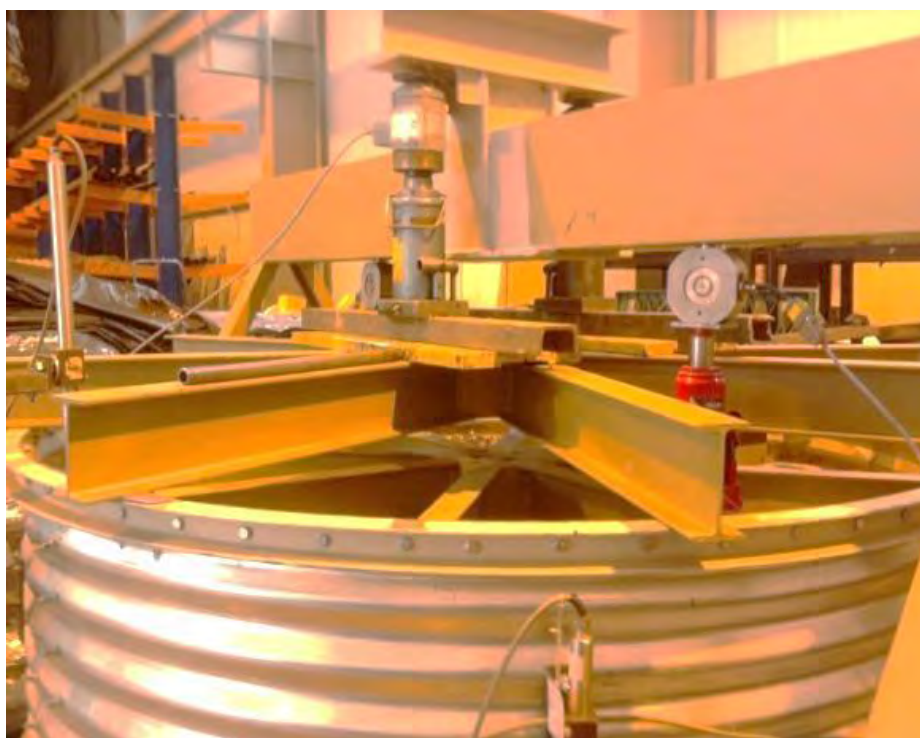
Rys. 4.7. Szkic rozmieszczenia tensometrów elektrooporowych na płaszcz silosu (a) oraz widok dwóch par tensometrów naklejonych na płaszcz silosu (b)

Na specjalnym stanowisku badawczym (rys. 4.8) zamontowano jednostkowy model płaszcz, odzwierciedlający dolne cargo silosu, z blachy falistej o takiej samej geometrii jak w modelu rzeczywistym. Obciążenie pionowe realizowano za pomocą 4 siłowników hydraulicznych. Dwa siłowniki wymuszały południkowe obciążenie samego płaszczu za pomocą ośmioramiennego, promieniowego rusztu z belek dwuteowych o dużej sztywności giętej (rys. 4.9). Pozostałe dwa siłowniki hydrauliczne wywierały poprzez sztywną płytę tłoka (rys. 4.10) równomierne ciśnienie pionowe p_v na składowany materiał. W jednostkowym krótkim modelu płaszczu zainstalowana aparatura (rys. 4.8 i 4.11) umożliwiała w sposób ciągły pomiar sił w podstawie płaszczu modelu, przemieszczeń pionowych modelu i ośrodka sypkiego oraz odkształceń obwodowych płaszczu. Za pomocą 4 siłomierzy na obwodzie nieco uniesionej krawędzi dolnej płaszczu mierzono wypadkowe (globalne) południkowe obciążenie płaszczu przy różnych wartościach ciśnienia p_v , wywieranego na materiał sypki za pomocą sił P3 + P4 na tłok (rys. 4.11). Pionowe przemieszczenia płaszczu rejestrowano za pomocą 6 czujników

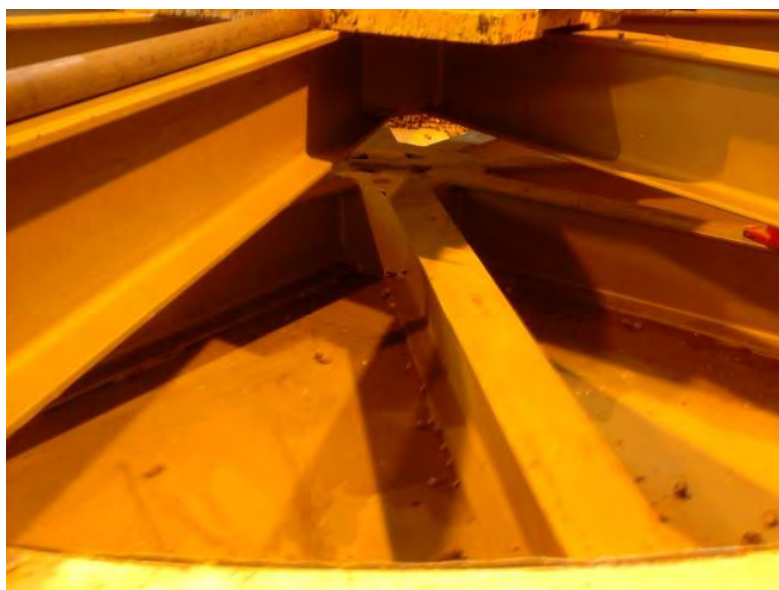
indukcyjnych. Kolejne dwa czujniki indukcyjne wskazywały przemieszczenie górnej krawędzi płyty tłoka, tym samym skompresowanie ośrodka sypkiego. Różne podatności płaszcza nieuzębrowanego symulowano poprzez kontrolowane wymuszanie przemieszczeń w kierunku południkowym (rys. 4.11 siły P1 i P2). W modelu istniała możliwość pomiaru odkształceń obwodowych za pomocą 8 tensometrów elektrooporowych ulokowanych równoległe do fali blachy falistej, odpowiednio po 4 w grzbietach i dolinach. Jednostkowy model płaszcza wypełniany był różnymi rodzajami biomas oraz granulatem



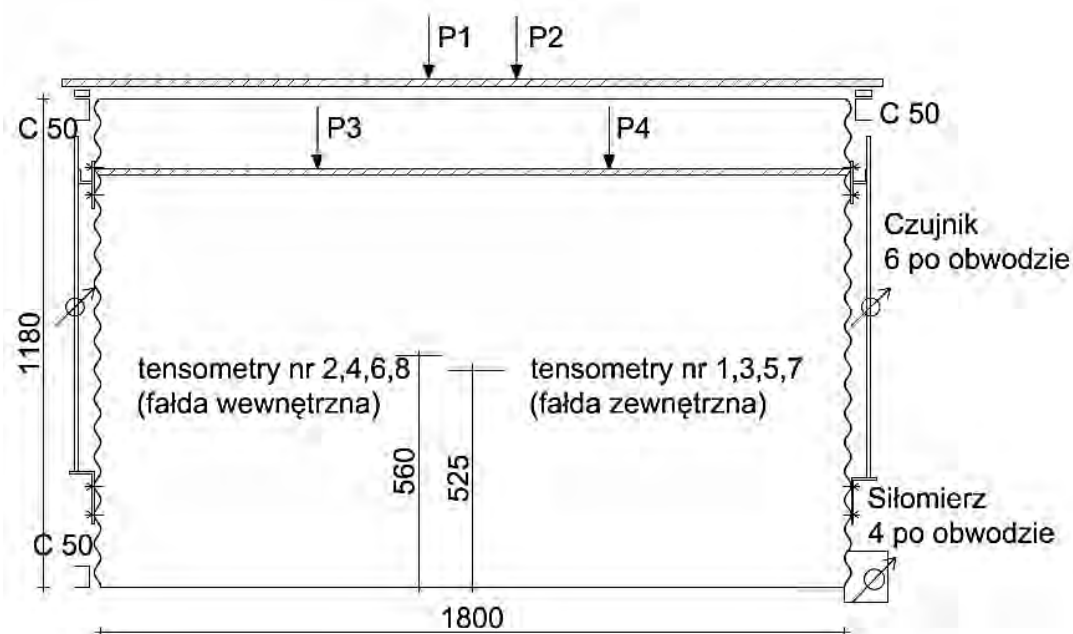
Rys. 4.8. Widok stanowiska badawczego z jednostkowym modelem płaszcza silosu



Rys. 4.9. Widok promieniowego rusztu do obciążania krótkiego modelu płaszcza silosu



Rys. 4.10. Widok fragmentu płyty tłoka do obciążania składowanego w modelu materiału sypkiego



Rys. 4.11. Schemat obciążania modelu jednostkowego

4.4. Wyniki z badań doświadczalnych właściwości granulatu HDPE

W celu porównania wyników badań doświadczalnych z wartościami obciążeń normowych [80], konieczne było laboratoryjne wyznaczenie właściwości używanego w badaniach granulatu HDPE. Wartość ciężaru objętościowego γ oraz ilorazu parcia bocznego K_0 wyznaczono w aparacie jednoosiowego ściskania (rys. 4.4) na podstawie normy [80].

Średnią wartość kąta tarcia wewnętrznego φ_{im} oszacowano na podstawie kąta stoku naturalnego, natomiast efektywną wartość współczynnika tarcia wyznaczono z zależności 4.1. Uzyskane wyniki właściwości przedstawiono w tab. 4.1. Współczynniki zmienności a_k i a_φ przyjęto na poziomie 1,10.

$$\mu_{eff} = (1 - a_w)\tan\varphi_{im} + a_w\mu_w, \quad (4.1)$$

gdzie:

$a_w = 0,20$ (współczynnik uwzględniający kontakt ze ścianą)

$\mu_w = 0,38$ (współczynnik tarcia o blachę płaską).

Tab. 4.1. Właściwości wykorzystanego w badaniach granulatu HDPE

Materiał	Typ ściany	Właściwości materiału				Współczynniki zmienności	
		γ [kN/m ³]	$K_m = 1,1K_o$ [-]	φ_{im} [°]	$\mu_{eff,m}$ [-]	a_k	a_φ
Granulat HDPE	blacha falista	5,6	0,43	28	0,50	1,10	1,10

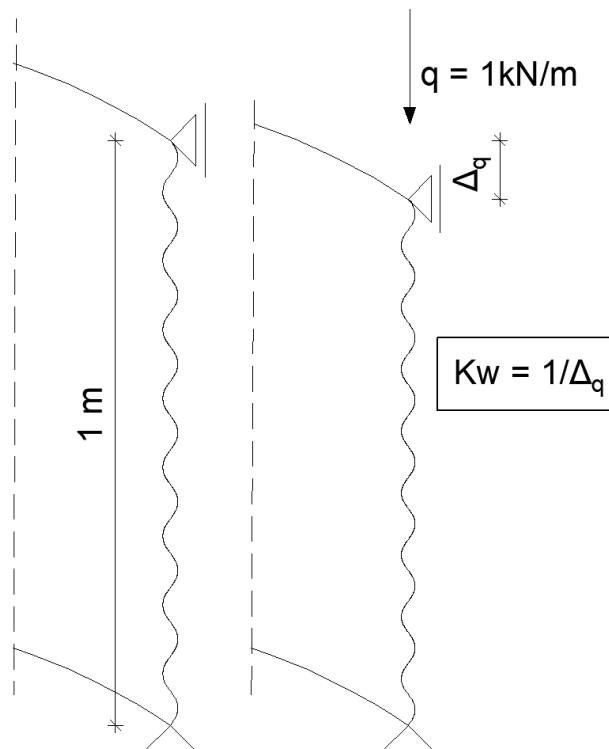
4.5. Wyniki z badań doświadczalnych modelu realnego silosu

Przeprowadzone badania doświadczalne z wykorzystaniem modelu silosu o średnicy $d_{c1} = 1800$ mm i całkowitej wysokości walcowego płaszcza $h_{p1} = 4500$ mm pozwoliły na otrzymanie wyników rozkładu obciążeń pionowych od materiału składowanego, na płaszczy i płaskie dno przy różnych sztywnościach południkowych płaszcza silosu. Zmianę sztywności płaszcza silosu K_w generowano przez skokowe zwiększanie długości żeber pionowych z ceowników C80. Rozpatrzono w sumie 7 różnych przypadków. Badania rozpoczęto na silosie nieuzębrowanym o sztywności K_{w1} . W kolejnych krokach stopniowo zwiększano długość południkowych żeber, kończąc na silosie w pełni uzębrowanym o największej sztywności płaszcza K_{w7} . W tabeli 4.2 zestawiono rozpatrywane przypadki z oznaczeniem poszczególnych sztywności płaszcza. Wartości sztywności wyznaczono dla skrajnych przypadków, tzn silosu nieuzębrowanego i w pełni uzębrowanego. W sytuacjach pośrednich z każdym zwiększeniem długości pionowych żeber rośnie południkowa sztywność płaszcza $K_{w1} < K_{w2} < K_{w3} < K_{w4} < K_{w5} < K_{w6} < K_{w7}$. Sztywność południkową płaszcza K_w wyznaczono jako iloraz pionowej siły jednostkowej q_1 przyłożonej na górnej krawędzi płaszcza do przemieszczenia pionowego Δ_q wywołanego przez tę siłę (rys. 4.12). Dla badanego płaszcza nieuzębrowanego sztywność ta wynosi $K_{w1} = 1232$ kN/m na jednostkę obwodu, natomiast dla płaszcza uzębrowanego $K_{w7} = 240000$ kN/m na jednostkę obwodu. Badania płaszczy o niepełnym uzębrowaniu

$K_{w2} - K_{w6}$ mają charakter wyłącznie jakościowy. Z uwagi na fakt, że w tych przypadkach obciążenie pionowe od ośrodka sypkiego obejmuje zarówno część uźebrowaną i nieuźebrowaną płaszcza, uzyskane wartości sztywności $K_{w2} - K_{w6}$ nie byłyby miarodajne do wyznaczenia zależności $k = f(K_w)$.

Tab. 4.2. Analizowane przypadki uźebrowania płaszcza badanego silosu

Długość żebra l_z	Sztywność płaszcza K_{wi}
0	K_{w1}
$0,50d_c$	K_{w2}
$0,75d_c$	K_{w3}
$1,00d_c$	K_{w4}
$1,50d_c$	K_{w5}
$2,00d_c$	K_{w6}
$2,50d_c$	K_{w7}



Rys. 4.12. Schemat wyznaczania sztywności południkowej K_w płaszcza silosu

W modelu w pełni uźebrowanym możliwe było wyznaczenie rozkładu parcia poziomego p_h na płaszcz silosu, na podstawie pomiarów tensometrycznych, mierząc jednostkowe odkształcenia i obliczając na tej podstawie wartość parcia poziomego p_h . W punkcie 4.5.1. przedstawiono wykresy współczynnika k opisującego udział płaszcza silosu w przenoszeniu obciążeń pionowych pochodzących od składowanego ośrodka sypkiego. W punkcie 4.5.2. zobrazowano na wykresach rozkłady parć poziomych w badanym silosie z pełnym uźebrowaniem.

4.5.1. Wyniki badań obciążeń pionowych płaszcza

Badania doświadczalne rozpoczęto od silosu nieuźebrowanego, a następnie skokowo zwiększano długości 6 żeber południkowych, równomiernie rozmieszczonych na obwodzie, odpowiednio $l_z = 0,5d_c$, $l_z = 0,75d_c$, $l_z = 1,0d_c$, $l_z = 1,5d_c$, $l_z = 2,0d_c$ i $l_z = 2,5d_c$ (oznaczenia wg rys. 4.2). W trakcie procesu napełniania i opróżniania silosu zmianie ulegała zastępcza wysokość słupa materiału h_c , na podstawie której dokonuje się klasyfikacji silosu ze względu na smukłość h_c/d_c i przyporządkowuje się odpowiednią procedurę normową do wyznaczania obciążeń [80]. Wartości współczynnika rozkładu globalnego obciążenia pionowego k otrzymywano na podstawie pomiarów sił pod stopami słupów płaszcza i osobno płaskiego dna. Dla stanu napełniania silosu współczynnik k opisano z indeksem f , a dla opróżniania z indeksem e , odpowiednio k_f i k_e . Współczynnik opisuje udział płaszcza w przenoszeniu pionowych obciążeń. Wartość współczynnika k jest ilorazem sumy sił podpierających niezależnie podparty płaszcz P_w przez całkowity ciężar G materiału zgromadzony w silosie. Całkowity ciężar G stanowi sumę obciążenia płaszcza F_w i płaskiego dna F_b , uzyskaną jako sumę sił odczytanych z wszystkich 6 siłomierzy. Wartość k opisano poniżej zależnością (4.2):

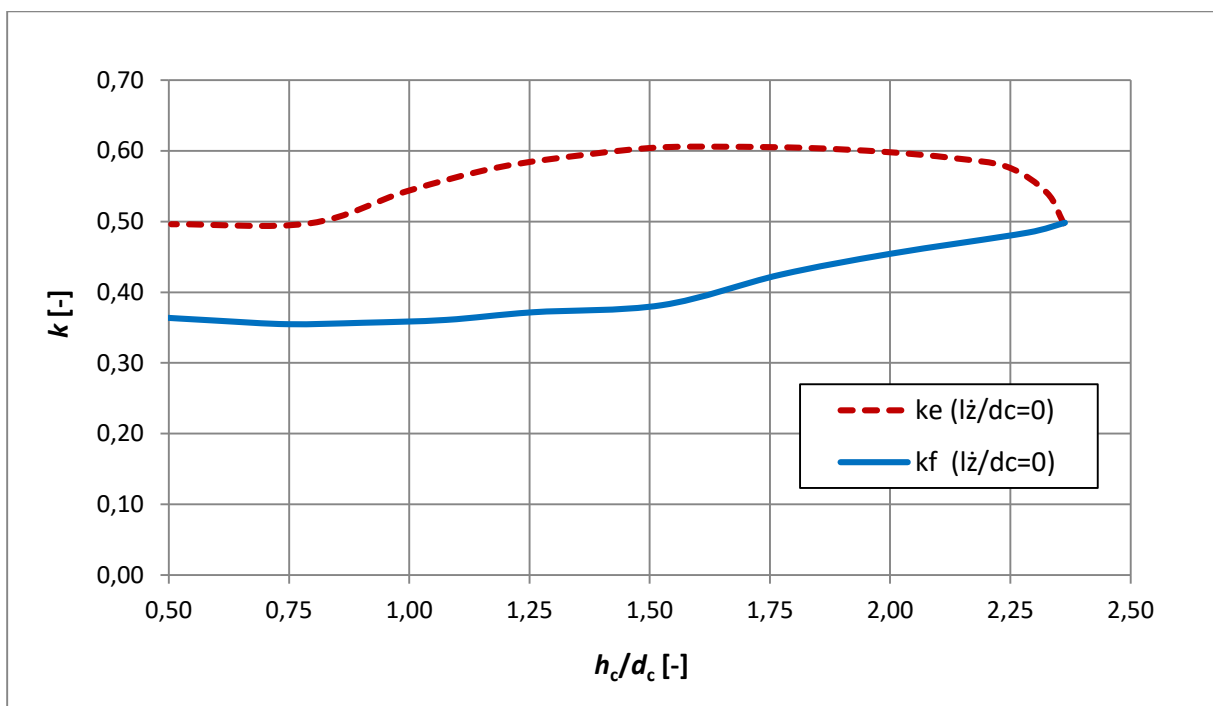
$$k = F_w/G. \quad (4.2)$$

4.5.1.1. Model silosu z nieuźebrowanym płaszczem K_{w1}

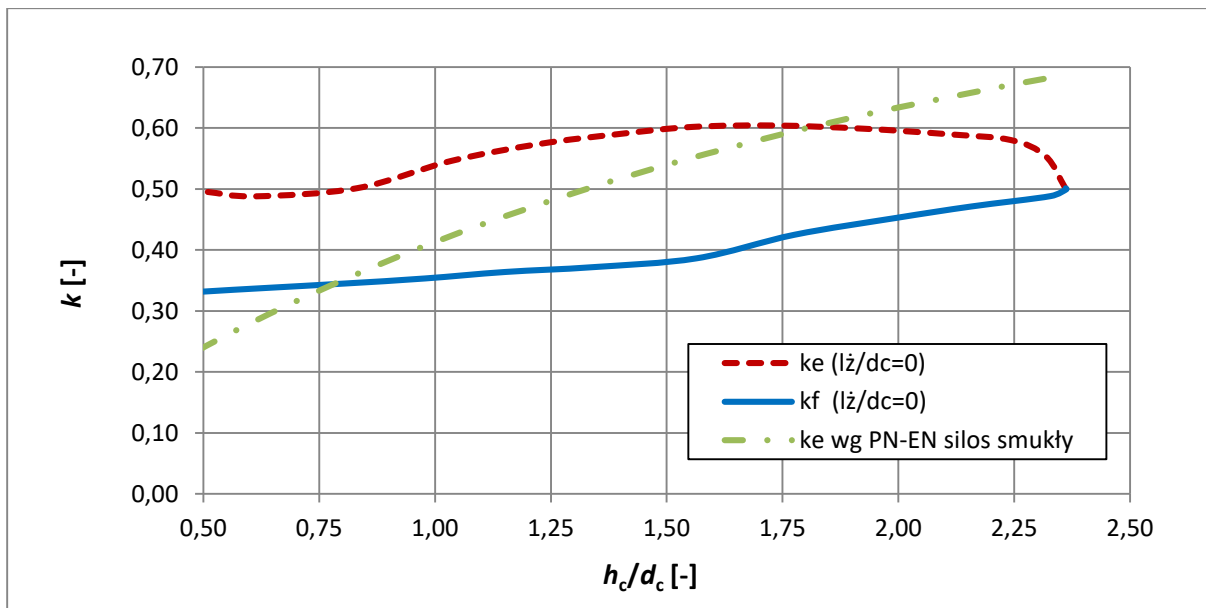
Badania silosu rozpoczęto od przypadku płaszcza bez żeber południkowych, a więc o najmniejszej sztywności południkowej K_{w1} . Przeprowadzono łącznie 6 pełnych cykli napełniania i opróżniania silosu. Wybrane wyniki przedstawiono na wykresach (rys. 4.13 – 4.16). Każdy pełny cykl napełniania i opróżniania oznaczono kolejnym numerem serii.

W każdej serii pomiarowej otrzymano bardzo zbliżony rozkład krzywej $k = k(h_c/d_c)$, zarówno podczas napełniania jak i opróżniania. Z uzyskanych wykresów jednoznacznie wynika, że rozkłady pionowych obciążeń w silosie w trakcie napełniania i opróżniania

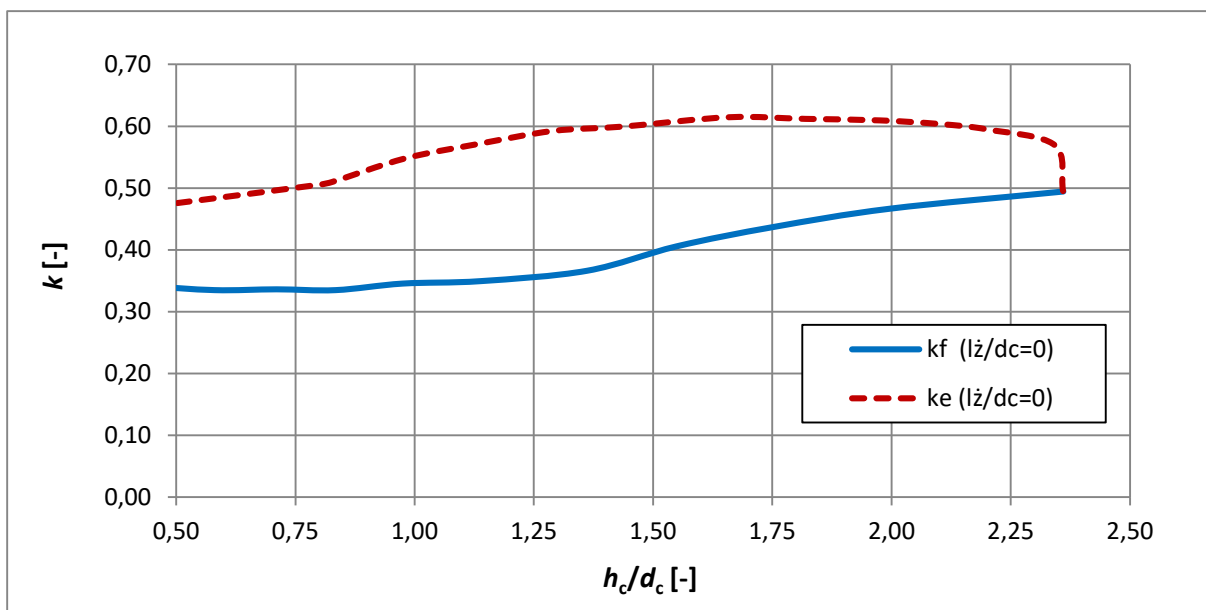
zdecydowanie się różnią. W momencie rozpoczęcia opróżniania następuje gwałtowny wzrost współczynnika k_e , tym samym zwiększa się pionowe obciążenie płaszczu silosu. Współczynnik k_e osiąga wartość maksymalną nie w samym momencie rozpoczęcia procesu opróżniania a dopiero po pewnym czasie. Wyniki potwierdzają duże efekty bezwładności powstające w trakcie opróżniania. W analizowanym silosie o stosunkowo małej średnicy obciążenie płaszczu podczas opróżniania wzrosło niekiedy o ponad 50% w stosunku do stanu napełniania. W obecnych przepisach normowych [80] efekty bezwładności powstające w trakcie opróżniania uwzględnia się przez odpowiednie współczynniki zwiększające obciążenie odpowiadające procesowi napełniania. Przewidywany przez przepisy normowe [80] wzrost obciążeń jest jednak zdecydowanie niższy niż otrzymany podczas badań silosu o średnicy $d_c = 1800$ mm. Ponadto cechą charakterystyczną uzyskanych wyników podczas napełniania jest przebieg krzywej $k = k(h_c/d_c)$, który zdecydowanie różni się od znanego powszechnie rozkładu Janssena. Niewątpliwie wpływ na to miał fakt, że pomiary odbywały się w czasie napełniania, a nie tylko po całkowitym napełnieniu, kiedy materiał ulega pewnej konsolidacji.



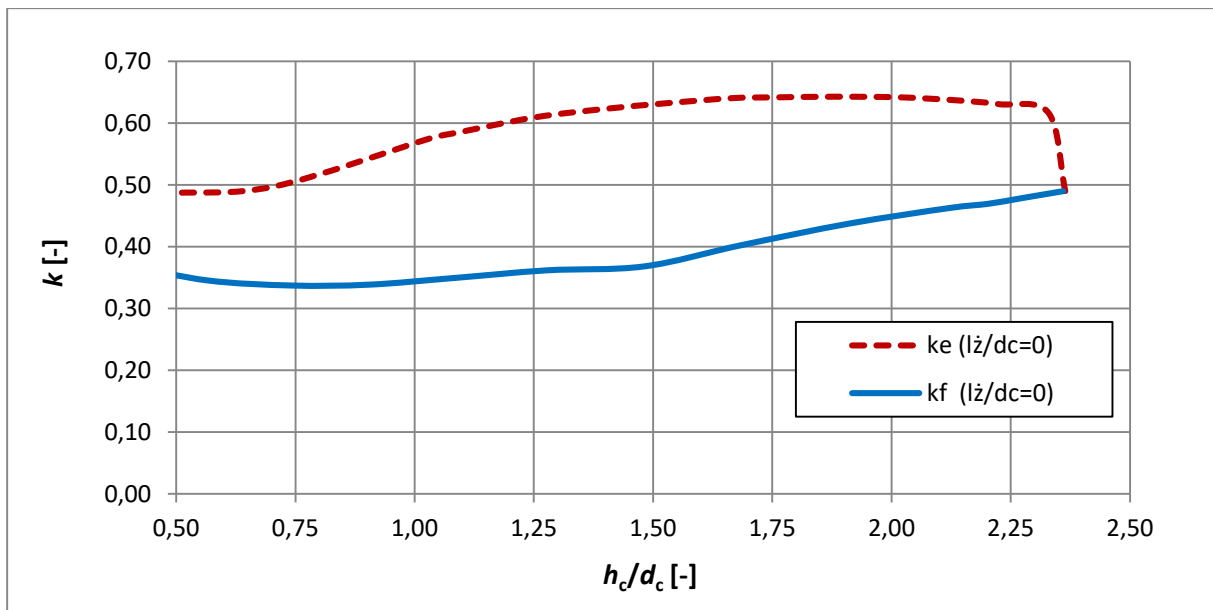
Rys. 4.13. Wartości współczynnika k płaszczu silosu podczas napełniania i opróżniania silosu nieuzębrowanego, seria I



Rys. 4.14. Wartości współczynnika k płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu nieuzębrowanego, oraz wartości k_e wyznaczone wg [80]



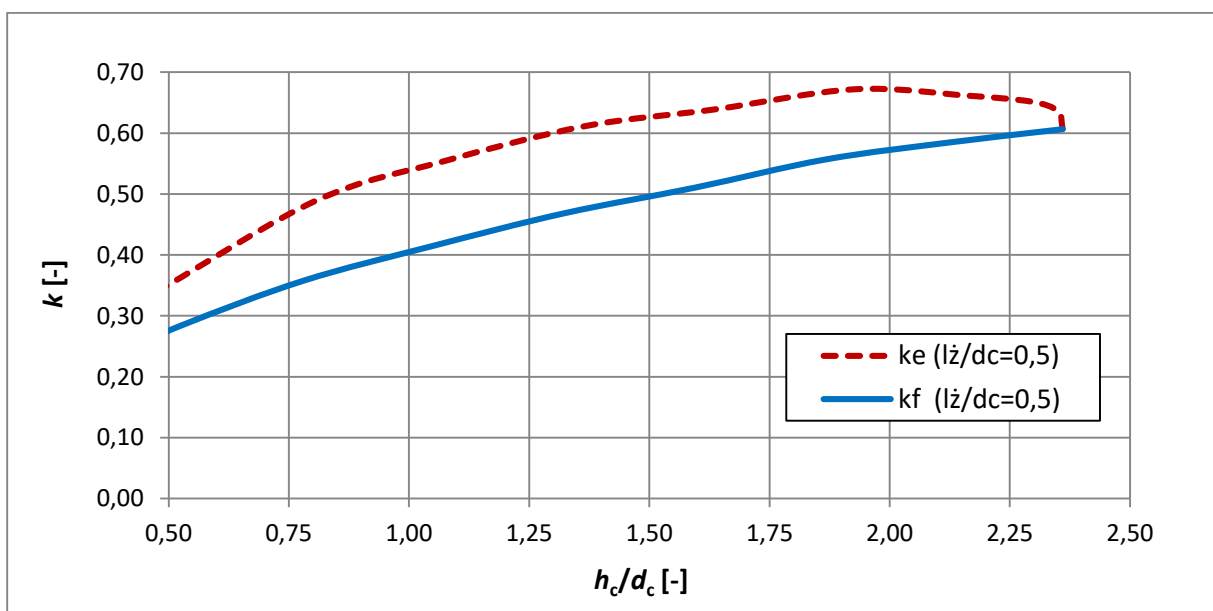
Rys. 4.15. Wartości współczynnika k płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu nieuzębrowanego, seria II



Rys. 4.16. Wartości współczynnika k płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu nieuzębrowanego, seria III

4.5.1.2. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 0,5d_c, K_{w2}$

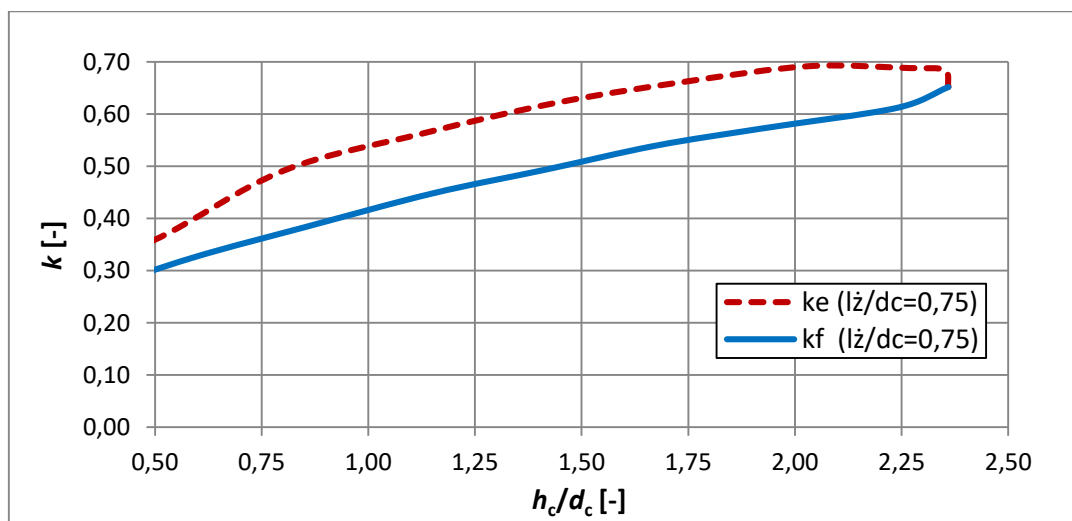
Kolejne badania obejmowały model, w którym dospawano 6 żeber południkowych równomiernie rozmieszczonych na obwodzie, o długości równej połowie średnicy silosu $l_z = 0,5d_c$. Z uwagi na bardzo podobny przebieg rozkładu współczynnika k ograniczono się do 2 pełnych cykli napełniania i opróżniania a wyniki przedstawiono wyłącznie dla jednej serii pomiarowej.



Rys. 4.17. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu częściowo uzębrowanego o $l_z = 0,5d_c$, seria I

4.5.1.3. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 0,75d_c$, K_{w3}

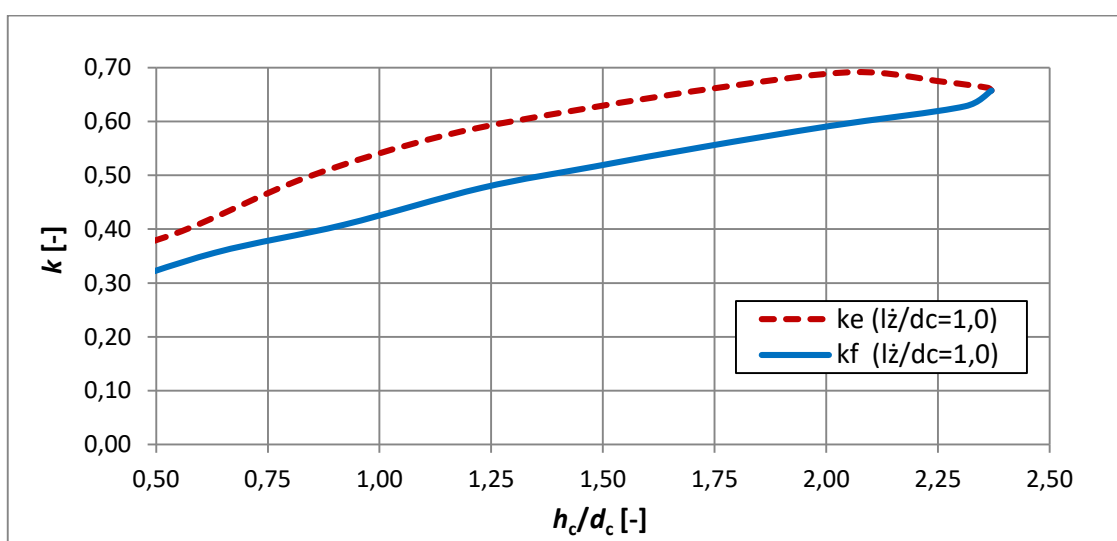
Poniżej zobrazowano reprezentatywny wynik rozkładu współczynnika k dla przypadku południkowych żeber o długości równej $l_z = 0,75d_c$. Sumarycznie przeprowadzono 2 pełne cykle napełniania i opróżniania.



Rys. 4.18. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu częściowo uźebrowanego o $l_z = 0,75d_c$

4.5.1.4. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 1,0d_c$, K_{w4}

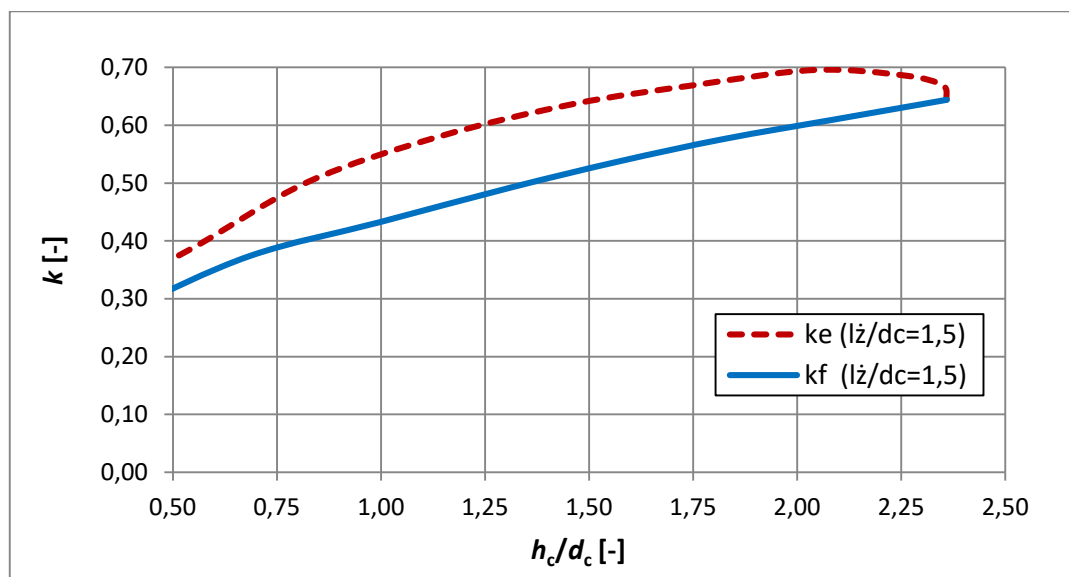
Poniżej przedstawiono reprezentatywny wynik rozkładu współczynnika k dla przypadku południkowych żeber o długości równej $l_z = 1,0d_c$. Sumarycznie przeprowadzono 2 pełne cykle napełniania i opróżniania.



Rys. 4.19. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu częściowo uźebrowanego o $l_z = 1,0d_c$

4.5.1.5. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 1,5d_c$, K_{w5}

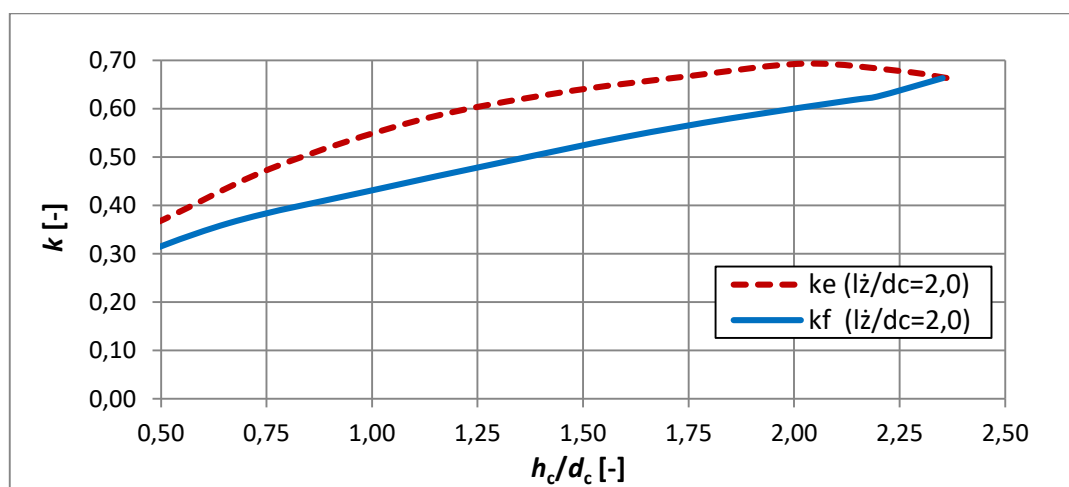
Poniżej zobrazowano reprezentatywny wynik rozkładu współczynnika k dla przypadku południkowych żeber o długości równej $l_z = 1,5d_c$. Sumarycznie przeprowadzono 2 pełne cykle napełniania i opróżniania.



Rys. 4.20. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu częściowo uźebrowanego o $l_z = 1,5d_c$

4.5.1.6. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 2,0d_c$, K_{w6}

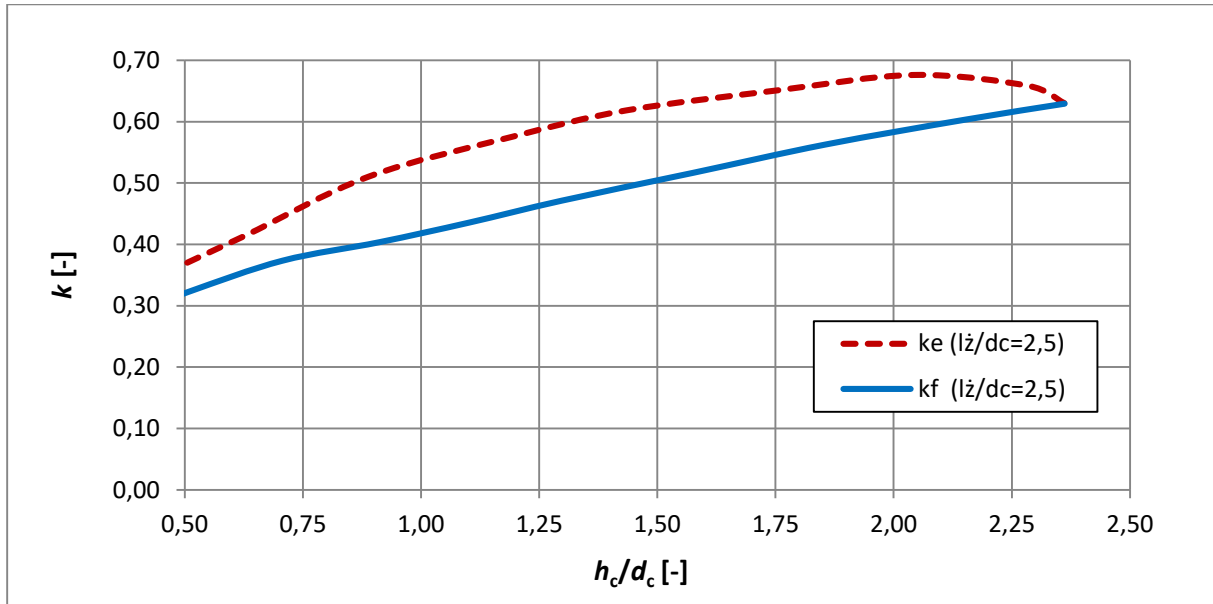
Poniżej na rys. 4.21 przedstawiono reprezentatywny wynik rozkładu współczynnika k dla przypadku południkowych żeber o długości równej $l_z = 2,0d_c$. Sumarycznie przeprowadzono 2 pełne cykle napełniania i opróżniania.



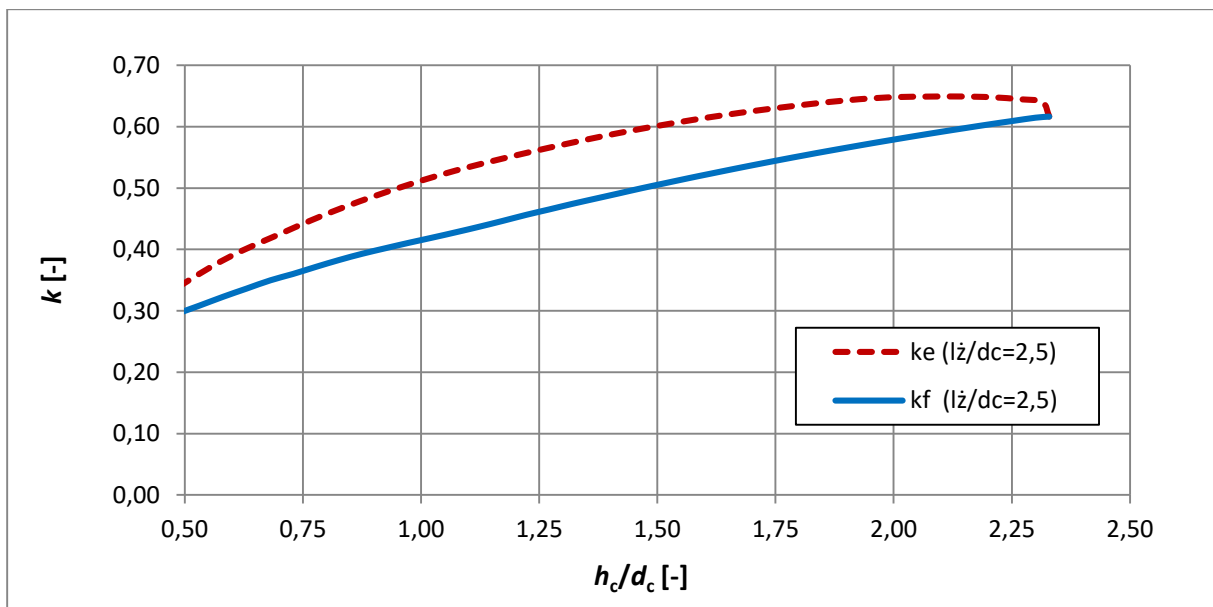
Rys. 4.21. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu częściowo uźebrowanego o $l_z = 2,0d_c$

4.5.1.7. Model silosu z żebrami o długości równej $l_z = 2,5d_c$, K_{w7}

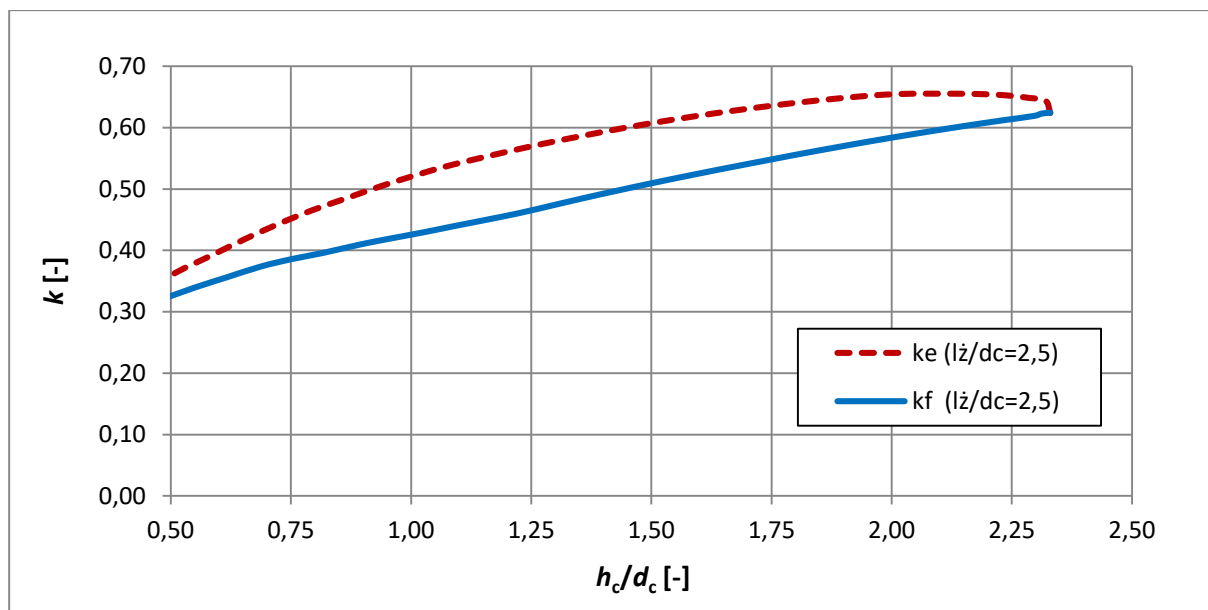
Poniżej zobrazowano wyniki rozkładu współczynnika k dla przypadku pełnego uźebrowania płaszczu silosu $l_z = 2,50d_c$. Sumarycznie przeprowadzono 3 pełne cykle napełniania i opróżniania.



Rys. 4.22. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszczu silosu podczas napełniania i opróżniania silosu w pełni uźebrowanym, seria I



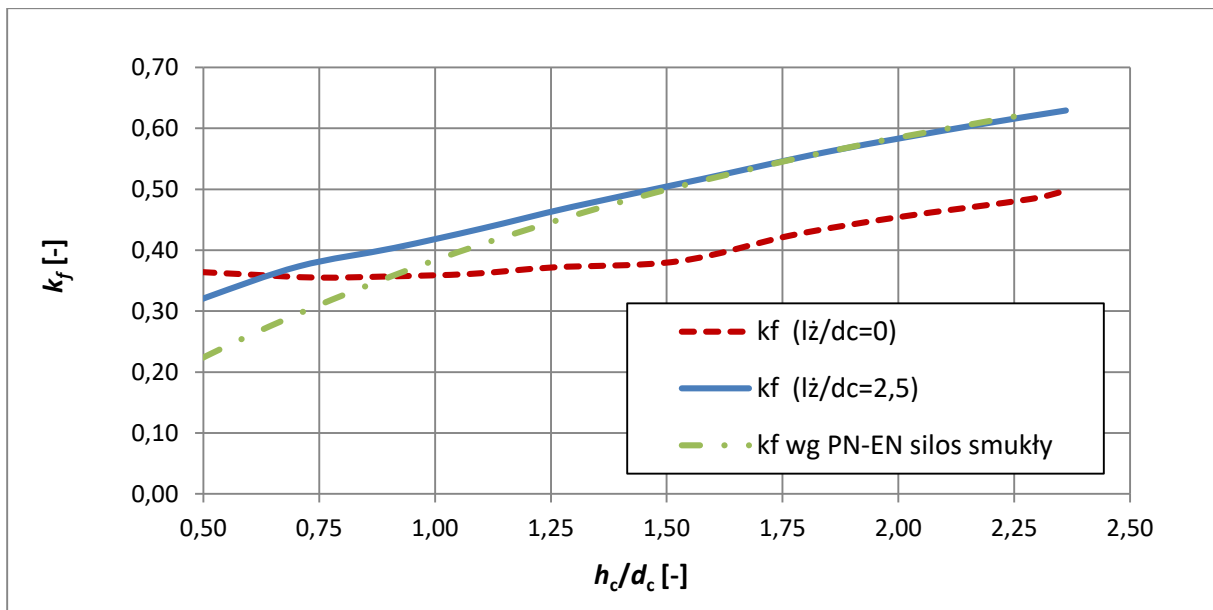
Rys. 4.23. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszczu silosu podczas napełniania i opróżniania silosu w pełni uźebrowanym, seria II



Rys. 4.24. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu w pełni uźebrowanego, seria III

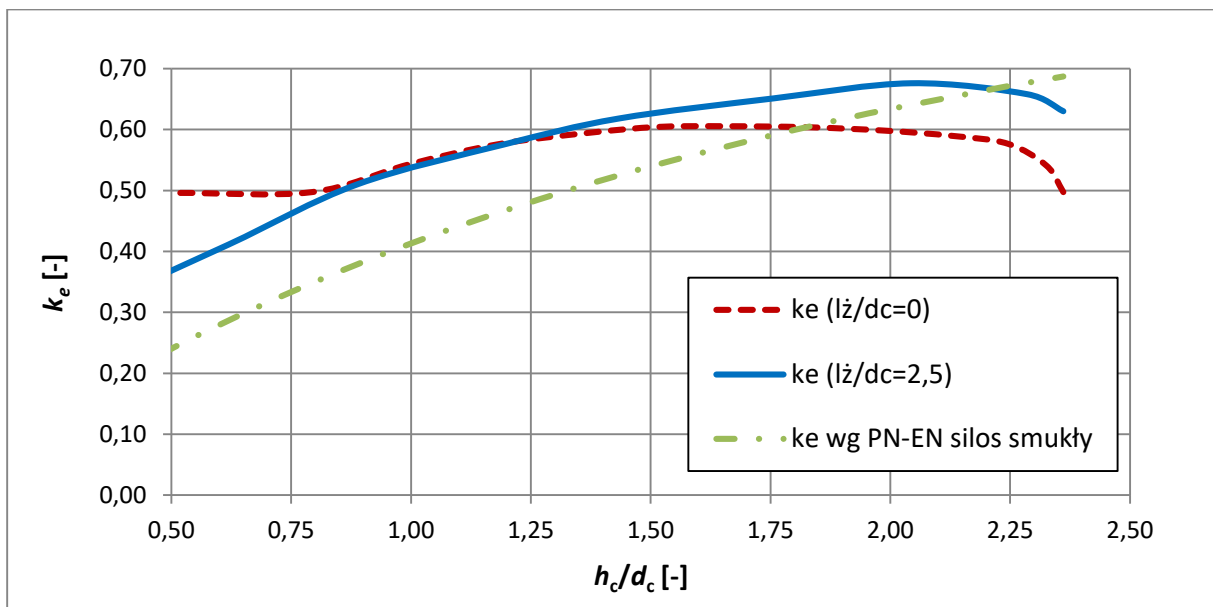
4.5.1.8. Zbiorcze zestawienie wyników

Na wykresie przedstawionym na rys. 4.25 przedstawiono wpływ zastosowania żeber południkowych o pełnej wysokości płaszcza na wartość współczynnika k_f , dotyczącego stanu napełniania badanego silosu. W przypadku powłoki o większej sztywności południkowej niż w przypadku takiego samego płaszcza bez żeber, generowanej przez żebra południkowe, taki sztywny płaszcz silosu przenosi zdecydowanie więcej obciążeń pionowych pochodzących od ośrodka sypkiego niż w przypadku silosu nieuźebrowanego. Przebieg wykresu współczynnika k_f dla silosu uźebrowanego na całej wysokości płaszcza jest podobny, a miejscami się pokrywa, do przebiegu wykresu k_f wyznaczonego na podstawie obecnych przepisów normowych [80]. Uzyskane wyniki dowodzą, że obecne wytyczne normowe do wyznaczania obciążeń silosów od składowanego ośrodka, nie uwzględniają wpływu podatności południkowej płaszcza na wartość obciążeń. Uwzględnienie tego wpływu jest konieczne, gdyż zmniejszenie obciążenia południkowego płaszcza wiąże się nieodłącznie ze zwiększeniem pionowego obciążenia dna, a taka nieprzewidziana sytuacja może skutkować jego przeciążeniem i awarią.



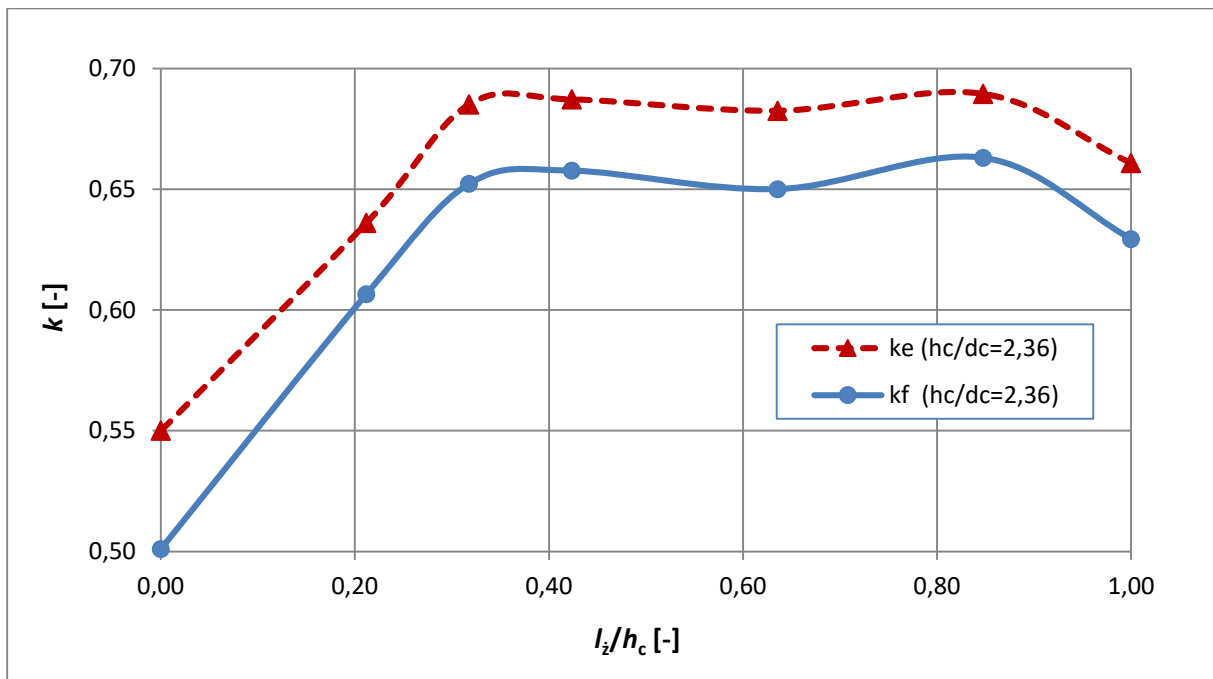
Rys. 4.25. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania silosu nieuzębrowanego oraz w pełni uzębrowanego; krzywa zielona oznacza wartości k_f wyznaczone wg [80]

W przypadku sytuacji opróżniania zarówno dla silosu nieuzębrowanego jak i uzębrowanego uzyskano wartości współczynników k_e przewyższające miejscami wartości normowe wyznaczone z uwzględnieniem współczynników zmienności a_k i a_ϕ . Podobnie jak w sytuacji napełniania płaszczy uzębrowany przenosi więcej obciążeń pionowych od składowanego ośrodka podczas opróżniania silosu.

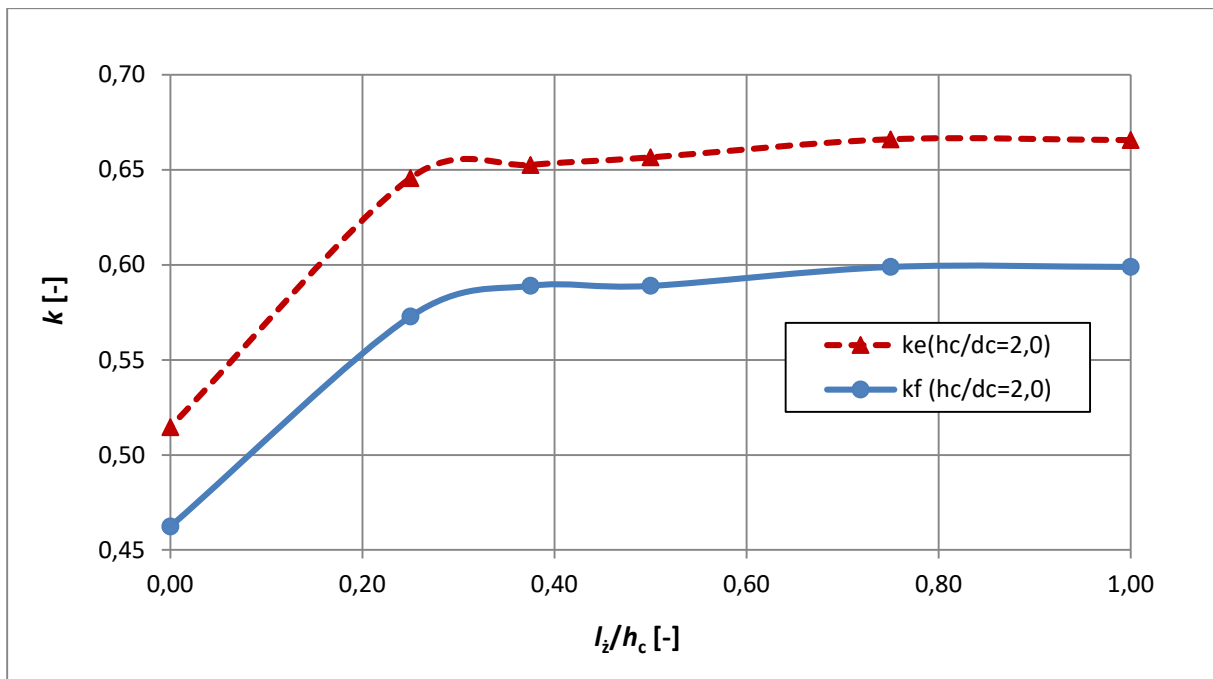


Rys. 4.26. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas opróżniania silosu nieuzębrowanego oraz w pełni uzębrowanego; krzywa zielona oznacza wartości k_e wyznaczone wg [80]

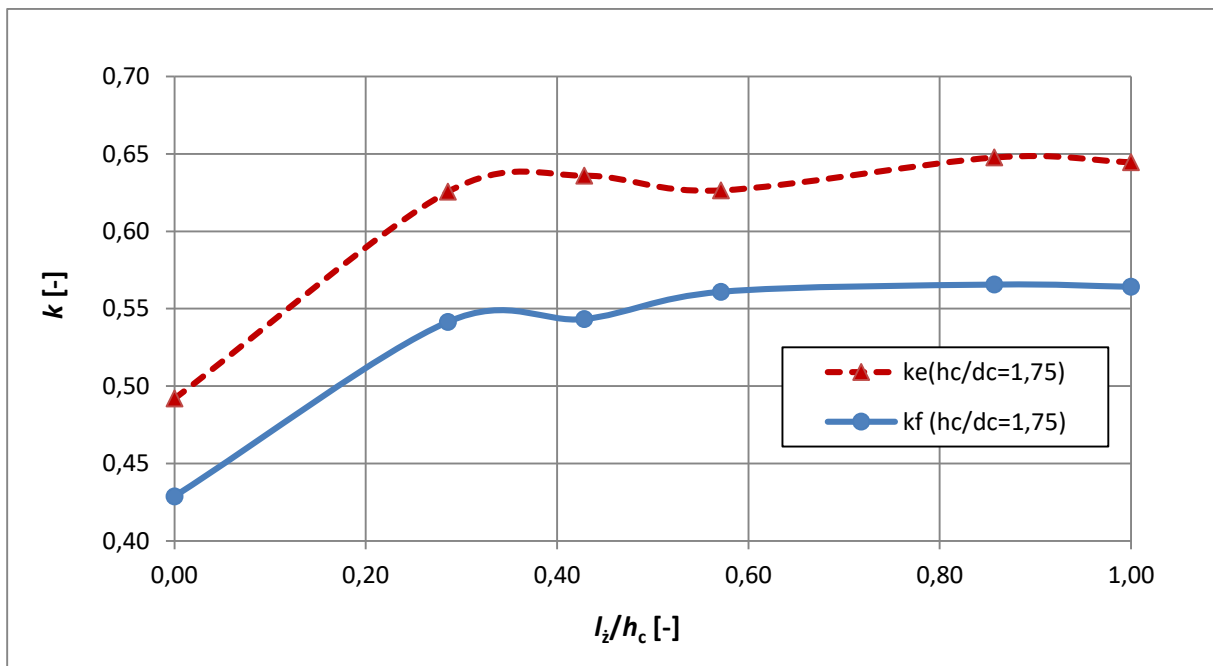
Poniżej zestawiono zbiorcze wyniki dla wszystkich analizowanych przypadków sztywności płaszcza, czyli różnych długości żeber. Wykresy na rys. 4.27 - 4.32 przedstawiają wartość współczynnika rozdziału obciążenia k w zależności od stosunku długości żeber do wysokości słupa materiału w silosie l_z/h_c i obejmują odrębnie stan napełniania i opróżniania. Z uwagi na fakt, że w trakcie procesów napełniania i opróżniania zmianie ulega wysokość słupa materiału h_c wykresy sporządzono dla różnych poziomów wypełnienia silosu opisanych przez stosunek h_c/d_c . Dla maksymalnego poziomu wypełnienia stosunek ten wynosi 2,36. Analiza uzyskanych wyników wskazuje, że w badanym modelu silosu po przekroczeniu wartości stosunku $l_z/h_c \approx 0,3$ wartość współczynnika k nie ulega większej zmianie. Żebra o stosunkowo niewielkiej długości gwarantują dużą sztywność płaszcza w strefie dolnej, tym samym przenosi on w tej strefie dużą część obciążeń pionowych od składowanego ośrodka sypkiego. Wyjątkowy, jednostkowy przypadek zauważono dla najniższego analizowanego słupa materiału ($h_c/d_c = 1$), w którym współczynnik k nieznacznie wzrasta, w miarę wzrostu długości południkowych żeber. W odróżnieniu od pozostałych przypadków silos o stosunku $h_c/d_c = 1$, zgodnie z normą PN-EN 1991-4 [80] można zaliczyć do silosów niskich.



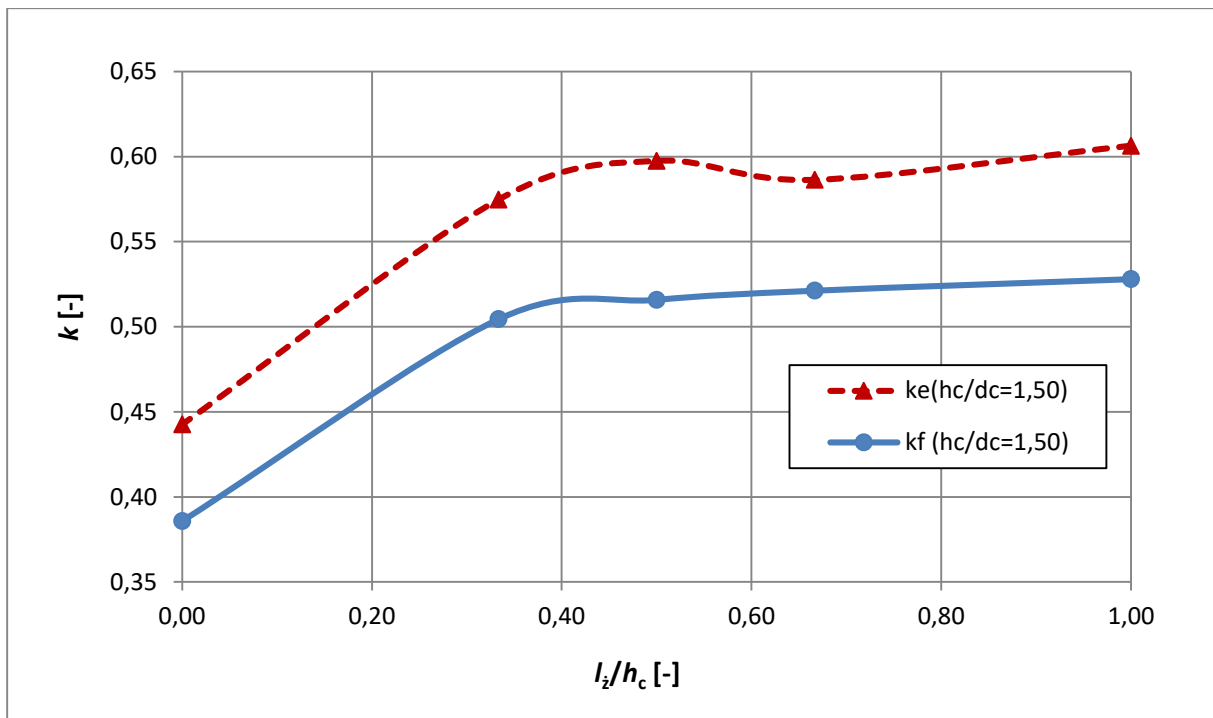
Rys. 4.27. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,36$ o różnym stopniu uźebrowania l_z/h_c



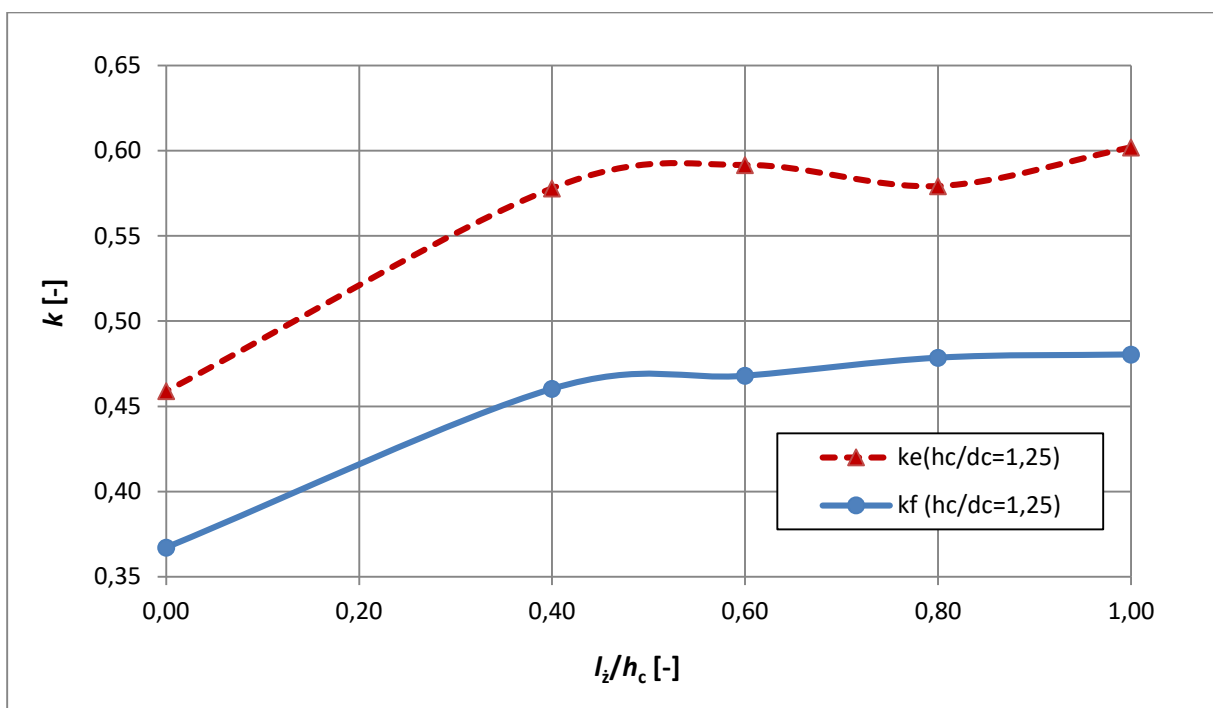
Rys. 4.28. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c=2,0$ o różnym stopniu uźebrowania l_z/h_c



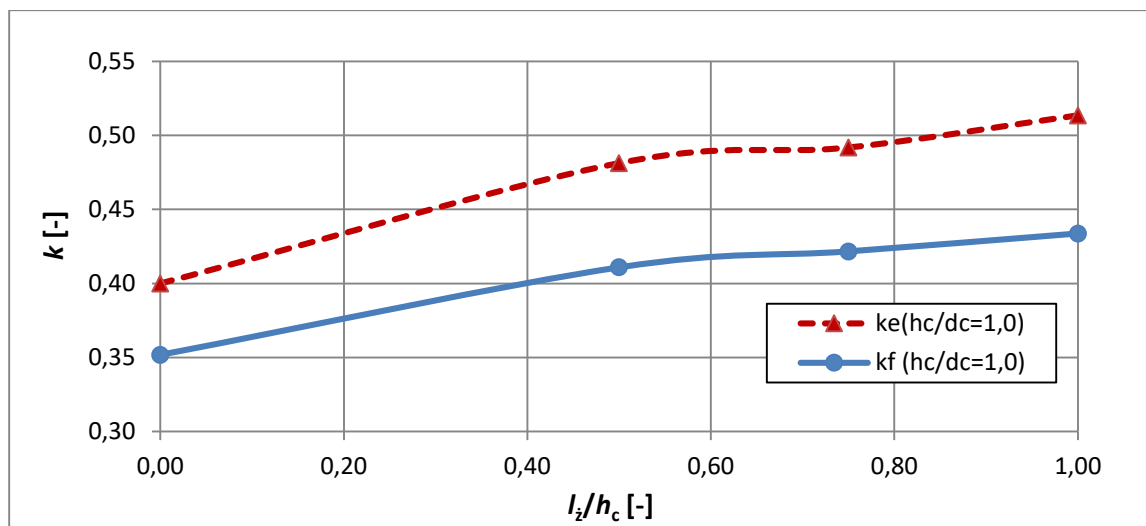
Rys. 4.29. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c=1,75$ o różnym stopniu uźebrowania l_z/h_c



Rys. 4.30. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c=1,50$ o różnym stopniu uźebrowania l_z/h_c



Rys. 4.31. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c=1,25$ o różnym stopniu uźebrowania l_z/h_c



Rys. 4.32. Wartości współczynnika k rozkładu globalnego obciążenia pionowego płaszcza silosu podczas napełniania i opróżniania silosu o smukłości $h_c/d_c=1,0$ o różnym stopniu uźbrowania l_z/h_c

4.5.2. Wyniki badań obciążeń poziomych płaszcza

Zainstalowana aparatura pomiarowa umożliwiła dokonania pomiaru odkształceń blachy wyłącznie w kierunku obwodowym. W przypadku modelu w pełni uźbrowanego, w którym obciążenie pionowe przenoszone jest przez południkowe żebra, nie powodując odkształceń blachy falistej, w blasze występują odkształcenia obwodowe wyłącznie od parcia poziomego p_h , tym samym możliwe było doświadczalne prawidłowe wyznaczenie rozkładu parcia poziomego, które wywołuje pomierzone tensometrycznie odkształcenia obwodowe. W przypadku silosów nieuźbrowanych obciążenie pionowe wywołuje dodatkowe odkształcenia pionowe w blasze, którego pomiar przy zainstalowanym układzie tensometrów był niemożliwy. Otrzymane w ten sposób wyniki traktowano wyłącznie jako pogładowe, mając na uwadze, że są obarczone pewnym błędem. Z uwagi na powyższe uzyskane wyniki dla modeli nieuźbrowanych i częściowo uźbrowanych nie umieszczono w niniejszej pracy. Pogładowe wyniki wykazywały tendencję wzrostu parcia poziomego p_h w miarę wzrostu podatności południkowej płaszcza. Zagadnienie to stało się również przedmiotem analiz numerycznych, a otrzymane wyniki tych analiz zamieszczono w rozdziale 5. Z uwagi na złożony stan naprężeń w blasze falistej do pomiaru rozkładu parcia poziomego autor zaleca stosowanie czujników ciśnienia, zainstalowanych wewnątrz komory silosu.

Przedstawione w dalszej części pracy wyniki dla modelu uźbrowanego dotyczą zarówno stanu napełnienia jak i opróżniania dla przypadku maksymalnego wypełnienia ośrodkiem sypkim (granulat HDPE).

4.5.2.1. Model silosu w pełni uźebrowanego $l_z = 2,5d_c$

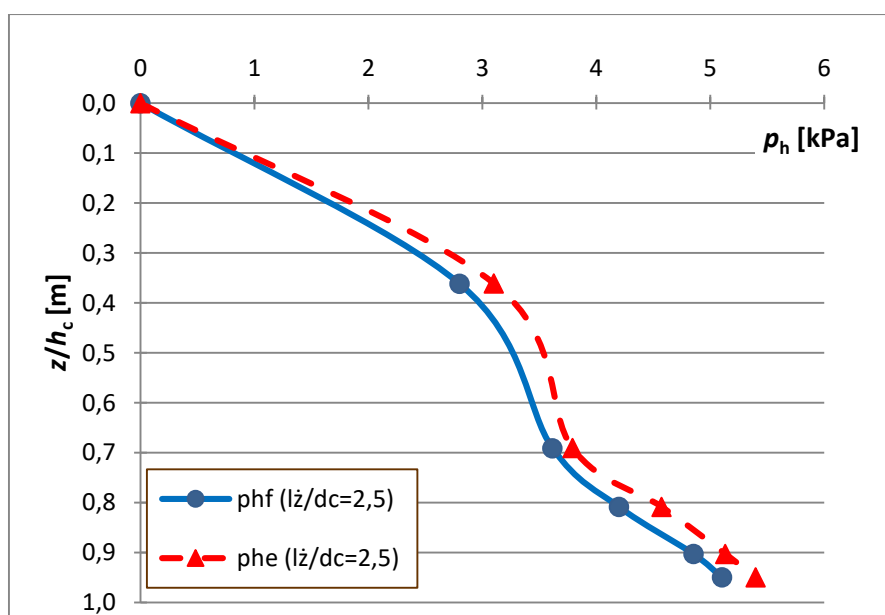
Na rysunkach 4.33 – 4.35 zaprezentowano wyniki pomierzonych średnich wartości parcia poziomego p_h na danym poziomie płaszcza modelu silosu. Przedstawiono pełny cykl napelniania i opróżniania silosu podczas, którego dokonywano pomiarów odkształceń obwodowych płaszcza. Przedstawione wyniki badań na dwóch dolnych poziomach stanowią średnią arytmetyczną parcia poziomego p_h z 6 punktów pomiarowych na obwodzie. Wyniki uzyskane na trzecim poziomie dotyczą tylko 5 punktów pomiarowych na obwodzie, gdyż jedna para tensometrów w trakcie badania przestała działać. Na ostatnich dwóch górnych poziomach średnie wyniki uzyskano z 3 punktów pomiarowych na każdym poziomie. Poniżej podano zależności na podstawie, których wyznaczano parcie poziome zakładając jednoosiowy stan naprężeń w blasze:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{\varepsilon_{grzbiet} + \varepsilon_{dolina}}{2}, \quad (4.3)$$

$$p_h = \frac{\varepsilon_{\theta} \cdot E \cdot t}{r}, \quad (4.4)$$

gdzie:

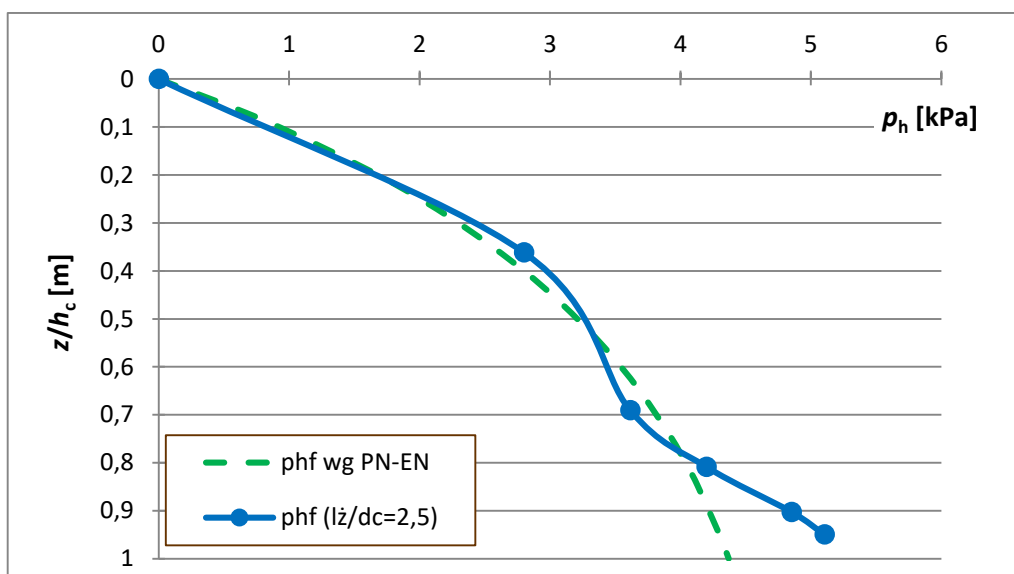
$\varepsilon_{grzbiet}, \varepsilon_{dolina}$ – odkształcenia obwodowe pomierzone tensometrem, odpowiednio na grzbiecie fali blachy falistej i w jej dolinie.



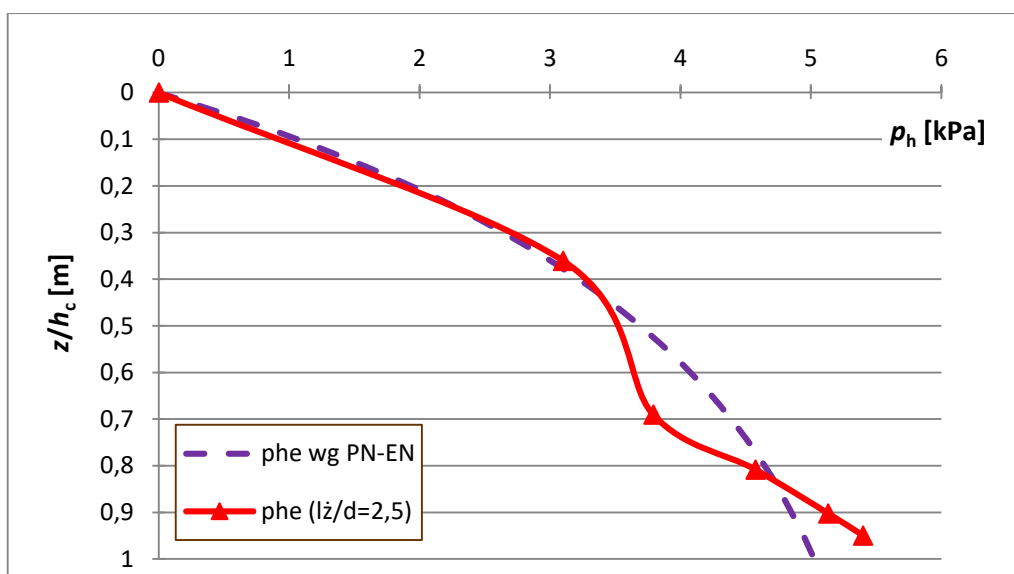
Rys. 4.33. Wartości parć poziomych w silosie o pełnym uźebrowaniu płaszcza dla przypadku maksymalnego wypełnienia granulatem HDPE ($h_c/d_c = 2,36$)

Wykorzystując doświadczalnie wyznaczone właściwości granulatu HDPE obliczono wartości średnie rozkładu parć poziomych p_h zgodnie z obowiązującą normą [80]. Otrzymany

doświadczalnie rozkład parcia poziomego p_h ma zbliżony przebieg do krzywej otrzymanej na podstawie obowiązującej normy, bazującej na teorii Janssena (rys. 4.34 i 4.35). Odchyłkę można zaobserwować w dolnej strefie silosu, gdzie w przypadku badań doświadczalnych wartości parcia poziomego p_h znacznie przewyższają wartości teoretyczne dla obu rozpatrywanych stanów eksploatacji. Powyższe może mieć pewien związek z oddylatowaniem płaskiego dna od płaszcza silosu. Nie licząc dwóch dolnych poziomów, największa różnica pomiędzy wynikami doświadczalnymi a teoretycznymi wynosi dla stanu napełniania niespełna 7%, natomiast dla stanu opróżniania 13%.



Rys. 4.34. Porównanie wartości parć poziomych p_h uzyskanych doświadczalnie z wartościami wyznaczonymi na podstawie normy [80] – stan napełnienia ($h_c/d_c = 2,36$)



Rys. 4.35. Porównanie wartości parć poziomych p_h uzyskanych doświadczalnie z wartościami wyznaczonymi na podstawie normy [80] – stan opróżniania ($h_c/d_c = 2,36$)

4.6. Wyniki badań doświadczalnych modelu jednostkowego silosu

Badania doświadczalne prowadzone na modelu jednostkowym fragmentu płaszcza silosu o średnicy $d_{c2} = 1800$ mm i całkowitej wysokości $h_{c2} = 1180$ mm odbyły się w dwóch etap. W pierwszym etapie jedyne obciążenie modelu stanowiło ciśnienie pionowe p_v wywierane na ośrodek sypki za pomocą siłowników hydraulicznych (siły P3 i P4, rys. 4.11). W etapie tym wyznaczono współczynnik rozdziału globalnego obciążenia k dla 3 różnych materiałów sypkich. Jednym z materiałów był granulak HDPE, 2 pozostałe stanowiła biomasa w postaci peletu drzewnego i peletu ze słomy. Współczynnik k wyznaczano dla różnych wartości ciśnienia pionowego p_v , które wywierano za pomocą specjalnego tłoka. Należy dodać, że wyznaczony w ten sposób współczynnik k ma jedynie charakter jakościowy, gdyż nie oddaje on rzeczywistych warunków występujących w silosie, gdzie parciu pionowemu p_v towarzyszą siły tarcia ośrodka o płaszc silosu. Badania z etapu pierwszego umożliwiły porównanie współczynników k dla przypadku płaszcza nieuźebrowanego i uźebrowanego.

W drugim etapie oprócz ciśnienia pionowego p_v wprowadzono pionowe wymuszenie płaszcza za pomocą sił P1 i P2 (rys. 4.11). W tym przypadku ograniczono się wyłącznie do granulatu HDPE. Dla różnych wartości ciśnienia pionowego p_v realizowano w szerokim zakresie wymuszone przemieszczenie pionowe płaszcza. Model ten umożliwiał poprzez odpowiedni dobór sił od P1 do P4 odzwierciedlenie rzeczywistych warunków pracy silosu, tzn. dla danego parcia pionowego możliwe było wywołanie towarzyszących sił od tarcia ośrodka na płaszc realnego silosu.

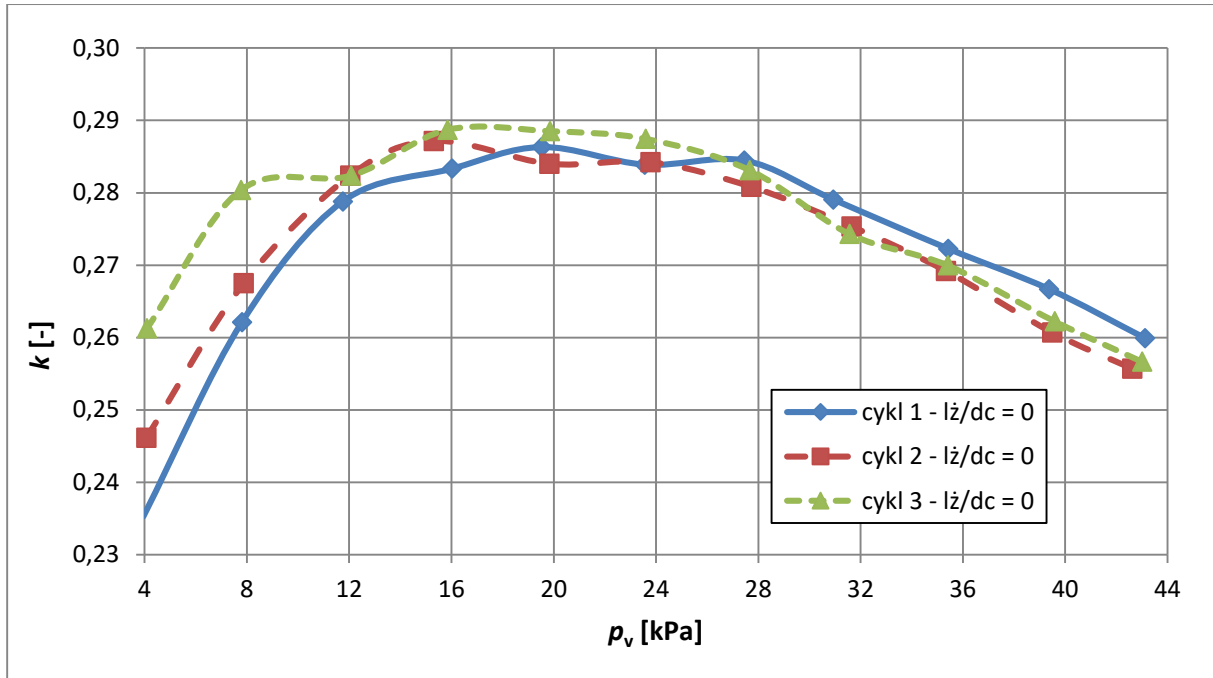
Otrzymane wyniki badań jednostkowego (krótkiego) modelu fragmentu płaszcza silosu stanowią doskonałe rozszerzenie wniosków uzyskanych podczas badań rzeczywistego silosu. Skala modelu gwarantowała większą liczbę pomiarów, przy zastosowaniu różnych ośrodków sypkich. Możliwość wywierania dodatkowego parcia pionowego p_v na materiał sypki oraz możliwość przyłożenia towarzyszącego temu parciu, obciążenia pionowego bezpośrednio do płaszcza, pozwoliły na odzwierciedlenie warunków występujących w rzeczywistych silosach, a badany model można było traktować jaką dolną część realnego, wysokiego silosu.

4.6.1. Wyniki badań współczynnika rozdziału obciążenia k

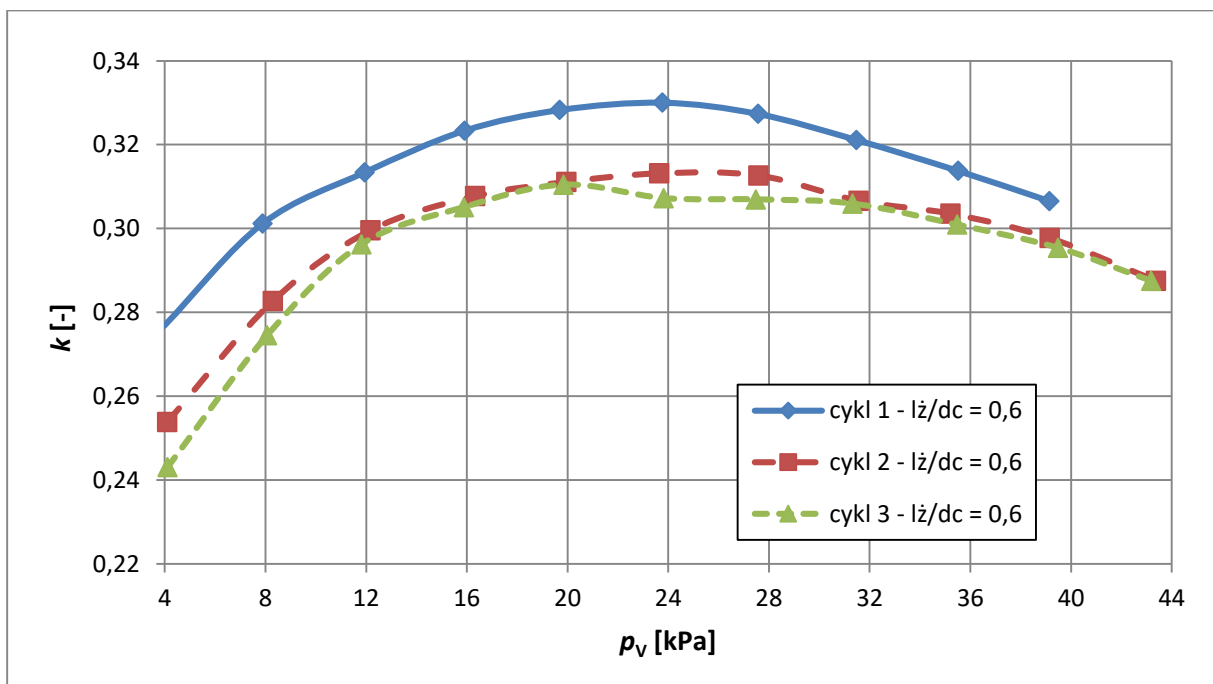
4.6.1.1. Wyniki badań dla przypadku ciśnienia pionowego p_v

Pierwsze badania doświadczalne dotyczyły sytuacji, w której wywierano w modelu, wyłącznie ciśnienie pionowe p_v na materiał za pomocą 2 siłowników hydraulicznych oddziałujących na tłok (siły $P3 + P4 > 0$, $P1 + P2 = 0$ rys.4.11). Przy pomocy 4 siłomierzy

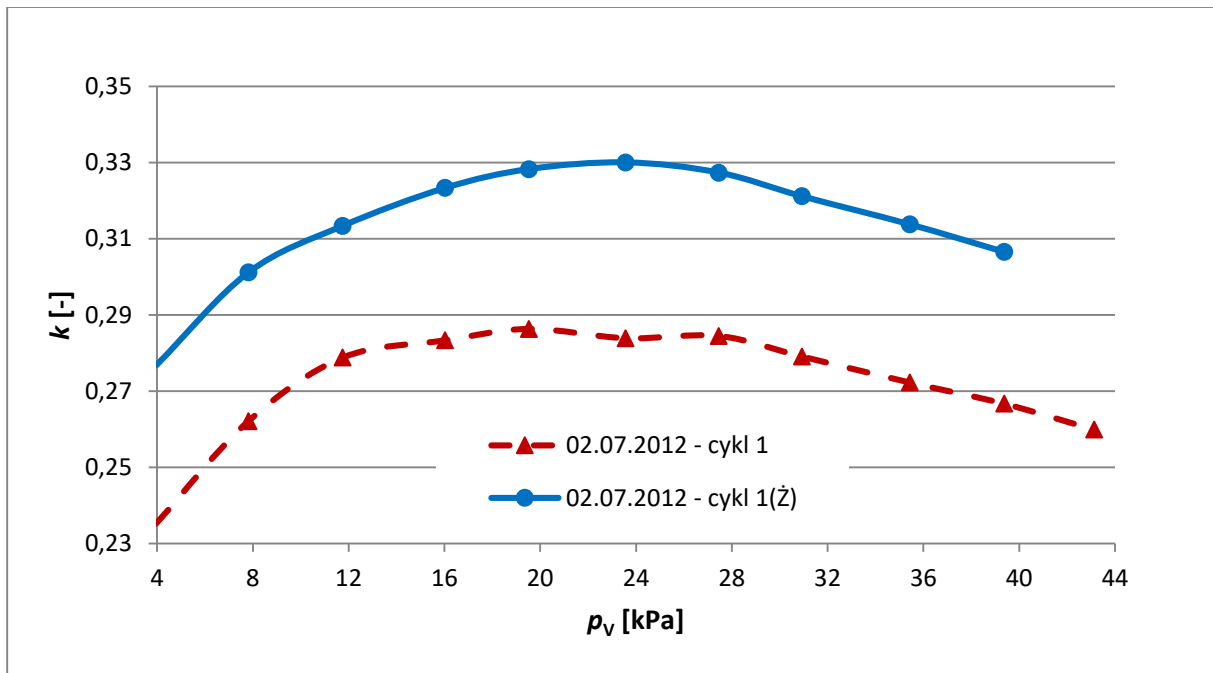
rozmieszczonych równomiernie na obwodzie, uniesionej delikatnie krawędzi płaszcz, dokonywano pomiaru wypadkowego obciążenia przypadającego na płaszcz. Na rys. 4.36 – 4.38 przedstawiono wykresy współczynnika rozdziału obciążenia k zarówno dla modelu nieuzębrowanego jak i uzębrowanego.



Rys. 4.36. Współczynnik rozdziału obciążenia k dla modelu nieuzębrowanego wypełnionego peletem słomianym

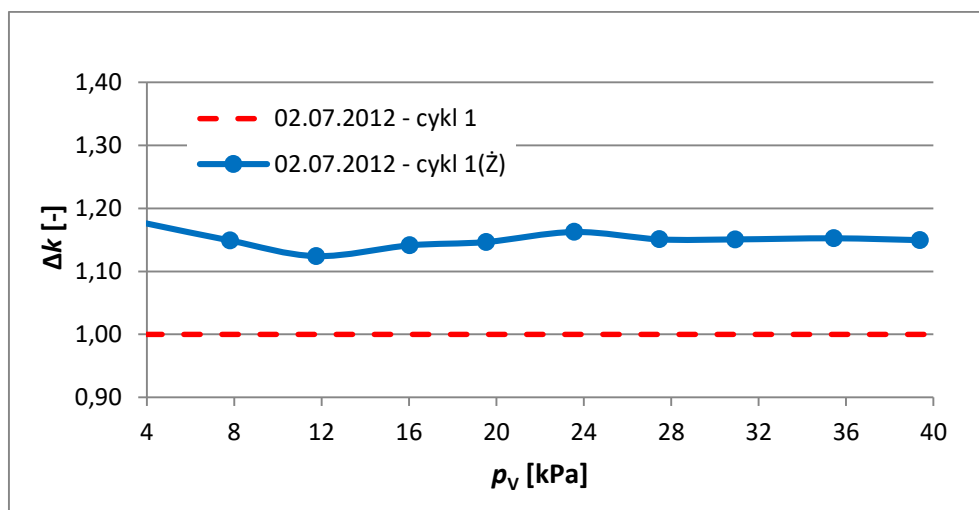


Rys. 4.37. Współczynnika rozdziału obciążenia k dla modelu uzębrowanego wypełnionego peletem słomianym



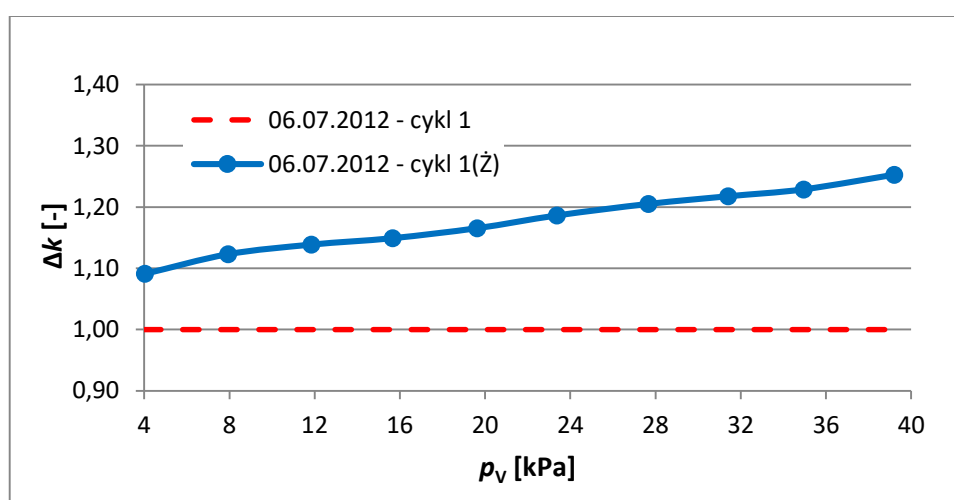
Rys. 4.38. Porównanie wartości współczynnika rozdziału obciążenia k dla modelu uźebrowanego (Ż) i nieuźebrowanego płaszcz z blachy falistej (pelet słomiany)

Na rys. 4.39 – 4.41 przedstawiono przyrost wartości współczynnika k w modelu uźebrowanym w stosunku do przypadku modelu bez żeber. Badania przeprowadzono wypełniając kolejno model granulatem HDPE, peletem drzewnym oraz peletem ze słomy. Należy zaznaczyć, że otrzymane w ten sposób wyniki mają wyłącznie charakter poglądowy, ukazujący pewien trend, bowiem z uwagi na brak towarzyszącego parciu pionowemu p_v obciążenia pionowego od tarcia ośrodka sypkiego ($P1+P2=0$) uzyskane wyniki nie odzwierciedlają rzeczywistych warunków w silosie.

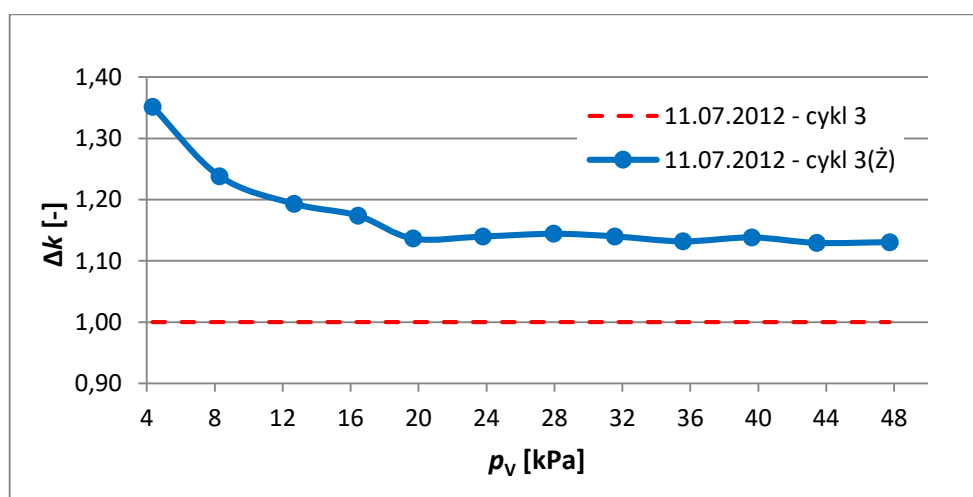


Rys. 4.39. Wzrost wartości współczynnika k w modelu uźebrowanego (Ż) płaszcz z blachy falistej w odniesieniu do nieuźebrowanego płaszcz (pelet słomiany)

Otrzymane wyniki badań doświadczalnych modelu krótkiego silosu jednoznacznie wykazały wpływ sztywności południkowej płaszcza na jego wypadkowe południkowe obciążenie, pochodzące wyłącznie od przyłożonego parcia pionowego p_v na materiał sypki. W przypadku modelu uźebrowanego otrzymano znacznie wyższą wartość współczynnika rozdziału obciążenia k . Zaobserwowano również spadek współczynnika k w kolejnych cyklach obciążania, na skutek kompresji materiału (szczególnie biomasy). Otrzymane wartości mają wyłącznie charakter poglądowy i nie należy ich identyfikować z rzeczywistymi konstrukcjami silosów. Poniżej przedstawiono wyniki wzrostu współczynnika k w modelu uźebrowanym dla peletu drzewnego oraz granulatu HDPE.



Rys. 4.40. Wzrost wartości współczynnika k w modelu uźebrowanego (Ż) płaszcza z blachy falistej w odniesieniu do nieuźebrowanego płaszcza (pelet drzewny)



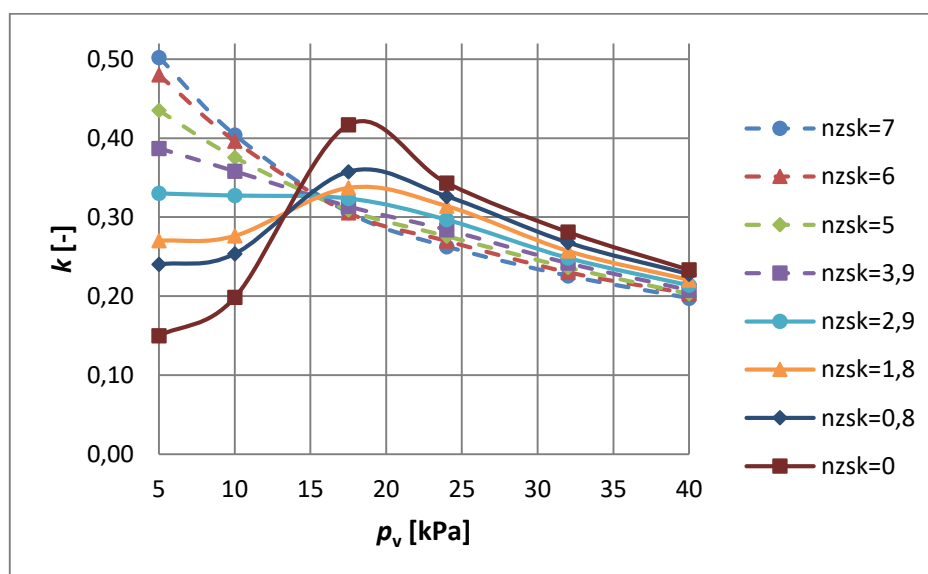
Rys. 4.41. Wzrost wartości współczynnika k w modelu uźebrowanego (Ż) płaszcza z blachy falistej w odniesieniu do nieuźebrowanego płaszcza (granulat HDPE)

Dla wszystkich zastosowanych materiałów sypkich w modelu krótkiego silosu uzyskiwano wzrost współczynnika k w przypadku płaszcza uźebrowanego. Wzrost ten silnie zależy od

właściwości ośrodka, ale także od wartości ciśnienia pionowego p_v . W przypadku naporu p_v powyżej 20 kPa uzyskano podobny przebieg krzywych dla peletu ze słomy i granulatu HDPE. Dla peletu drzewnego otrzymano nieco inne wyniki, ale także w tym przypadku potwierdzono wzrost współczynnika k w miarę wzrostu sztywności południkowej płaszcza z blachy falistej. W kolejnym kroku badań oprócz wywierania parcia pionowego na ośrodek sypki przykładano również pionowe obciążenie bezpośrednio do płaszcza modelu co miało odzwierciedlić rzeczywiste warunki występujące w silosach.

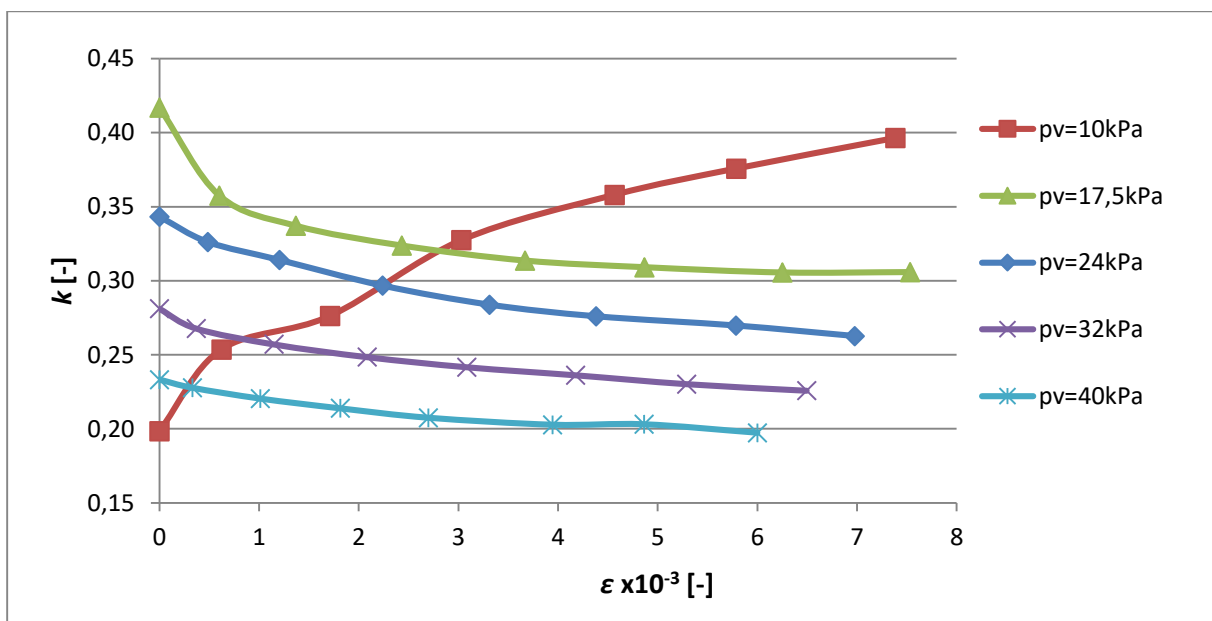
4.6.1.2. Wyniki badań dla przypadku ciśnienia pionowego p_v i wymuszonych przemieszczeń południkowych

W drugim etapie badań modeli krótkich oprócz naporu pionowego p_v na ośrodek sypki (siły P3 i P4 > 0, rys. 4.11) wymuszano również południkowe obciążenie płaszcza (siły P1 i P2 > 0, rys. 4.11). Badania ograniczono do modelu o nieuźebrowanym płaszczu wypełnionym granulatem HDPE. W analogiczny sposób przeprowadzono pomiary zainstalowaną aparaturą pomiarową. Sumaryczne obciążenie wywołujące napór pionowy przez tłok oznaczono $N_{VG} = P3 + P4$, a obciążenie płaszcza $N_{WG} = P1 + P2$. Współczynnik k stanowił iloraz obciążenia wyznaczonego na podstawie pomiarów sił południkowych na dolnej krawędzi płaszcza 4 siłomierzami (N_{WD}) i sumy sił $N_{VG} + N_{WG}$. Mniejsze wartości przyłożonego obciążenia pionowego można utożsamiać z rzeczywistym obciążeniem występującym w silosie od tarcia ośrodka sypkiego, natomiast te wyższe jako dodatkowe wymuszenie południkowe, które może być stosowane w innowacyjnych konstrukcjach silosów na materiały kohezyjne.



Rys. 4.42. Współczynnik rozdziału obciążenia k dla nieuźebrowanego modelu krótkiego płaszcza w zależności od ciśnienia p_v dla różnych obciążeń płaszcza n_{zsk} (granulat HDPE)

Wyniki badań przypadków z wymuszonymi mechanicznie przemieszczeniami południkowymi płaszcza mogą być inspiracją do poszukiwań nowych rozwiązań konstrukcji takich silosów. Dla wartości ciśnienia pionowego p_v wynoszącego 5 kPa wraz ze wzrostem sił wywieranych bezpośrednio na płaszczyz rośnie wartość współczynnika rozdziału obciążenia k . Przy wzroście ciśnienia do 10 kPa nadal zaobserwowano wzrost współczynnika k , jednakże dla wartości sił $n_{zsk} = 2,9$ kN/m i wyższych wartość współczynnika k spada w stosunku do wartości uzyskanych dla 5 kPa. Od wartości ciśnienia pionowego wynoszącego około 15 kPa można zaobserwować spadek współczynnika k wraz ze wzrostem sił wywieranych bezpośrednio na płaszczyz. Ten pozorny paradoks spadku sił na dolnej krawędzi płaszcza pomimo wzrostu przykładania dodatkowego obciążenia N_{WG} na górną krawędź płaszcza można wyjaśnić tym, że to dodatkowe obciążenie N_{WG} górnej krawędzi płaszcza powoduje zwiększone odkształcenie południkowe, które ma podobny skutek jak odkształcenia wywołane podatnością południkową ściany, a to skutkuje zbadanym już w realnym silosie przegrupowaniem pionowych sił z płaszcza na dno silosu. Uzyskane wyniki jednoznacznie wskazują, że istnieje możliwość wpływania na rozkład obciążeń południkowych w silosie poprzez kontrolowane pionowe wymuszenia płaszcza. Wpływ jednostkowego odkształcenia południkowego powłoki krótkiego modelu płaszcza z nieuzębrowanej blachy falistej na wartość współczynnika k , czyli na wartość obciążenia południkowego powłoki na dolnej krawędzi (N_{WD}) przy różnych wartościach ciśnienia p_v pokazano na rys. 4.43.

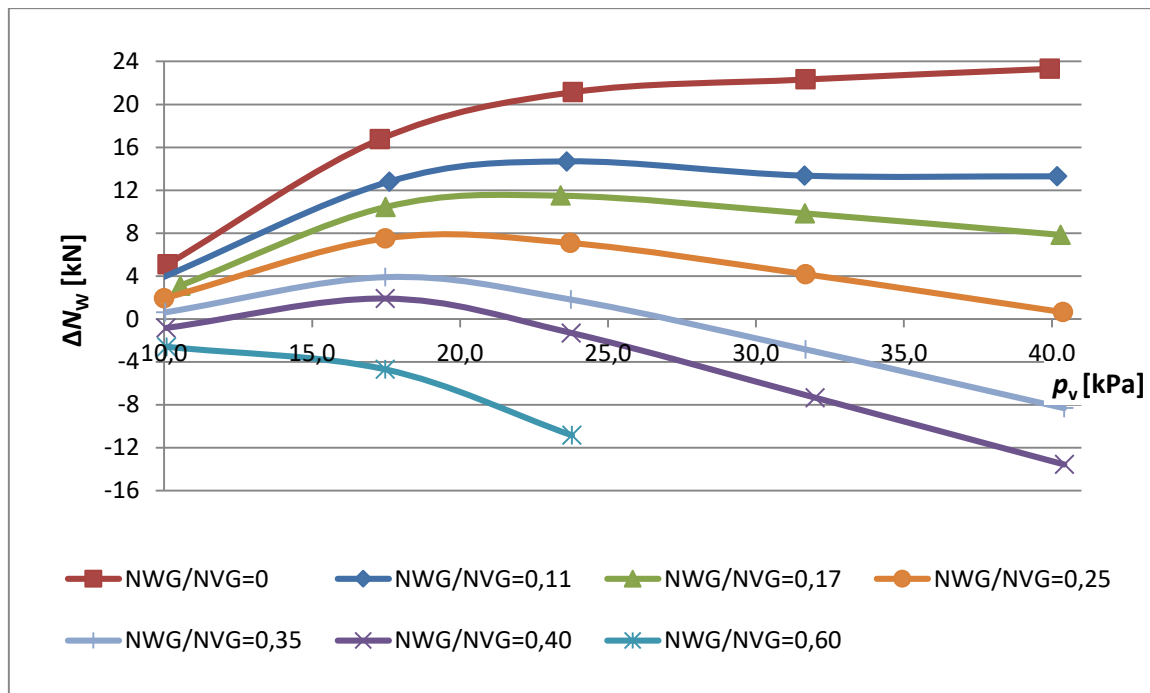


Rys. 4.43. Wartości współczynnika rozdziału obciążenia k dla modelu nieuzębrowanego w zależności od południkowego, jednostkowego odkształcenia powłoki ϵ przy różnych poziomach ciśnienia p_v – granulatu HDPE

Wyniki badań przedstawione na rys. 4.43 wskazują wyraźnie, że od pewnej wartości ciśnienia pionowego p_v , większej niż 10 kPa, wzrost jednostkowego odkształcenia południkowego płaszczka ε wpływa na zmniejszenie współczynnika k . Powyżej wartości $\varepsilon = 7 \times 10^{-3}$ wartość współczynnika k stabilizuje się. Istotne jest to, że dla większych wartości ciśnienia pionowego, słup materiału jest mocniej skompresowany, tym samym posiada większą sztywność i to on przejmuje obciążenie pionowe zamiast płaszczka, a następnie przekazuje je na płaskie dno. W tej sytuacji płaszcz wyłącza się częściowo z przenoszenia tego pionowego obciążenia, które przenosi w przypadku sztywnego płaszczka, nie poddanego wymuszonym przemieszczeniom pionowym. W przypadku stosunkowo niewielkiego parcia pionowego p_v słup materiału sypkiego nie uległ pełnemu skompresowaniu, a tym samym część obciążenia P1 i P2 jest przeniesiona przez płaszcz, a część przez ośrodek sypki. Z analizy przebiegu wykresów na rys. 4.42 i 4.43 wynika wyraźnie wniosek, że południkowe odkształcenia powłoki płaszczka mogą wyraźnie wpływać na spadek obciążenia południkowego płaszczka (spadek współczynnika k) niezależnie od przyczyny południkowego skrócenia jednostkowego ε modelu powłoki płaszczka – wskutek małej sztywności lub wskutek wymuszenia mechanicznego.

Analiza wyników badań wskazuje również na to, że na dolnej krawędzi modelu płaszczka krótkiego występuje często mniejsze obciążenie pionowe N_{WD} niż obciążenie N_{WG} , przykładane na górnej krawędzi tego modelu. Różnicę tę oznaczono jako $\Delta N_W = N_{WD} - N_{WG}$. Na rys. 4.44 przedstawiono wykresy, pokazujące zależność ΔN_W od wartości ciśnienia p_v oraz różnych stosunków N_{WG}/N_{VG} . Okazuje się, że już od pewnego stosunku sił N_{WG}/N_{VG} obciążenie pionowe N_{WD} , występujące u podstawy silosu, jest mniejsze od sił N_{WG} , wywieranych na górną krawędź płaszczka. Wyniki tych badań wskazują na to, że obciążenie N_{WG} zostaje przekazane z płaszczka modelu poprzez tarcie na materiał wypełniający (granulat), a ten przekazuje je na płaskie dno modelu.

Z rys. 4.44 wynika m.in. wniosek, że przy dość dużym obciążeniu południkowym krótkiego modelu płaszczka (np. dolnej części płaszczka wysokiego silosu), w którym stosunek obciążeń N_{WG}/N_{VG} przekracza wartość 0,35 może wystąpić stan, w którym duża część południkowego obciążenia płaszczka N_{WG} (przekazywanego np. przez wyższe części płaszczka silosu) nie będzie przekazywana na podpory tego płaszczka lecz na płaskie dno. O takim zjawisku świadczy ujemna wartość ΔN_W na rys. 4.44.



Rys. 4.44. Wykres zależności $\Delta N_w(p_v)$ w modelu nieuzębrowanym – granulaty HDPE

4.7. Analiza wyników badań

Przeprowadzone badania doświadczalne silosu w skali naturalnej pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

1. W badanych modelach silosów wykazano bardzo wyraźny wpływ sztywności południkowej K_w ich walcowych płaszczy na rozkład pionowego obciążenia od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego. Należy zaznaczyć, że w dotychczasowych normatywach nie uwzględnia się wpływu sztywności południkowej płaszcza na wartości jego obciążenia oraz płaskiego dna lub leja silosu z takim płaszczem.
2. Projektując silosy z blach falistych, zwłaszcza o nieuzębrowanych, ale także częściowo uzębrowanych płaszczech w oparciu o obowiązujące normatywy może się zdarzyć, że obciążenie pionowe dna jest niedoszacowane, co może skutkować awariami tych silosów w postaci oberwanych płaskich den lub lejów.
3. Zasadne jest upowszechnienie uzyskanych wyników badań celem zwiększenia świadomości projektantów konstrukcji silosów o istniejących potencjalnie zagrożeniach awaryjnych.
4. Uzyskane wyniki badań doświadczalnych, potwierdzające wyraźny wpływ zmniejszenia sztywności południkowej płaszcza na zmniejszenie jego pionowego obciążenia, mogą stanowić podstawę do poszukiwania rozwiązań konstrukcji silosów umożliwiających

bezzakłóceniami rozładowywanie grawitacyjne trudnosyplywych materiałów. Konstrukcje płaszczy silosów o niskich wartościach współczynnika k mogą się przyczynić wyraźnie do łatwiejszego opróżniania silosów i umożliwienia przepływu masowego ośrodka sypkiego podczas opróżniania.

Przeprowadzone badania doświadczalne modelu jednostkowego silosu pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

1. Badania doświadczalne krótkiego modelu uźebrowanego i nieuźebrowanego wykazały istotny wpływ sztywności południkowej walcowego płaszcza silosu na wartości współczynnika rozdziału pionowego obciążenia k . Otrzymane wartości współczynnika mają charakter wyłącznie jakościowy.
2. Wyniki badań doświadczalnych modelu nieuźebrowanego wykazały istotny wpływ wymuszonych mechanicznie przemieszczeń południkowych płaszcza silosu na wartości współczynnika rozdziału pionowego obciążenia k .
3. Wprowadzenie wymuszonych przemieszczeń południkowych w realnych konstrukcjach silosów może doprowadzić do zmniejszenia pionowego obciążenia płaszcza, a zwiększenia obciążenia dna. Może to być inspiracją do poszukiwania innowacyjnych rozwiązań konstrukcji silosów na materiały trudnosyplywe.
4. Zastosowanie jednostkowego modelu silosu reprezentującego dolną cargę silosu może stanowić doskonałą bazę do rozszerzenia bazy wyników uzyskanych na rzeczywistych silosach. Skala modelu umożliwi przeprowadzenie zdecydowanie większej liczby pomiarów.

4.8. Wnioski końcowe z badań doświadczalnych

Przeprowadzone badania doświadczalne modeli pozwalają na sformułowanie następujących wniosków końcowych:

1. Spadek sztywności południkowej walcowego płaszcza silosu z blachy falistej powoduje wzrost obciążenia den tych silosów od ciężaru składowanego ośrodka.
2. Sztywność południkowa płaszcza wpływa istotnie na rozkład obciążeń w silosach z blach falistych od ciężaru składowanego ośrodka.
3. Wymuszone przemieszczenia południkowe nieuźebrowanego płaszcza silosu z blachy falistej wpływają w pewnym stopniu na rozkład obciążeń pionowych na dno i płaszczyz, pochodzących od ciężaru materiału wypełniającego silos.

4. Obecnie nie ma wytycznych do wyznaczania obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka w silosach z uwzględnieniem sztywności południkowej ich płaszczy.

Wnioski 1, 2, 3 potwierdzają słuszność tezy 1 rozprawy, przedstawionej w rozdziale 3.

5. ANALIZY NUMERYCZNE OBCIĄŻEŃ WALCOWYCH SILOSÓW Z BLACHY FALISTEJ

5.1. Model numeryczny silosu wypełnionego ośrodkiem sypkim

Z uwagi na złożoność zagadnienia i uwzględniając symetrię modelu rzeczywistego silosu walcowego zdecydowano się na wybór modelu osiowosymetrycznego (rys. 5.1). Materiał sypki modelowano jak ośrodek ciągły z wykorzystaniem hipoplastycznego modelu konstytutywnego zdefiniowanego przez von Wolffersdorff [77] i rozszerzonego przez Niemunis i Herle [62] o "intergranular strain concept". Z punktu widzenia rozpatrywanego przez autora zagadnienia, skali modelu oraz liczby analizowanych modeli zastosowanie metody elementów dyskretnych nie było możliwe. Sam płaszcz silosu zamodelowano z wykorzystaniem liniowo sprężystego modelu materiałowego stali. Pominięto modelowanie kontaktu ośrodka sypkiego z płaskim dnem silosu. W uproszczeniu przyjęto nieprzesuwne oparcie materiału sypkiego na dnie silosu. Bardzo ważną cechą modelu jest warstwowe obciążanie płaszcza silosu, począwszy od dolnej warstwy 1, skończywszy na i-tej warstwie górnej. W strefie kontaktowej warstw zastosowano kontakt normalny (docisk) oraz tarcie ośrodka po ośrodku. W strefie przyściennej zaproponowano pionową płaszczyznę ścinania, wynikającą z tarcia ośrodka sypkiego po ośrodku sypkim zagnieżdżonym w falach blachy falistej. W obrębie poszczególnych fal interakcje materiału sypkiego z samym płaszczem modelowano wyłącznie za pomocą kontaktu normalnego.

W modelu numerycznym południkowe uźebrowanie realizowano za pomocą blachy płaskiej o zastępczej grubości, równoważnej polu żeber pionowych z badań doświadczanych. W celu wyeliminowania przenoszenia przez blachę płaską obciążeń równoleżnikowych zdefiniowano ją jako materiał ortotropowy, zdolny do przenoszenia wyłącznie obciążeń pionowych.



Rys. 5.1. Osiwosymetryczny model numeryczny nieuzębrowanego silosu wypełnionego ośrodkiem sypkim



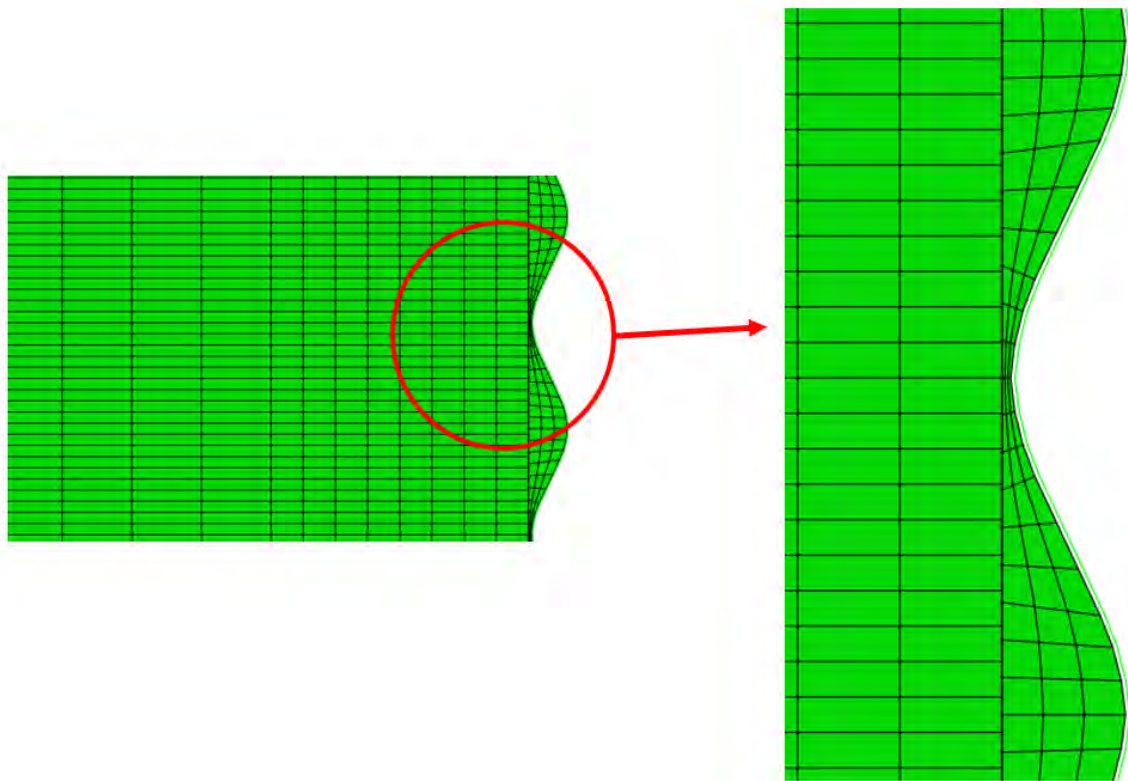
Rys. 5.2. Osiwosymetryczny model numeryczny uzębrowanego silosu wypełnionego ośrodkiem sypkim

Analizy obliczeniowe przeprowadzono dla dwóch materiałów sypkich: piasku i pszenicy, których to właściwości zaczerpnięto z literatury [48]. Z uwagi na brak danych potrzebnych do definicji materiału hipoplastycznego nie przeprowadzono analiz dla wypełnienia granulatem HDPE. Analizowane przypadki dotyczyły wyłącznie stanu napełnienia ośrodkiem sypkim. Wszystkie analizy przeprowadzono w programie Abaqus. Z uwagi na brak modelu hipoplastycznego w programie, konieczna było jego implementacja [13].

5.2. Dobór rodzaju analizy i elementów skończonych

Z uwagi na bardzo dużą nieliniowość rozpatrywanego zagadnienia w strefie kontaktu materiału sypkiego z płaszczem silosu niezbędne było zastosowanie analizy quasi-statycznej. Obliczenia prowadzono w module implicit z zastosowaniem geometrycznej nieliniowości. W analizach zastosowano iteracyjną metodę Newtona. Maksymalny przyrost obciążenia w prowadzonych analizach nie przekraczał 0,005. Zastosowanie modułu implicit pozwoliło uniknąć problemów ze zbieżnością rozwiązania.

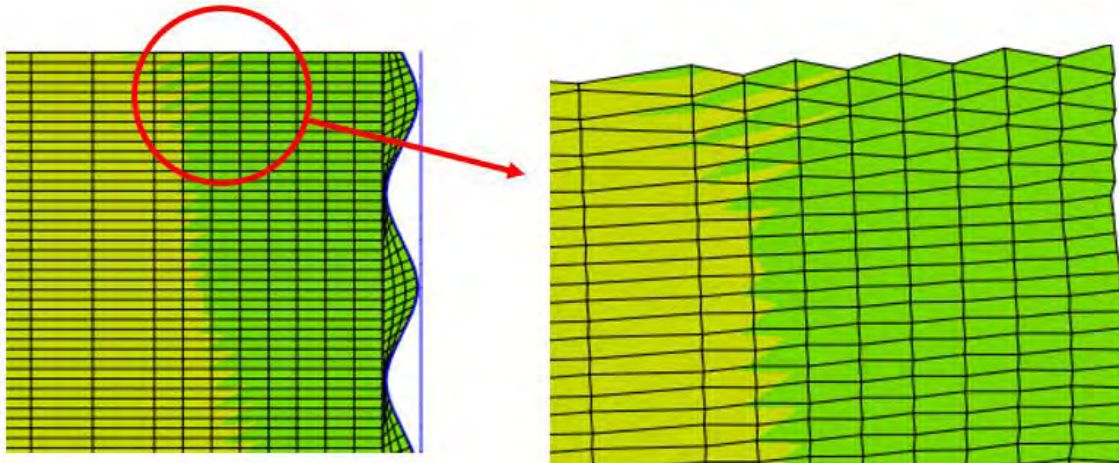
Przed przystąpieniem do docelowych analiz numerycznych przeprowadzono wstępne analizy mające na celu wybór optymalnego elementu skończonego ośrodka sypkiego dla rozpatrywanego zagadnienia. Rozważano elementy skończone czterowęzłowe i ośmiowęzłowe, odpowiednio czterowęzłowe ze zredukowanym całkowaniem CAX4R, bez zredukowanego całkowania CAX4, oraz elementy ośmiowęzłowe ze zredukowanym całkowaniem CAX8R. Pierwsza seria analiz obejmowała silos z blachy płaskiej o średnicy $d_c = 1,8$ m, smukłości płaszcza $h_c/d_c = 2,5$, wypełniony piaskiem. Dokonano porównania wyników w zakresie wartości współczynnika k_f , stanu naprężeń i odkształceń. Dla wszystkich typów elementów skończonych uzyskano niemalże identyczne wyniki w każdym zakresie, zatem w tym przypadku czynnikiem decydującym okazał się czas prowadzonych analiz. Z uwagi na zgodność otrzymanych rezultatów nie zagęszczano siatki elementów skończonych dla elementów typu CAX4R. Wielkość analizowanych elementów skończonych wynosiła w każdym przypadku 35 x 35 mm. Z uwagi na najmniejszą liczbę punktów całkowania (punktów Gaussa) obliczenia przebiegały najszybciej przy wykorzystaniu elementów typu CAX4R. Sumaryczny czas dla tego typu elementów był prawie dwukrotnie krótszy niż dla elementów czterowęzłowych bez zredukowanego całkowania CAX4. Dla elementów CAX8R, w których występują podobnie jak w elementach typu CAX4 cztery punkty całkowania całkowity czas był trzykrotnie dłuższy niż dla przypadku elementów CAX4R.



Rys. 5.3. Zastosowana siatka elementów skończonych w silosie z blachy falistej

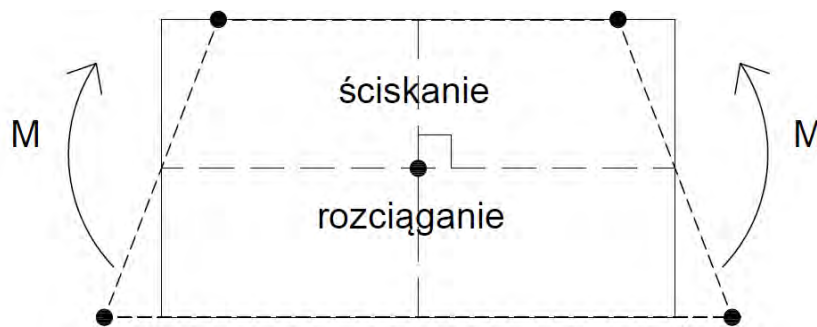
W kolejnym kroku przeprowadzono podobne analizy dla silosu z blachy falistej, zarówno nieuzębrowanego jak i uzębrowanego. Aby wiernie oddać kształt blachy falistej w przypadku elementów czterowzłowych dokonano dyskretyzacji fali blachy za pomocą 18 elementów skończonych co pokazano na rys. 5.3. Tak gęsty podział fali blachy falistej wymusił prostokątny kształt elementów skończonych. Wyjątek stanowiła najbliższa strefa kontaktu materiału sypkiego z płaszczem silosu gdzie wymuszono elementy skończone zbliżone do kwadratów. W przypadku elementów ośmiowzłowych analizowano przypadek dyskretyzacji fali blachy falistej 10 elementami skończonymi.

Dla modelu nieuzębrowanego otrzymane wyniki w zakresie współczynnika k_f różniły się dla poszczególnych elementów maksymalnie o 0,5%, zatem i te analizy wskazywały na zasadność wyboru elementów typu CAX4R z uwagi na najkrótszy czas analiz. Jednak wyniki otrzymane dla modelu uzębrowanego uwiaryściły pewną wadę tych elementów. W trakcie analiz w górnej strefie ośrodka sypkiego występował efekt klepsydry (hourglass), czyli niekontrolowane duże zniekształcenia pojedynczych elementów skończonych przy zerowej energii odkształcenia. Efekt ten objawia się jako mozaika zygzakowatych lub klepsydrowych kształtów elementów (rys.5.4). Pojedyncze elementy są mocno zdeformowane, natomiast ogólny przekrój siatki pozostaje nieodkształcony.



Rys. 5.4. Efekt klepsydry (hourglass) przy zastosowaniu elementów czterowzłowych ze zredukowanym całkowaniem CAX4R

Efekt ten dobrze obrazuje rys. 5.5 przedstawiający pojedynczy element skończony o zredukowanym całkowaniu poddany czystemu zginaniu.



Rys. 5.5. Zjawisko efektu klepsydry (hourglass)

Oznaczone na rysunku linie przerywane nie zmieniły się, oraz kąt pomiędzy nimi pozostał niezmienny, tym samym wszystkie składowe naprężenia w punkcie całkowania są zerowe. Element skończony ze zredukowanym całkowaniem nie może wykryć odkształceń w punkcie całkowania (w środku elementu) wywołanego zginaniem. Nie powstaje zatem energia odkształcenia spowodowana zniekształceniem elementu skończonego. Z uwagi na brak sztywności element skończony nie jest w stanie oprzeć się temu rodzajowi odkształcenia.

Z jednej strony efekt klepsydry (hourglass) wpływał na duże wydłużenie czasu analiz oraz na problemy ze zbieżnością rozwiązania z uwagi na zmianę kształtu elementów skończonych. Z drugiej strony powodował zaburzenie otrzymywanych wyników. Dla elementów CAX4 z czterema punktami Gaussa nie występuje efekt klepsydry (hourglass). Z uwagi na krótszy czas analiz elementów czterowzłowych CAX4 od elementów ośmiowzłowych CAX8 elementy te okazały się optymalne do analizowanego zagadnienia.

Ostatecznie zdecydowano się na zastosowanie elementów czterowęzłowych CAX4 bez zredukowanego całkowania. Płaszcz silosu modelowano za pomocą dwuwęzłowych elementów liniowych typu SAX1.

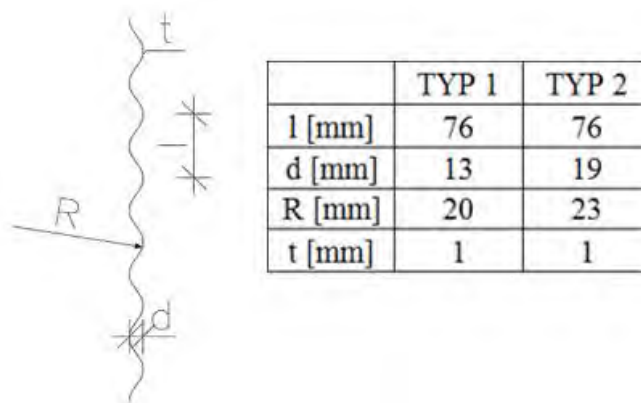
5.3. Opis modeli numerycznych i prowadzonych analiz

Podstawowy model numeryczny stanowił odzwierciedlenie modelu silosu rzeczywistego, na którym prowadzono badania doświadczalne. Analizowano przypadki silosu nieuźebrowanego oraz w pełni uźebrowanego. Z uwagi na symetrię geometrii silosu ale także na czasochłonność analiz oraz ich stopień nieliniowości, prowadzący do problemów zbieżności rozwiązania zdecydowano się na model osiowosymetryczny. Rozwiązanie takie pozwoliło zdecydowanie skrócić czas prowadzonych i tak mimo wszystko czasochłonnych obliczeń. Uźebrowanie w modelu osiowosymetrycznym realizowano przez zastępczą grubość płaszcza z blachy płaskiej.

Docelowe analizy na silosach z blachy falistej zostały poprzedzone analizą rozkładu obciążeń w modelu silosu z blachy płaskiej. Celem powyższego zabiegu była weryfikacja przyjętego hipoplastycznego modelu konstytutywnego w odniesieniu do dobrze rozpoznanego i zbadanego zagadnienia, jakim jest rozkład obciążeń w silosie z blachy płaskiej.

Analizy numeryczne silosów o płaszczach z blachy falistej rozpoczęto na modelu silosu odwzorowującym model silosu z badań doświadczalnych prowadzonych przez Pawłowskiego [65]. Z uwagi na fakt, że jednym z analizowanych materiałów sypkich była pszenica, analiza silosu ze stożkowym lejem umożliwiła bezpośrednie porównanie uzyskanych wyników numerycznych z rezultatami badań Pawłowskiego [65]. Po kolejnej weryfikacji przyjętego modelu konstytutywnego ośrodka sypkiego przystąpiono do docelowych analiz prowadzonych na modelach z płaskim dnem.

Docelowe analizy rozpoczęto od modelu odwzorowującego geometrycznie model doświadczalny, zatem z blachą falistą typu 1 (rys. 5.6), wypełnionego pszenicą. Rozważano przypadki modelu nieuźebrowanego i w pełni uźebrowanego. W modelu nieuźebrowanym sztywność płaszcza modyfikowano za pomocą grubości blachy falistej.



Rys. 5.6. Geometria analizowanych typów blach falistych

W kolejnym kroku zmieniono wyłącznie geometrię blachy falistej na typ 2, zachowując wcześniejsze gabaryty silosu, co umożliwiło porównanie wyników dla różnych podatności południkowych płaszcza przy składowaniu tego samego ośrodka sypkiego. Następnie analizowano analogiczne modele wypełnione ośrodkiem o większym ciężarze objętościowym, jakim był piasek. W każdym z powyższych przypadków rozważono model nieuzębrowany i uzębrowany dla różnych smukłości h_c/d_c . W ostatnim kroku analiz za zmienną przyjęto średnicę silosu d_c dla stałej smukłości płaszcza $h_c/d_c = 2$. Liczne analizy miały na celu stworzyć pewną bazę wyników, na podstawie, których można by było dokonać uogólnienia badanego zagadnienia.

Wszystkie analizy numeryczne przeprowadzono w programie Abaqus z wykorzystaniem modułu implicit. Zagadnienia analizowano jako quasi-statyczne. Płaszcz silosu z blachy falistej zamodelowano z wykorzystaniem liniowo sprężystego modelu materiałowego stali. W modelu uzębrowanym zastępczą blachę płaską modelowano przy użyciu materiału o właściwościach ortotropowych, zdolną do przenoszenia wyłącznie obciążeń pionowych. W każdym modelu numerycznym celem przeprowadzonych analiz było wyznaczenie rozkładu pionowych obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego. Dla wybranych modeli wyznaczono także rozkład parcia poziomego p_h .

5.4. Oznaczenie modeli numerycznych

W celu szybszej identyfikacji modeli numerycznych wprowadzono indywidualny system oznaczeń MX-DCXX-HCXX-PXX-TX, w którym odpowiednio kolejne litery oznaczają:
 MX – silos wypełniony danym materiałem (M1 – pszenica, M2 – piasek),
 DCXX – średnica silosu (np. DC18 – silos o średnicy 1800 mm),
 HCXX – wysokość zastępczego słupa materiału (np. HC09 – zastępcza wysokość 900 mm),
 PXX – podział silosu z uwagi na płaszcz (PNŻ – nieuzębrowany, PUŻ – uzębrowany),

TX – geometria blachy falistej (T1 – typ 1 blachy falistej, T2 – typ 2 blachy falistej).

Wprowadzony system oznaczeń dotyczy wyłącznie modeli silosów z blachy falistej z płaskim dnem. Modele weryfikacyjne z blachy płaskiej oraz z blachy falistej ze stożkowym dnem nie zostały ujęte w wprowadzonym systemie znakowania. Podstawowe oznaczenie dotyczy modeli o grubości blachy falistej $t = 1$. W przypadku innych grubości blachy zostanie wprowadzony dodatkowy człon na końcu oznaczenia odpowiadający grubości blachy.

5.5. Weryfikacja zastosowanego modelu numerycznego

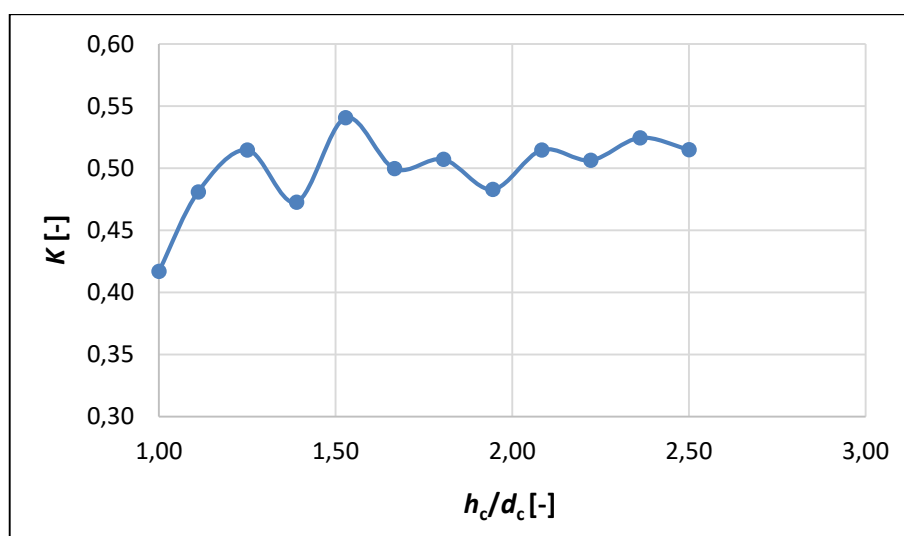
Przyjęty model numeryczny zweryfikowano w dwojaki sposób. W pierwszej kolejności analizowano model silosu z blachy płaskiej, wypełniony zarówno pszenicą jak i piaskiem. Rozkładem obciążeń w silosach z blachy płaskiej od ciężaru składowanego ośrodka zajmowało się wielu uczonych, a stan napelnienia został dobrze rozpoznany i opisany w literaturze. Uznano, że porównanie wyników rozkładu obciążenia w silosie z blachy płaskiej uzyskanych na drodze analiz numerycznych z rozkładem obciążeń wg teorii Janssena [80] jest koniecznym warunkiem do weryfikacji zastosowanego modelu hipoplastycznego. Analizowano model silosu o średnicy $d_c = 1800$ mm, wysokości słupa materiału $h_c = 4500$ mm i grubości płaszcza $t = 10$ mm. Właściwości materiałów wg. tabeli 5.1. zaczerpnięto z [48]. Zarówno dla piasku jak i pszenicy przyjęto ośrodek średnio zagęszczony. Na podstawie prac [16] i [60] przyjęto kohezję ziaren pszenicy na poziomie $c = 8$ kPa. W przypadku piasku analizowano materiał bezkohezyjny, dla którego przyjęto obligatoryjną wartość kohezji na poziomie $c = 1$ kPa z uwagi na zbieżność rozwiązania analizy numerycznej.

Otrzymane wyniki analiz numerycznych umożliwiły wyznaczenie ilorazu parcia bocznego $K = p_{hf}/p_v$. Wartość parcia poziomego p_{hf} wyznaczono w oparciu o uzyskaną równoleżnikową siłę rozciągającą, natomiast parcia pionowego p_v o uzyskaną z obliczeń siłę pionową w danym przekroju poprzecznym słupa materiału sypkiego (pszenicy lub piasku). Wyniki przedstawiono na rysunkach 5.7 i 5.8.

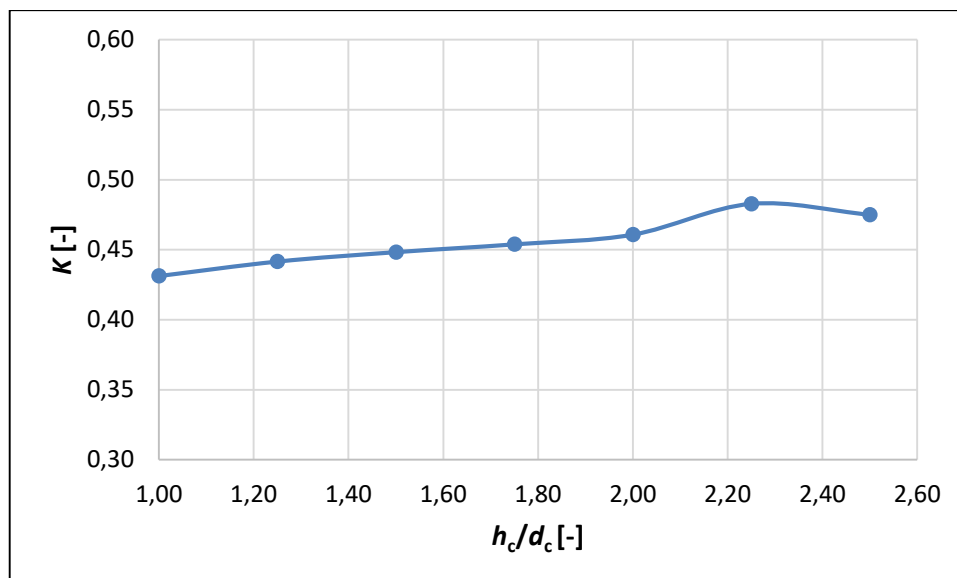
Dla różnych wysokości słupa materiału h_c , w przedziale smukłości $h_c/d_c = 1,2 - 2,50$, uzyskano w obu przypadkach zbliżone wartości ilorazu parcia bocznego K dla piasku, co jest zgodne z przyjętym powszechnie uproszczonym, a zarazem praktycznym założeniem o stałości współczynnika K na wysokości komory silosu. Większe zróżnicowanie wartości K uzyskano dla pszenicy (rys. 5.7). W przedziale smukłości komory h_c/d_c od 1,2 – 2,5 różnica pomiędzy skrajnymi wartościami współczynnika K wyniosła niespełna 15 %. Dla obu materiałów, przy mniejszych smukłościach płaszcza, wartości malały wraz ze spadkiem smukłości.

Tab. 5.1. Właściwości ośrodka sypanego – model hipoplastyczny

Właściwość ośrodka	Pszenica	Piasek ("Karlsruhe sand")
γ – ciężar objętościowy	8,13 kN/m ³	16,75 kN/m ³
c – kohezja	8 kPa	1 kPa
parametry modelu hipoplastycznego [48]		
φ	26°	30°
h_s	40 MPa	5800 MPa
n	0,4	0,28
e_{d0}	0,57	0,55
e_{c0}	0,84	0,84
e_{i0}	0,95	1,0
α	0,02	0,13
β	1	1
e_0	0,58	0,60
"intergranular strain" [48]		
m_r	9	9
m_t	0,5	0,5
R	5×10^{-5}	5×10^{-5}
β_r	0,3	0,3
χ	1	1



Rys. 5.7. Iloraz parcia bocznego K pszenicy uzyskany na podstawie wyników analiz numerycznych



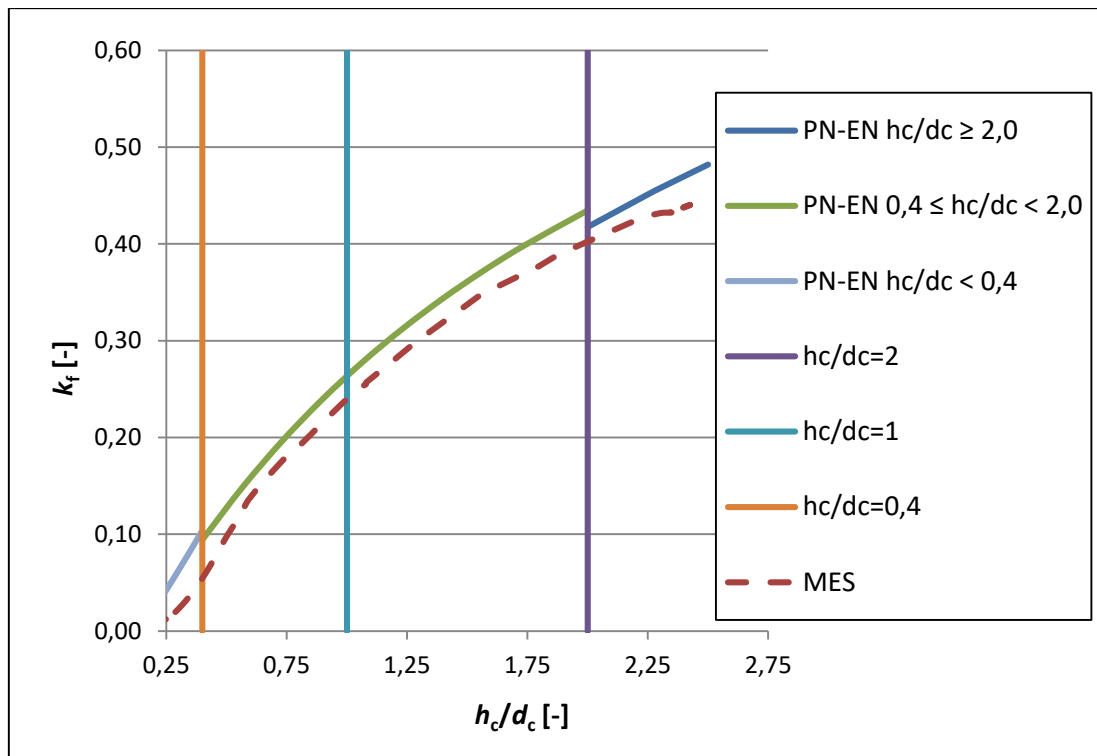
Rys. 5.8. Iloraz parcia bocznego K piasku uzyskany na podstawie wyników analiz numerycznych

Na podstawie rys. 5.7 i 5.8 wyznaczono średnią wartość ilorazu parcia poziomego K , odpowiednio pszenicy i piasku, który posłużył do wyznaczenia rozkładu obciążeń wg teorii Janssena [80]. Przyjęte właściwości pszenicy i piasku do wyznaczenia naporów na płaszczyznę silosu zamieszczono w tabeli 5.2.

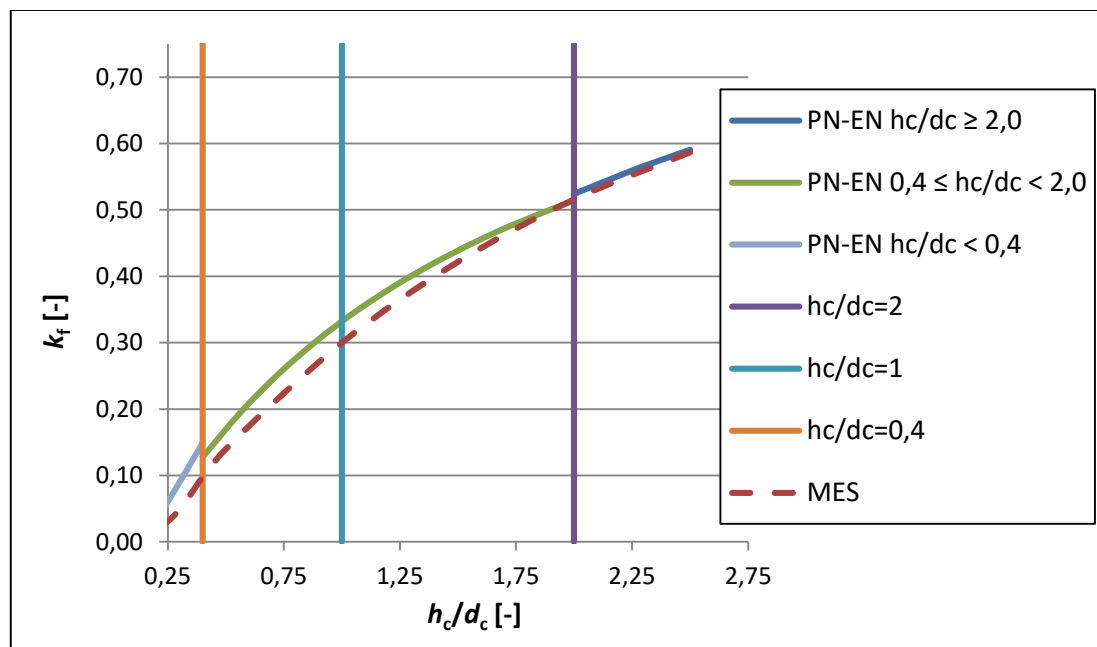
Tab. 5.2. Właściwości pszenicy i piasku – teoria Janssena – wg normy [80]

Materiał	Typ ściany	Właściwości materiału			Współczynniki zmienności	
		γ [kN/m ³]	K_m [-]	μ_m [-]	a_k	a_μ
Pszenica	blacha gładka (D2)	8,13	0,50	0,30	1,0	1,0
Piasek		16,75	0,45	0,48	1,0	1,0

Na rysunkach 5.9 i 5.10 przedstawiono wartości współczynnika k_f dla różnych smukłości komory h_c/d_c , odpowiednio dla wypełnienia pszenicą i piaskiem. Wartości uzyskane na drodze analiz numerycznych z wykorzystaniem modelu hipoplastycznego w bardzo dobrym stopniu odpowiadają wartościom wyznaczonym wg teorii Janssena (norma [80]). W obu przypadkach otrzymano zbliżony, nieliniowy kształt krzywych co świadczy, że zastosowany model hipoplastyczny dobrze opisuje zachowanie się materiału po napełnieniu silosu.

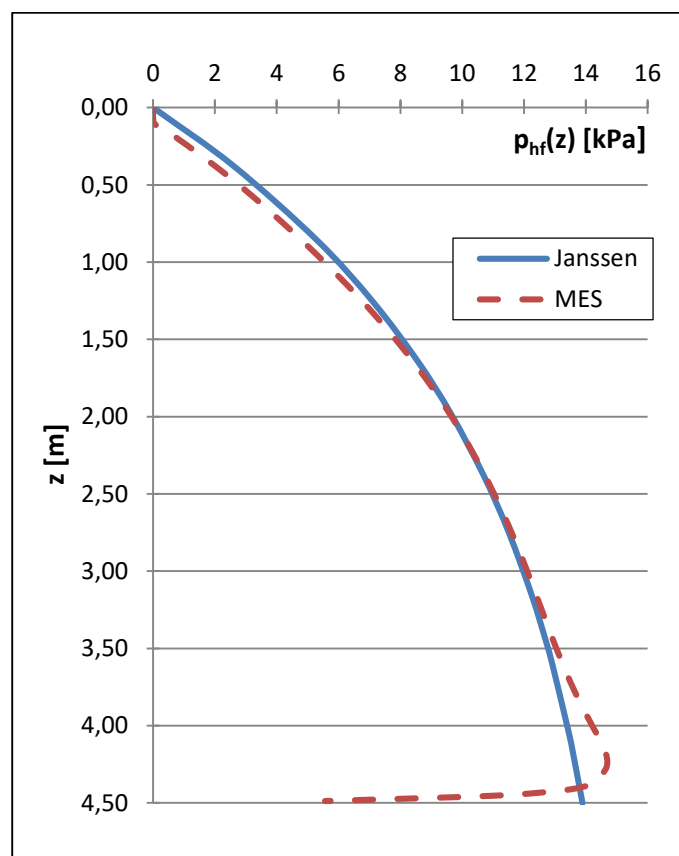


Rys. 5.9. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym oraz wg teorii Janssena [80] dla silosu z blachy płaskiej wypełnionego pszenicą



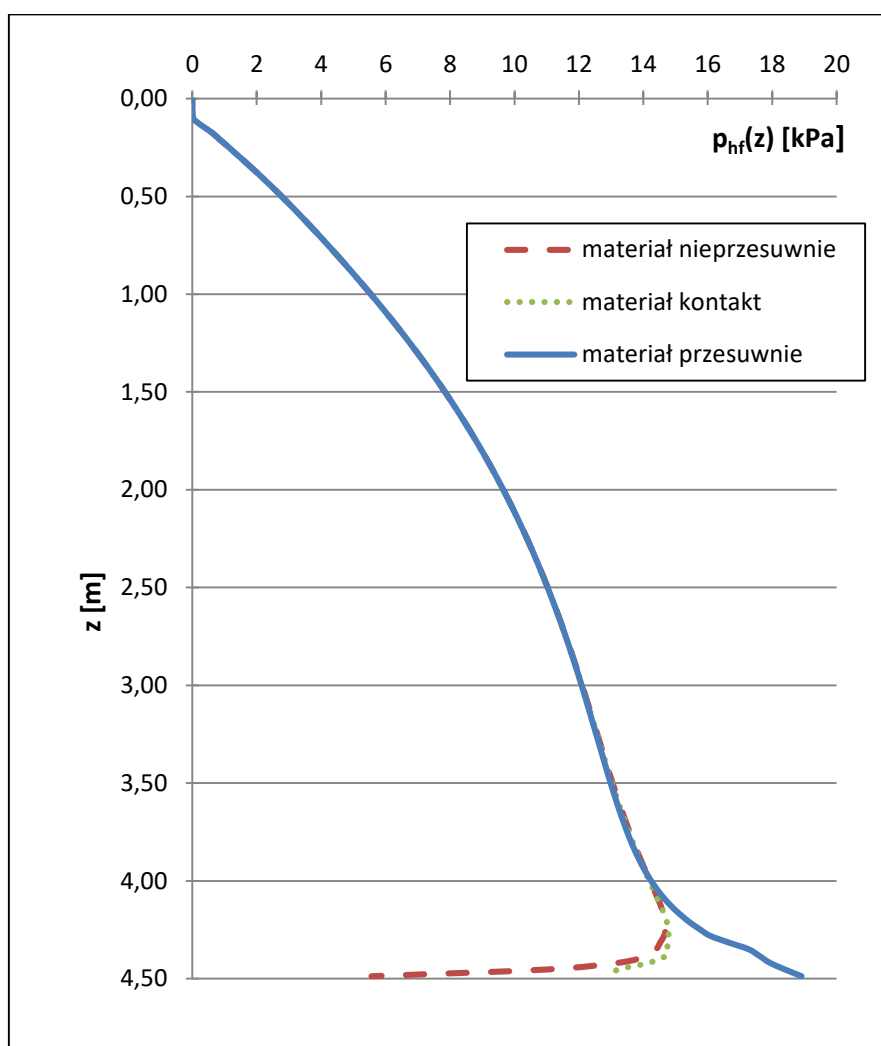
Rys. 5.10. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym oraz wg teorii Janssena [80] dla silosu z blachy płaskiej wypełnionego piaskiem

Na rysunku 5.11 przedstawiono rozkłady parcia poziomego p_{hf} wyznaczone wg teorii Janssena (norma [80]) i z wykorzystaniem numerycznego modelu hipoplastycznego dla silosu wypełnionego piaskiem. Obie krzywe mają bardzo zbliżony przebieg. W górnej strefie silosu uzyskano numerycznie niższe wartości parcia poziomego p_{hf} co świadczy o niższej wartości ilorazu parcia bocznego K . Z kolei w dolnej strefie silosu parcie poziome, wyznaczone w oparciu o model hipoplastyczny, ma nieco większe wartości. Największa rozbieżność występuje przy samym dnie silosu. Wpływ na to mają warunki brzegowe. Parcie wyznaczone wg teorii Janssena w normie [80] pomija zarówno kontakt materiału z dnem jak i zamocowanie samej powłoki do fundamentu, zatem nie występują zaburzenia z uwagi na warunki brzegowe. W rozważanym modelu numerycznym założono nieprzesuwne promieniowo podparcie powłoki oraz ograniczono całkowicie przesuw ośrodka sypkiego po dnie silosu. Wpływ warunków brzegowych na rozkład poziomego obciążenia analizowano w dalszej części rozdziału. Fakt, że maksymalna różnica parcia poziomego, z wyłączeniem strefy przy samym dnie silosu, wyznaczonego obiema metodami nie przekracza 8% oraz bardzo zbliżony przebieg krzywych potwierdzają słuszność zastosowania modelu hipoplastycznego w aspekcie wyznaczania rozkładu obciążeń płaszcza silosu od materiału sypkiego.



Rys. 5.11. Porównanie rozkładu parcia poziomego p_{hf} wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym oraz wg teorii Janssena – piasek

Biorąc pod uwagę zaburzenia w rozkładzie parcia poziomego w strefie kontaktu materiału z dnem silosu postanowiono przeanalizować wpływ warunków brzegowych na ten rozkład. W każdym z analizowanych przypadków założono nieprzesuwne promieniowo podparcie płaszczu, natomiast różnicowano sposób promieniowego podparcia materiału na dnie silosu. Rozważono sytuacje nieprzesuwne, przesuwne podparcia materiału oraz trzeci przypadek, w którym zamodelowano kontakt ośrodka sypkiego z nieodkształcalnym dnem silosu. Na rysunku 5.12 przedstawiono wyniki analiz.



Rys. 5.12. Wpływ warunków brzegowych na rozkład parcia poziomego p_{hf} w dolnej strefie silosu - piasek

Otrzymane wyniki analiz numerycznych, przedstawione na rys. 5.12, jednoznacznie wskazują na wyraźny wpływ warunków brzegowych na rozkład parcia w przydennej strefie silosu. W przypadku nieprzesuwne podparcia materiału parcie poziome p_{hf} w tej strefie jest wyraźnie najmniejsze, natomiast w przypadku przesuwne podparcia zdecydowanie rośnie

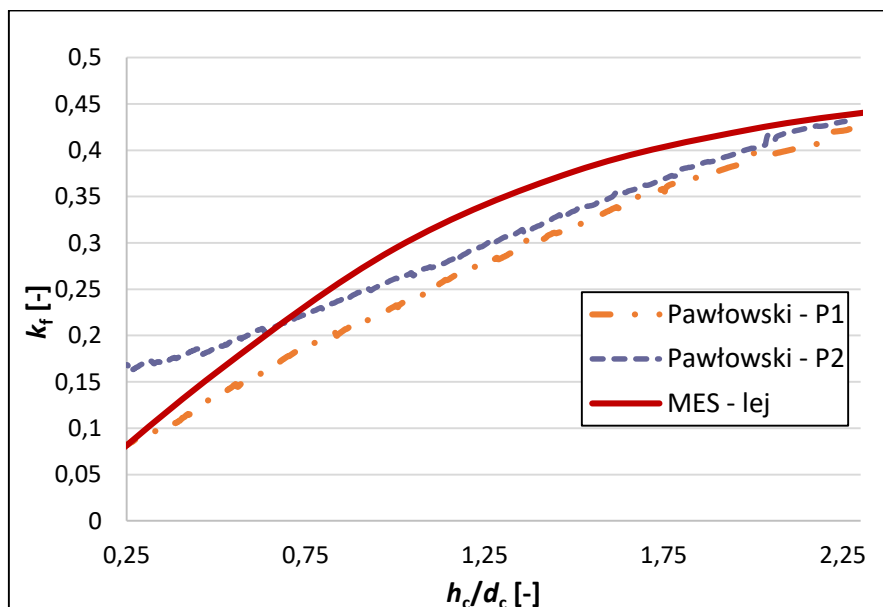
i znacząco przewyższa parcie wyznaczone wg teorii Janssena i normy [80], w analizowanym przypadku aż o 36%. Najwierniejszym odwzorowaniem rzeczywistości jest sytuacja, w której modeluje się kontakt ośrodka sypkiego z płaskim dnem silosu. W strefie kontaktu uwzględniono zarówno tarcie ośrodka sypkiego po dnie, jak i sam docisk materiału do dna (kontakt normalny). W przypadku częściowego ograniczenia ruchu materiału po płaskim dnie silosu, poprzez tarcie, widoczny jest nieznaczny spadek parcia poziomego p_{hf} , który w analizowanej sytuacji wynosi ok 7%. Strefa zaburzenia sięga około 25-30 cm licząc od dna silosu i obejmuje przestrzeń nieprzesuwającej się części materiału sypkiego i pozostającej w silosie po grawitacyjnym, centrycznym wysypie z płaskiego dna silosu. Z uwagi na lokalny charakter wpływu warunków brzegowych na rozkład parcia poziomego p_{hf} jak i czasochłonność obliczeń numerycznych zdecydowano się pominąć modelowanie kontaktu ośrodka sypkiego z płaskim dnem silosu. W dalszych analizach stosowano podparcie promieniowo nieprzesuwne ośrodka sypkiego po płaskim dnie silosu.

Drugim krokiem weryfikacji przyjętego modelu hipoplastycznego było bezpośrednie porównanie wyników analiz numerycznych z przeprowadzonymi dotychczas badaniami doświadczalnymi. Z uwagi na brak danych materiałowych zastosowanego w badaniach granulatu HDPE, niemożliwe było bezpośrednie odniesienie się do własnych badań doświadczalnych. Wyznaczenie potrzebnych 9 parametrów materiału hipoplastycznego (tab. 5.1) dla granulatu HDPE nie było możliwe w dostępnych aparatach pomiarowych. Z tego powodu weryfikację modelu numerycznego przeprowadzono na podstawie wyników badań Pawłowskiego [65], którego modele wypełnione były pszenicą i geometrycznie różniły się od autorskich badań jedynie dnem silosu, które było lejowe o kącie nachylenia 45° a nie płaskie (rys. 5.13). Za główne kryterium poprawności modelu hipoplastycznego przyjęto wartość współczynnika k_f w momencie całkowitego napełnienia silosu nieuzębrowanego. Z uwagi na to, że pomiary wykonywane przez Pawłowskiego były prowadzone wyłącznie w czasie ciągłego napełniania całego silosu, niemożliwa była ocena poprawności modelu hipoplastycznego na podstawie rozkładu obciążenia południkowego przypadającego na płaszczyznę w funkcji smukłości płaszczyzna $k_f = k_f(h_c/d_c)$. Pawłowski nie wykonywał pomiarów dla przypadków częściowego napełnienia silosu ($h_c/d_c < 2,25$), po pewnym czasie od tego napełnienia, w którym materiał sypki konsoliduje się w silosie. Określono więc jedynie wartości współczynnika k_f dla przypadku maksymalnego wypełnienia silosu i konsolidacji pszenicy. Pewna rozbieżność wyników analiz numerycznych z wynikami badań doświadczalnych Pawłowskiego może wynikać z nieco innych właściwości pszenicy badanej niż tych, które przyjęto do definicji modelu hipoplastycznego. Pawłowski nie badał wszystkich

niezbędnych parametrów do zdefiniowania modelu hipoplastycznego pszenicy, gdyż nie korzystał z takiego modelu numerycznego.



Rys. 5.13. Stanowisko badawcze Pawłowskiego – silos lejowy z płaszczem z blachy falistej [65]



Rys. 5.14. Współczynnik k_f - badania doświadczalne Pawłowskiego [65] oraz wyniki własnych analiz numerycznych – silos nieuzębrowany wypełniony pszenicą

Przedstawione na rysunku 5.14 wyniki dwóch serii badań doświadczalnych (P1, P2) uzyskane przez Pawłowskiego wykazują niemalże liniowy wzrost współczynnika k_f , podczas

gdy krzywa otrzymana z własnych analiz numerycznych, wykorzystujących model hipoplastyczny pszenicy, ma wyraźnie przebieg krzywoliniowy. Przeprowadzone własne badania doświadczalne wykazały, że po pewnym czasie po napełnieniu, w wyniku częściowej konsolidacji ośrodka, krzywa $k_f = k_f(h_c/d_c)$ zmienia przebieg na krzywoliniowy. Uzyskane wyniki z analiz numerycznych, współczynnika k_f dla stanu całkowicie wypełnionego silosu ($\max h_c/d_c = 2,25$) w dobrym stopniu pokrywały się z wynikami uzyskanymi na drodze badań doświadczalnych.

Przeprowadzona weryfikacja modelu hipoplastycznego w kontekście rozkładu pionowych obciążeń w silosie od materiału sypkiego w stanie po całkowitym napełnieniu badanego silosu, potwierdziła słuszność zastosowania zbudowanego modelu numerycznego do analizowanego zagadnienia.

5.6. Weryfikacja rozdziału obciążeń w uźebrowanym silosie z blachy falistej

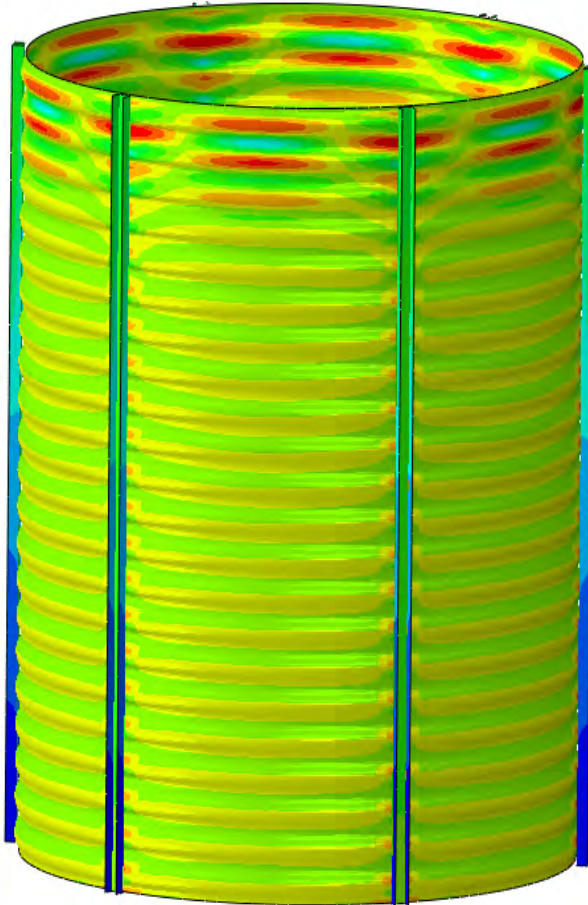
W ramach analiz numerycznych zbudowano także przestrzenny model powłokowy płaszcza silosu z blachy falistej z uźebrowaniem południkowym. Celem tych analiz było wykazanie, że w badanym doświadczalnie uźebrowanym silosie z blachy falistej obciążenie pionowe przenoszone jest w całości przez żebra, a blacha falista nie uczestniczy wprost w bezpośrednim przenoszeniu tych obciążeń południkowych, tylko przekazuje je na te żebra poprzez siły tarcia pomiędzy ośrodkiem sypkim a blachą. Blacha przenosi natomiast w całości obciążenie poziome od parcia ośrodka sypkiego. Powyższe zjawisko dowodzi, że podatna blacha pracuje w jednoosiowym stanie naprężeń, zatem przeprowadzone przez autora pomiary tensometryczne naporów w badanym silosie uźebrowanym należałoby uznać za wiarygodne.

Zbudowano model numeryczny walcowego silosu z płaskim dnem o średnicy $d_c = 1,8$ m i wysokości płaszcza $h_p = 2$ m oraz geometrii blachy falistej odpowiadającej geometrii blachy z badań doświadczalnych. Płaszcz silosu usztywniono 6 żebrami pionowymi z ceowników C80, równomiernie rozmieszczonymi po obwodzie płaszcza silosu, analogicznie jak w modelu doświadczalnym. Model obciążono parciem poziomym p_h o stałej wartości 10 kPa na całej wysokości powłoki, oraz stałym tarcie p_w o wartości 5 kPa.

Zakładając jednoosiowy stan naprężeń w blasze falistej analizowanego silosu, naprężenia poziome można wyznaczyć z poniżej zależności:

$$\sigma_{sr} = p_h \cdot \frac{0,5 \cdot d_c}{t} = 10 \cdot \frac{0,5 \cdot 1,8}{0,001} = 9 \text{ MPa} . \quad (5.1)$$

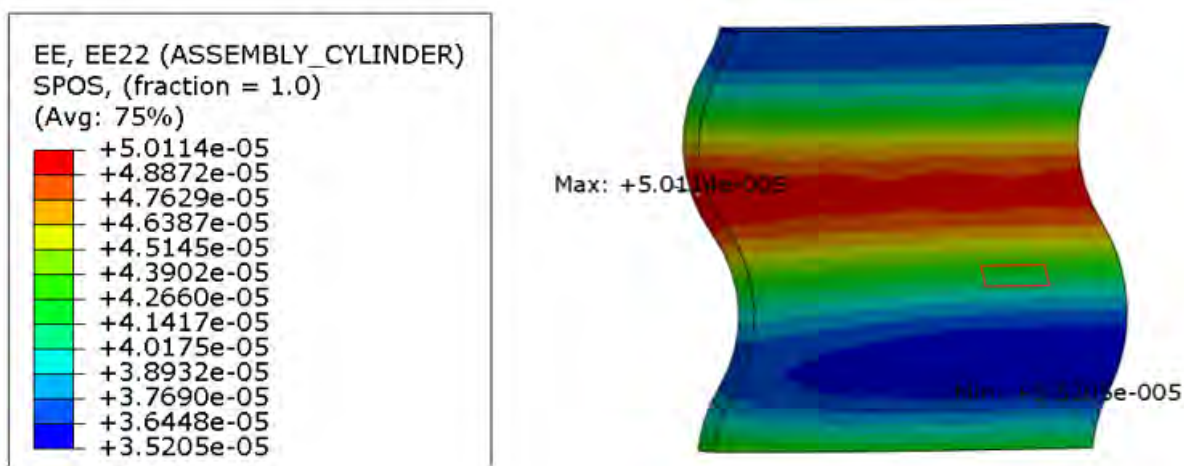
Poniżej, na rysunku 5.15 przedstawiono wyniki analiz numerycznych w postaci odkształceń obwodowych blachy płaszcza oznaczonych w programie Abaqus jako E22. W górnej strefie płaszcza widoczne są lokalne zaburzenie związane z przyłożeniem obciążenia do nieusztynnionej krawędzi blachy falistej. Poniżej tej strefy odkształcenia obwodowe są identyczne na całej wysokości płaszcza.



Rys. 5.15. Powłokowy model numeryczny płaskodennego silosu z blachy falistej o średnicy $d_c = 1,8$ m i wysokości płaszcza $h_p = 2$ m z południkowymi żebrami

Na wybranej w połowie wysokości silosu fali blachy falistej przedstawiono na rys. 5.16 rozkład odkształceń obwodowych w zewnętrznej i wewnętrznej fałdzie. Zakładając jednoosiowy stan naprężeń i wykorzystując prawo Hooke'a naprężenia w blasze wynoszą:

$$\sigma_{sr} = \epsilon_{\theta, sr} \cdot E = \frac{5,0114E-5 + 3,5205E-5}{2} \cdot 210000 \approx 8,96 \text{ MPa} . \quad (5.2)$$



Rys. 5.16. Odształcenia obwodowe w blasze falistej płaszczu analizowanego silosu, poddanego obciążeniu poziomemu p_h i pionowemu p_w

Wartości naprężeń uzyskane na drodze numerycznej pokrywają się z wartościami naprężeń uzyskanymi z zależności 5.1. Powyższe potwierdza, że podatna blacha falista przenosi wyłącznie obciążenia poziome, natomiast obciążenia pionowe w całości są przenoszone przez sztywne żebra południkowe. Gdyby było inaczej wynik uzyskany ze średnich odształceń obwodowych nie pokrywałby się z naprężeniami otrzymanymi z zależności 5.1. Wyznaczony rozkład parcia poziomego p_h w uźebrowanym modelu doświadczalnym, wyznaczony wyłącznie za pomocą tensometrów mierzących odształcenia poziome blachy jest wiarygodny.

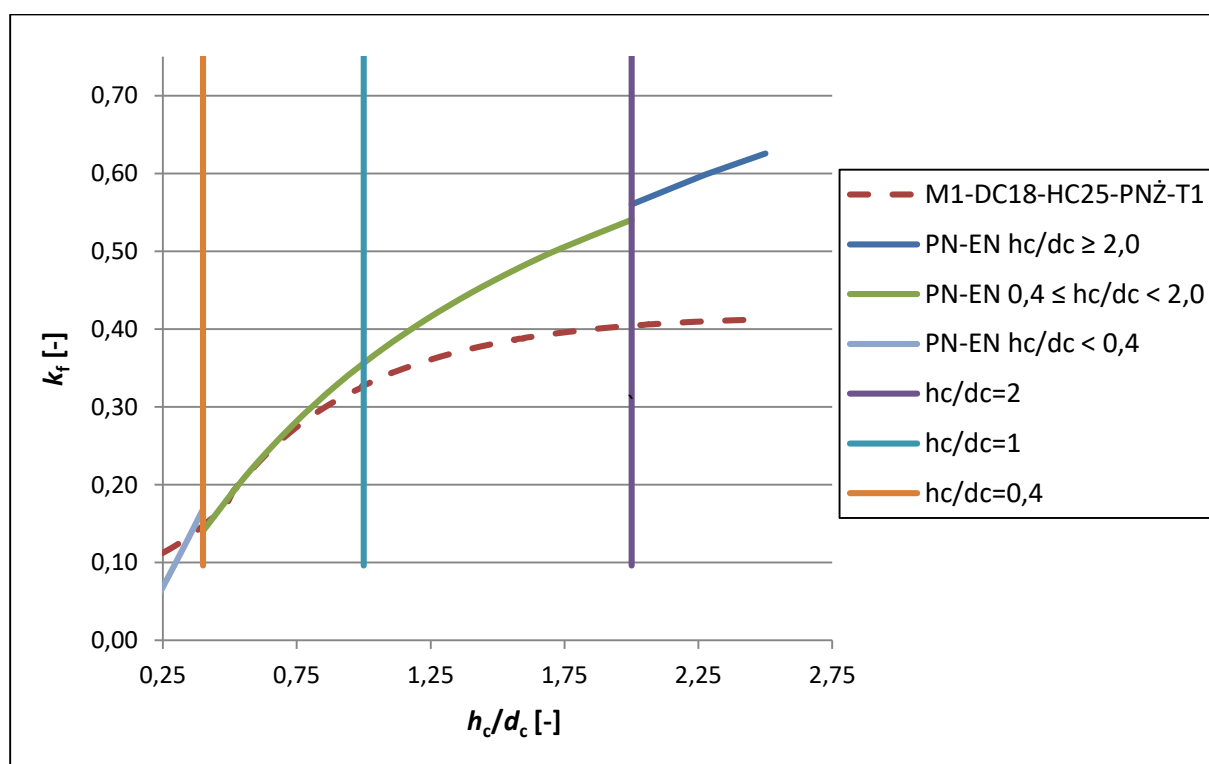
5.7. Wyniki analiz numerycznych

5.7.1. Wpływ sztywności południkowej płaszczu silosu na wartość współczynnika k_f wypełnionego pszenicą

Na rysunku 5.17. przedstawiono wyniki analiz numerycznych dla modelu silosu wypełnionego pszenicą. Model miał średnicę $d_c = 1800$ mm, maksymalną smukłość komory $h_c/d_c = 2,5$, a płaszcz był nieuźebrowany z blachy o geometrii fali typu 1 (rys. 5.6). Model ten oznaczono zgodnie z p. 5.4 jako M1-DC18-HC25-PNŻ-T1. Uzyskane wartości współczynnika k_f zdecydowanie różnią się od rozkładu wg teorii Janssena [80]. Tylko dla początkowej fazy napełnienia silosu otrzymane z analiz numerycznych i z normy [80] krzywe, przedstawiające wartość współczynnika k_f , mają podobny przebieg, natomiast od wartości $h_c/d_c = 0,75$ wraz ze wzrostem smukłości komory, krzywa $k_f = k_f(h_c/d_c)$ uzyskana na drodze analiz numerycznych zdecydowanie zaczyna odbiegać od analogicznej krzywej uzyskanej na podstawie analiz normowych. Świadczy to o tym, że podatny płaszcz silosu z nieuźebrowanej południkowo blachy falistej przenosi zdecydowanie mniej obciążenia pionowego od ciężaru składowanego

ośrodka niż by to wynikało z przepisów normowych i ogólnie znanej teorii Janssena. W przypadku smukłości komory silosu $h_c/d_c = 2,5$ zaledwie 41% obciążenia jest przenoszona przez płaszczyznę podczas gdy zgodnie z obowiązującymi standardami normowymi jest to aż 63%. Wraz ze wzrostem smukłości komory rośnie globalne obciążenie płaskiego dna silosu. W wyniku narastających przemieszczeń pionowych płaszczyzn z blachy falistej zaczyna przenosić coraz mniejsze obciążenia pionowe. Z powyższych analiz wynika jednoznaczny postulat, że konieczna jest modyfikacja dotychczas stosowanych zasad wyznaczania obciążeń w silosach o podatnych południkowo płaszczyznach.

W tabeli 5.3. zestawiono właściwości pszenicy na podstawie, których wyznaczono obciążenie płaszczyzny wg [80].

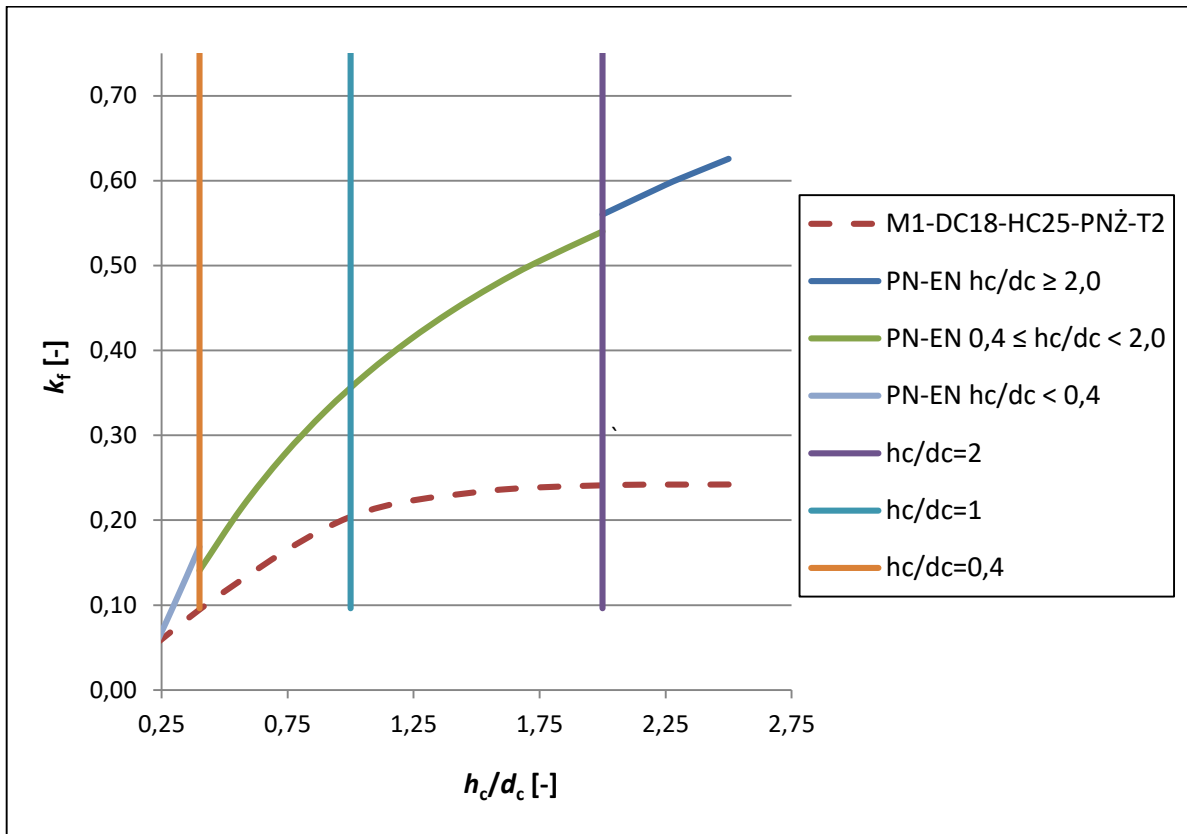


Rys. 5.17. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym oraz wg teorii Janssena [80] dla pszenicy

Tab. 5.3. Właściwości pszenicy – teoria Janssena [80]

Materiał	Typ ściany	Właściwości materiału				Współczynniki zmienności	
		γ [kN/m ³]	K_m [-]	φ_{im} [°]	μ_{eff} [-]	a_k	a_φ
Pszenica	blacha falista (D4)	8,13	0,50	26	0,49	1,0	1,0

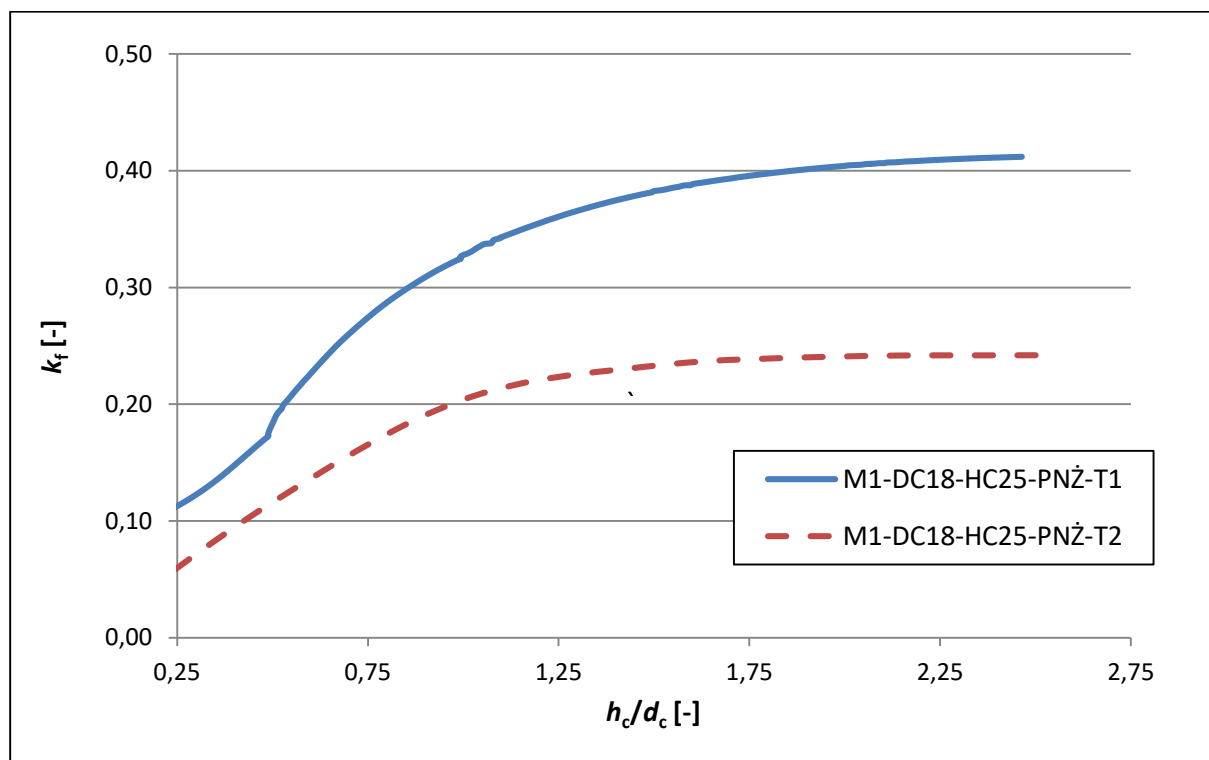
Na rysunku 5.18. przedstawiono wyniki dla modelu silosu o identycznych gabarytach i tym samym wypełnieniu, ale dla geometrii fali typu 2 (rys. 5.6), która odznacza się mniejszą sztywnością południkową niż blacha typu 1. Zmniejszenie południkowej sztywności płaszcza spowodowało jeszcze większe przegrupowanie pionowych obciążeń w analizowanym numerycznie silosie. Zdecydowana większość obciążenia pionowego przypada na dno silosu. Powyżej smukłości komory $h_c/d_c = 1,5$ nie odnotowano praktycznie wzrostu współczynnika rozkładu pionowego obciążenia k_f .



Rys. 5.18. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym oraz wg teorii Janssena [80] dla pszenicy

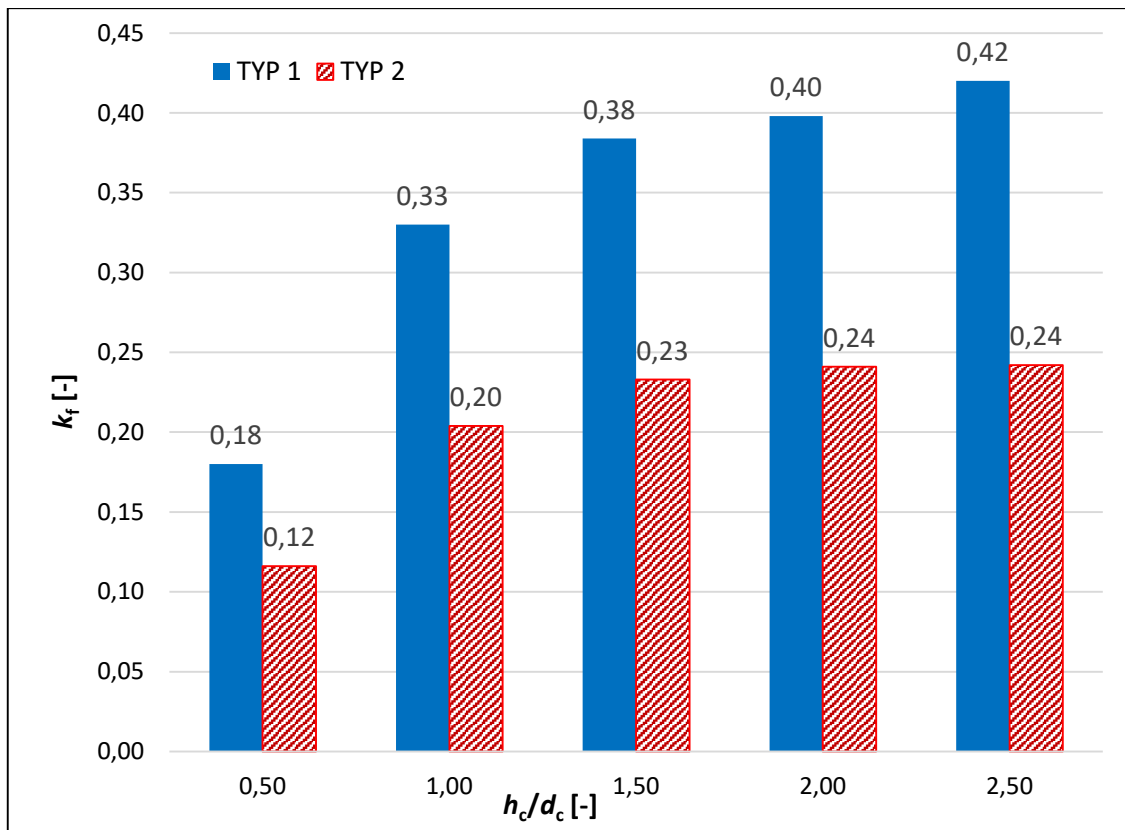
Poniżej porównano wartości współczynnika k_f dla obu typów blachy falistej. Przebieg obu krzywych ma podobny charakter. Dla małych smukłości $h_c/d_c < 0,5$ wzrost współczynnika k_f był niemalże liniowy. Przyrost wartości tego współczynnika w przypadku smukłości $h_c/d_c > 0,5$ ma już charakter nieliniowy, dążąc asymptotycznie do pewnej maksymalnej wartości. W przypadku zastosowania blachy falistej typu 1 całkowite obciążenie południkowe płaszcza jest większe o ponad 70% niż w przypadku zastosowania blachy typu 2. Jest to istotny wynik z punktu widzenia właściwego określania wartości obciążeń płaszczy silosów na podstawie normy [80], gdzie w obu analizowanych przypadkach uzyskano by takie same wartości

obciążeń południkowych dla obu typów blachy, a więc wartości te odbiegały by znacznie od wartości rzeczywistych.



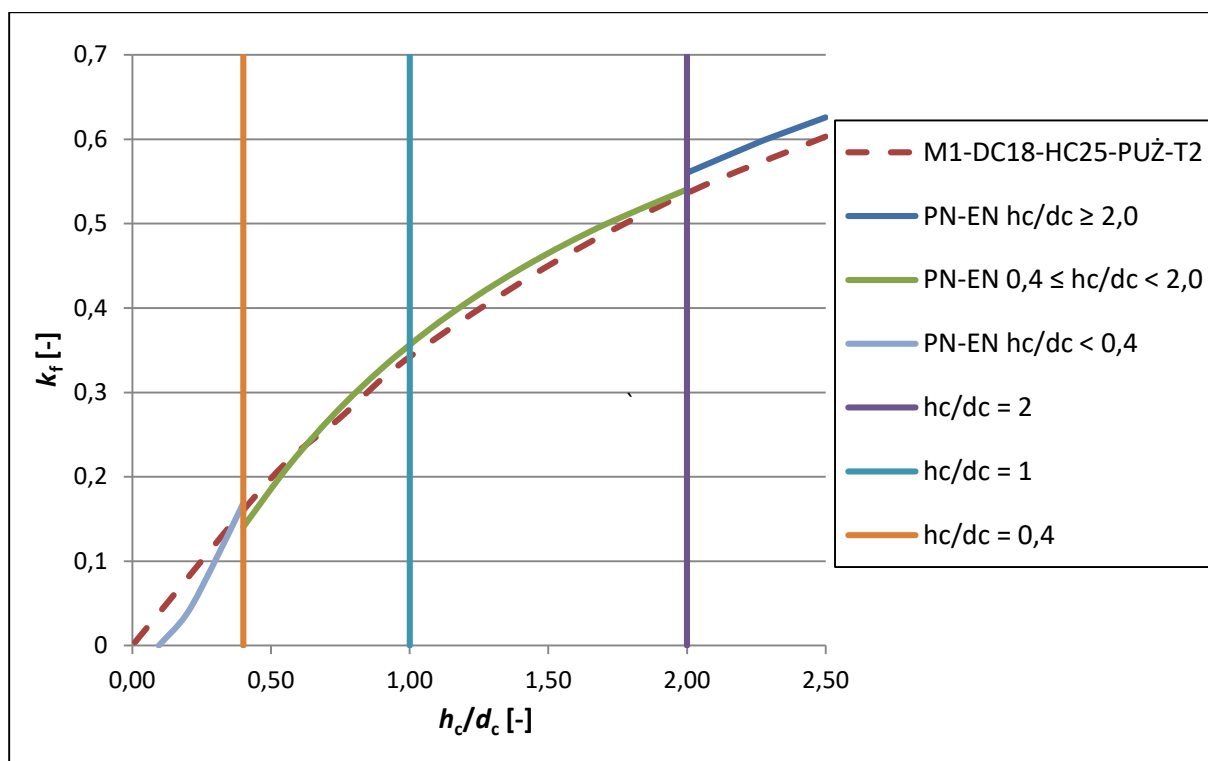
Rys. 5.19. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie modelem hipoplastycznym dla dwóch typów blachy falistej - pszenica

Na rysunku 5.20 przedstawiono porównanie wartości współczynnika k_f dla obu typów blachy falistej, dla konkretnych smukłości płaszcza silosu h_c/d_c . Uwagę należy zwrócić na fakt, że wraz ze wzrostem smukłości komory rośnie wyraźnie różnica pomiędzy wartościami całkowitego obciążenia pionowego przypadającego na płaszczyz silosu, które są reprezentowane przez współczynnik k_f . Dla smukłości $h_c/d_c = 0,5$ płaszczyz z geometrią blachy falistej typu 1 przenosi o 55% więcej obciążenia od płaszczyz z geometrią mniej sztywnej południowo blachy typu 2, natomiast dla smukłości $h_c/d_c = 2,5$ różnica ta wynosi już 74%.

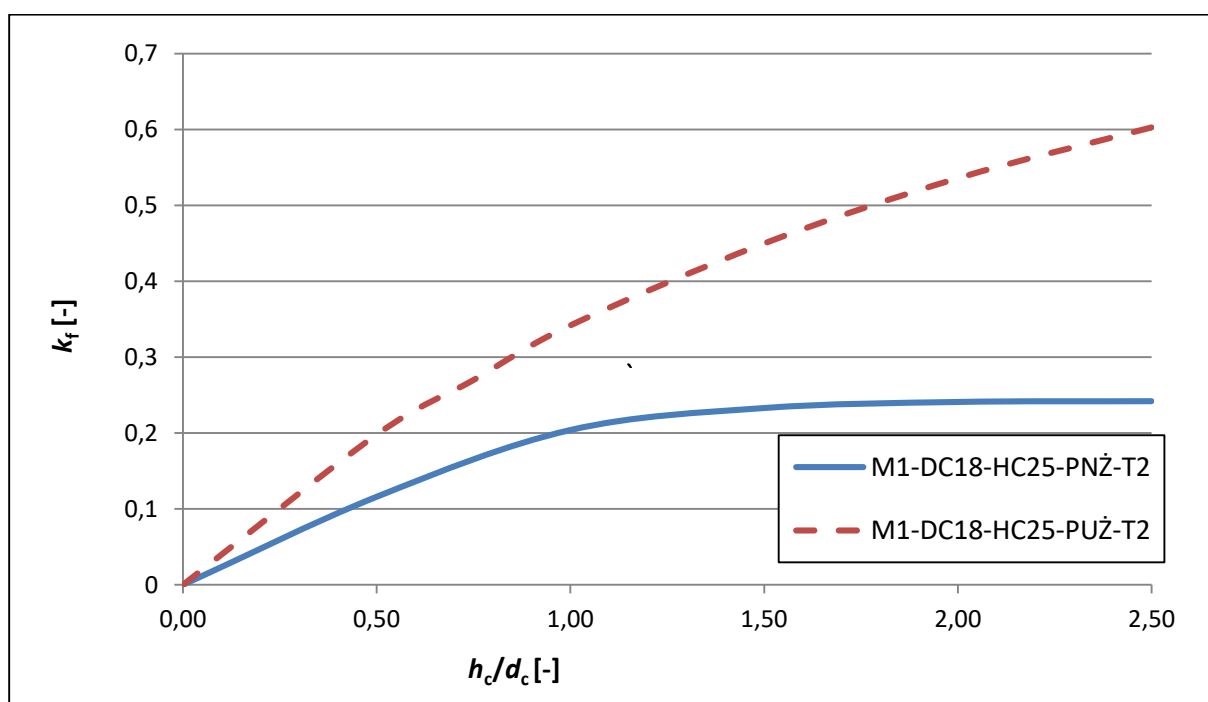


Rys. 5.20. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie (model hipoplastyczny) dla wybranych smukłości komory h_c/d_c , dla dwóch typów blachy falistej (typ1, typ 2) – wypełnienie pszenicą

Dla oceny wpływu podatności południkowej płaszczu silosu na wartość współczynnika k_f poddano analizie wyniki uzyskane z wykorzystaniem numerycznego modelu uźbrowanego płaszczu wypełnionego pszenicą. Zastosowano płaszcz z blachy o geometrii typu 2, która odznacza się mniejszą sztywnością południkową niż blacha typu 1. Płaszcz był uźbrowany więc geometria blachy nie miała istotnego wpływu na wartości współczynnika k_f . Wyniki analiz numerycznych oraz obliczeń wg klasycznej teorii Janssena [80] przedstawiono na rys. 5.21. W przypadku modelu uźbrowanego, czyli o sztywnym płaszczu w kierunku południkowym wartości pionowego obciążenia płaszczu (współczynnik k_f) od składowanego ośrodka są bardzo podobne w obu przypadkach – obliczenia normowe i analizy numeryczne. Wartości współczynnika k_f otrzymane na drodze analiz numerycznych dla smukłości komory powyżej $h_c/d_c = 0,70$ są nieznacznie niższe niż wyniki otrzymane na podstawie normy [80]. Większa różnica występuje przy małych smukłościach komory (silosy retencyjne). W tym przypadku otrzymane wartości współczynnika k_f na drodze analiz numerycznych są wyższe niż z analiz normowych. Rozbieżność tą można tłumaczyć słabym rozpoznanem obciążeń w silosach retencyjnych z uwagi na ich rzadkość występowania. Rysunek 5.22. dobrze obrazuje wpływ podatności południkowej K_w płaszczu silosu na wartość jego obciążenia południkowego.

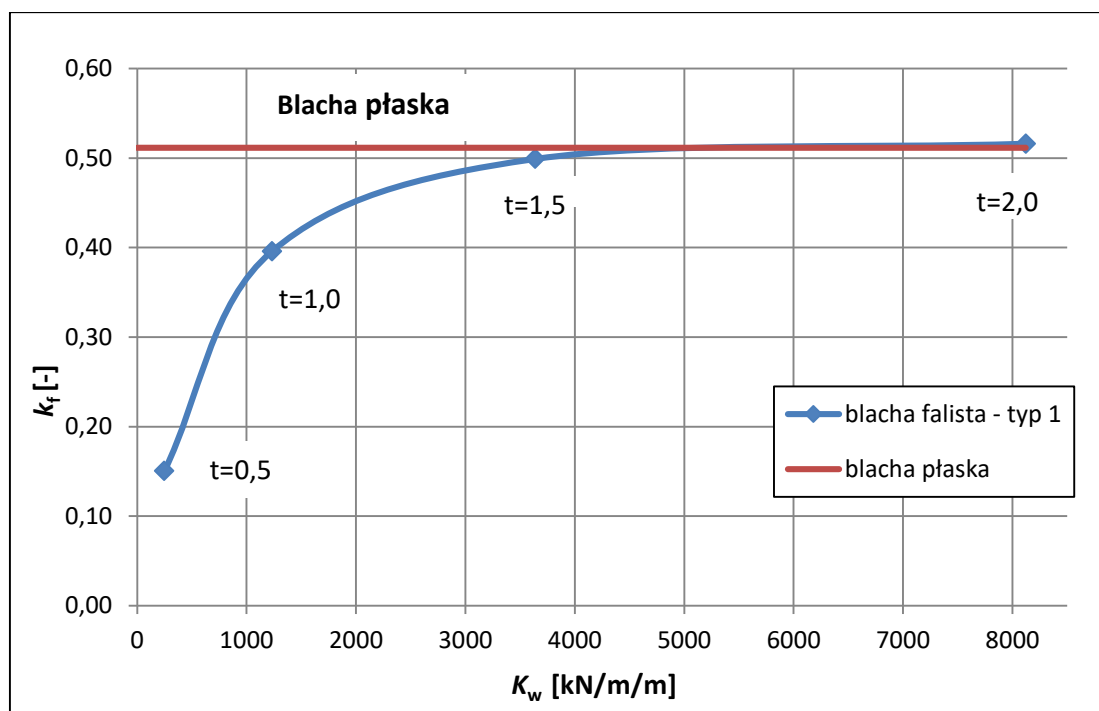


Rys. 5.21. Porównanie wartości współczynnika k_f wyznaczonego numerycznie z zastosowaniem modelu hipoplastycznego oraz wg teorii Janssena [80] dla pszenicy



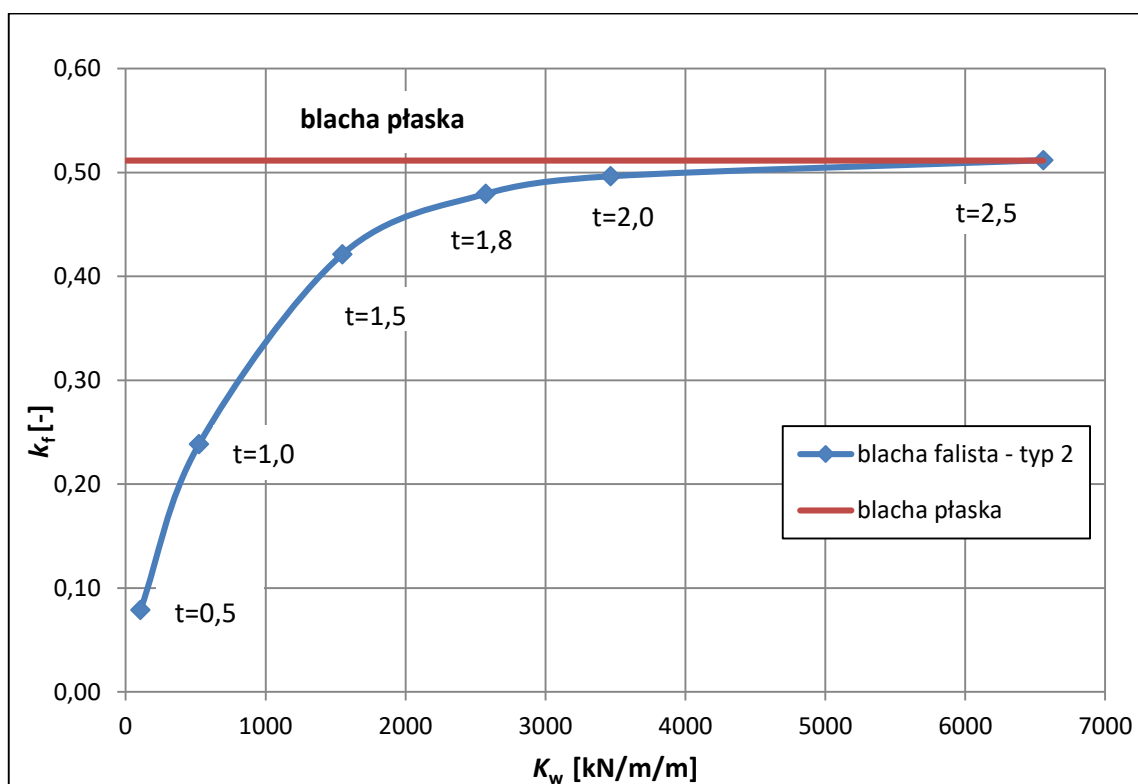
Rys. 5.22. Porównanie wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie z zastosowaniem modelu hipoplastycznego silosu o płaszczu nieuzębrowanym (PNŻ) i uzębrowanym (PUŻ) wypełnionym pszenicą

Na rysunku 5.23 przedstawiono wpływ sztywności południkowej płaszcza K_w nieuzębrowanego płaszcza silosu z blachy typu 1, o smukłości płaszcza $h_c/d_c = 2,0$. Różne sztywności K_w uzyskiwano poprzez zmianę grubości blachy płaszcza. Sztywność K_w płaszcza silosu wyznaczano na modelu o wysokości 1 m jako iloraz siły jednostkowej równomiernie przyłożonej na górnej krawędzi płaszcza silosu do przemieszczenia płaszcza wywołanego przez to obciążenie (rys. 4.12). Na wykresie 5.23 krzywą poziomą oznaczono wartość współczynnika k_f dla przypadku silosu z blachy płaskiej, a więc dla blachy o dużej sztywności południkowej. Istotne jest to, że wartość tego współczynnika wyznaczono przy założeniu współczynnika tarcia $\mu_{\text{eff}} = 0,49$, a więc dla wartości odpowiadającej tarcia w silosie z blachy falistej. Dla przypadku sztywności płaszcza z blachy falistej wynoszącej $K_w = 5000 \text{ kN/m/m}$ wartość współczynnika k_f jest już równa jego wartości dla przypadku płaszcza z blachy płaskiej. Z powyższego spostrzeżenia wynika wniosek, że dla analizowanego przypadku płaszcza silosu wartość sztywności $K_w = 5000 \text{ kN/m/m}$ stanowi wartość graniczną pomiędzy płaszciami podatnymi a sztywnymi w kierunku południkowym. W przypadku płaszczy o mniejszych sztywnościach K_w wartość współczynnika k_f maleje wraz ze spadkiem tej sztywności, natomiast dla płaszczy o sztywnościach wyższych od wartości granicznej wzrost współczynnika k_f jest praktycznie niezauważalny. Badany eksperymentalnie model silosu o grubości nieuzębrowanego płaszcza $t = 1 \text{ mm}$ zalicza się więc do silosów o podatnym płaszczu.



Rys. 5.23. Wpływ sztywności południkowej nieuzębrowanego płaszcza o smukłości $h_c/d_c = 2,0$ na wartość współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie z wykorzystaniem modelu hipoplastycznego – wypełnienie pszenicą

Na rysunku 5.24 przedstawiono wykres współczynnika k_f , który to wykres przedstawia wpływ sztywności południkowej K_w nieuzębrowanego płaszcza silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$, w którym zastosowano blachę typu 2. Wartości współczynnika k_f wyznaczano numerycznie przy zastosowaniu hipoplastycznego modelu pszenicy. Również w tym przypadku południkowa sztywność graniczna płaszcza wynosi około $K_w = 5000$ kN/m/m, podobnie jak w przypadku blachy typu 1. W przypadku płaszczy podatnych dla geometrii blachy typu 2, czyli dla blachy o większej wysokości fali otrzymane wartości współczynnika k_f są niższe niż dla blachy typu 1 o tej samej grubości, zatem po raz kolejny potwierdzono wpływ sztywności południkowej płaszcza na wartość jego obciążenia południkowego. Większa wysokość fali skutkuje zmniejszeniem sztywności południkowej K_w walcowego płaszcza silosu.



Rys. 5.24. Wpływ sztywności południkowej nieuzębrowanego płaszcza o smukłości $h_c/d_c = 2,0$ na wartość współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie z zastosowaniem modelu hipoplastycznego – wypełnienie pszenicą

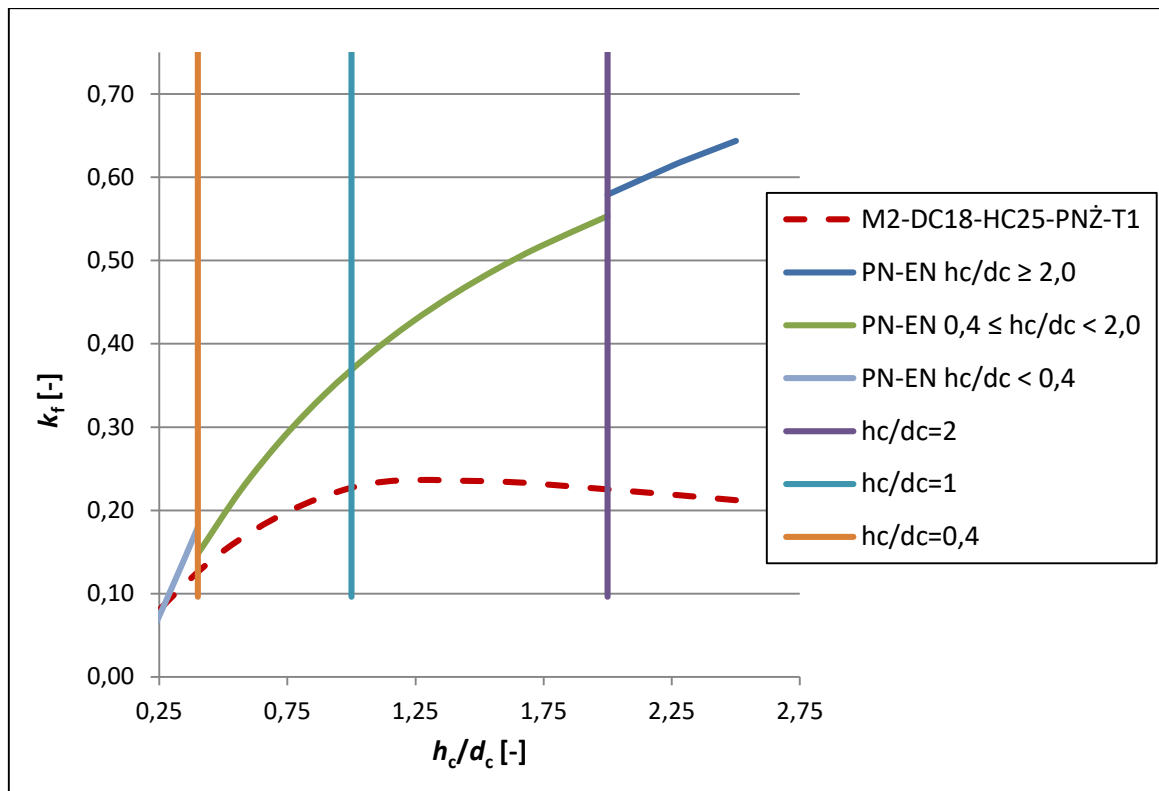
5.7.2. Wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f wypełnionego piaskiem

W kolejnym etapie analiz numerycznych badanego silosu z wykorzystaniem hipoplastycznego modelu materiału sypkiego, zastosowano wypełnienie silosu piaskiem, dla którego znane są niezbędne parametry, charakteryzujące ten model. Wyniki przeprowadzonych

analiz zaprezentowano na rysunkach 5.25 – 5.29. Analizy prowadzono dla modelu nieuzębrowanego silosu o średnicy $d_c = 1800$ mm, maksymalnej smukłości komory $h_c/d_c = 2,5$, dla obu typów geometrii blachy falistej (rys. 5.6). Modele oznaczono wg. p. 5.4 jako M2-DC18-HC25-PNŻ-T1 i M2-DC18-HC25-PNŻ-T2. Wyniki analiz modelu z blachą falistą typu 1, w formie wykresu wartości współczynnika k_f przedstawiono na rys. 5.25 i porównano ten wykres z analogicznym wykresem uzyskanym na podstawie teorii Janssena [80]. Wartości współczynnika k_f otrzymane za pomocą analiz numerycznych są zdecydowanie mniejsze niż te wynikające z teorii Janssena. Praktycznie od samego początku procesu napełniania przebieg krzywych $k_f = k_f(h_c/d_c)$ zdecydowanie się różni, a w miarę wzrostu smukłości komory h_c/d_c różnica ta jeszcze bardziej się zwiększa. Porównanie wartości współczynnika k_f dla maksymalnej smukłości analizowanego silosu doskonale obrazuje jak znaczny jest wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na wartość jego południkowego obciążenia. Zgodnie z teorią Janssena [80] współczynnik ten dla smukłości silosu $h_c/d_c = 2,50$ przyjmuje wartość $k_f = 0,64$, natomiast uzyskany na drodze analiz numerycznych wynosi zaledwie $k_f = 0,21$. W analizowanym przypadku globalne obciążenie płaszcza silosu od ciężaru składowanego ośrodka jest trzykrotnie niższe od obciążenia wyznaczonego zgodnie z obowiązującymi standardami normowymi. Zatem w badanym przypadku rzeczywiste obciążenie dna jest trzykrotnie wyższe niż obliczone na podstawie teorii Janssena. Przykład ten dobitnie świadczy o tym, jak duże może być niedoszacowanie obciążenia dna silosu o podatnych południkowo płaszczech. Cechą charakterystyczną krzywej, przedstawiającej wartości k_f , otrzymanej z zastosowaniem modelu hipoplastycznego jest to, że od pewnej wartości smukłości silosu ($h_c/d_c \approx 1,25$) wartość współczynnika k_f zaczyna maleć, podczas gdy wg teorii Janssena wraz ze wzrostem smukłości rośnie wartość współczynnika k_f . Można to wyjaśnić w taki sposób, że odkształcenia pionowe płaszcza są już na tyle duże, że płaszcz nie jest w stanie przetranszować więcej południkowych obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka, tym samym wartość współczynnika k_f zaczyna maleć. W tabeli 5.4. zestawiono właściwości piasku na podstawie, których wyznaczono obciążenie płaszcza wg [80].

Tab. 5.4. Parametry charakteryzujące właściwości piasku [80]

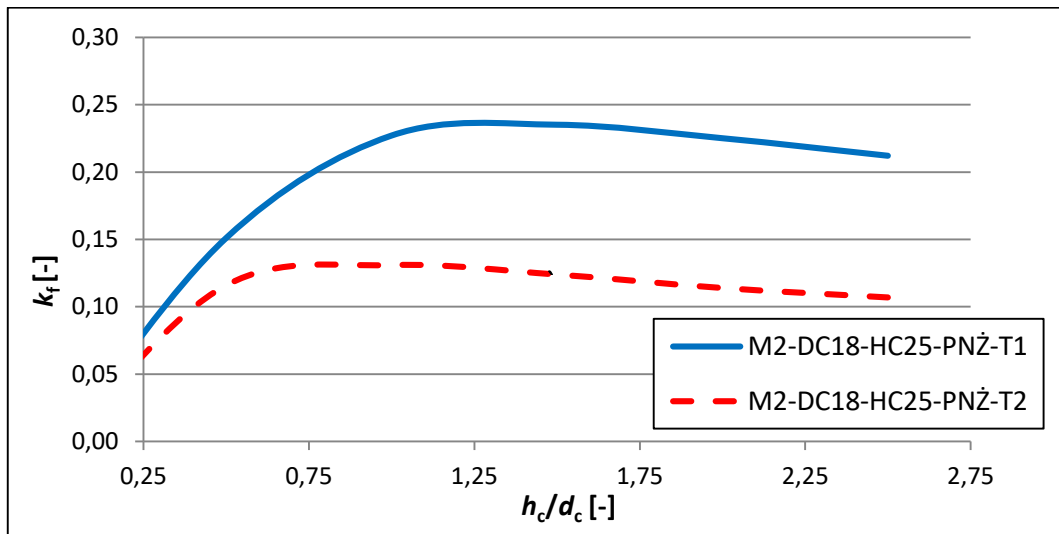
Materiał	Typ ściany	Właściwości materiału				Współczynniki zmienności	
		γ [kN/m ³]	K_m [-]	φ_{im} [°]	μ_{eff} [-]	a_k	a_φ
Piasek	blacha falista (D4)	16,75	0,45	30	0,58	1,0	1,0



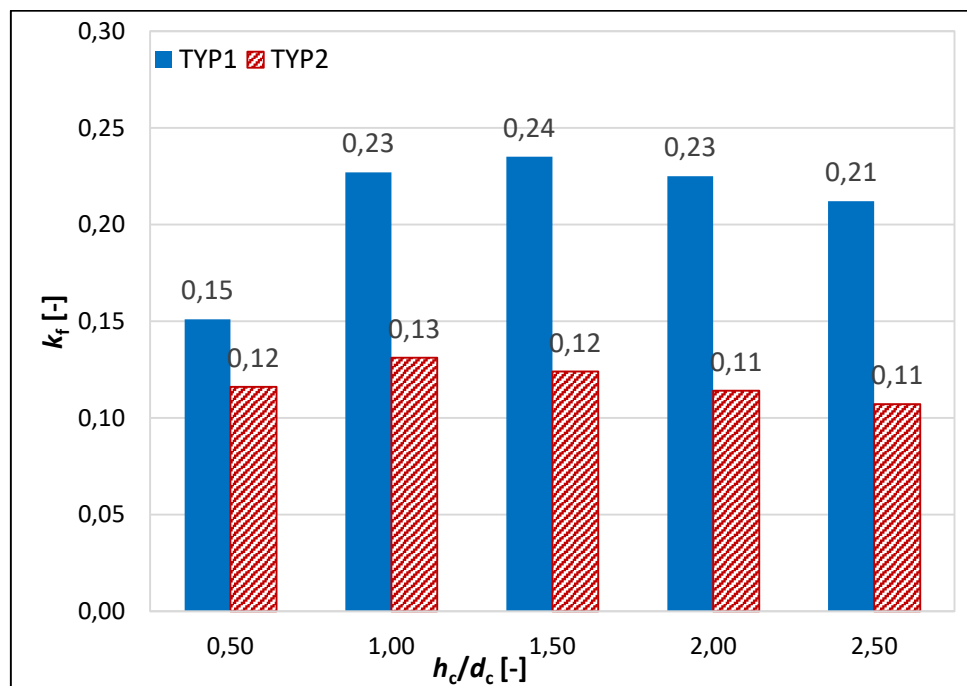
Rys. 5.25. Porównanie współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie z zastosowaniem modelu hipoplastycznego oraz wg teorii Janssena [80] dla piasku

Na rysunku 5.26. porównano wykresy współczynnika k_f uzyskanych dla dwóch typów geometrii fali (typ 1 i typ 2). W początkowej fazie dla małych smukłości $h_c/d_c < 0,4$ przebieg obu krzywych ma podobny, niemalże liniowy charakter. Powyżej tej smukłości krzywa $k_f = k_f(h_c/d_c)$ otrzymana dla geometrii blachy 2 przybiera charakter nieliniowy dążąc do ekstremum już dla smukłości $h_c/d_c \approx 0,75$, a następnie jest funkcją malejącą. Analogiczna krzywa dla blachy typu 1 osiąga swoje ekstremum później, dla smukłości $h_c/d_c \approx 1,25$, co jest związane z większą sztywnością południkową płaszcza silosu. Blacha falista o geometrii typu 1 ulega mniejszym odkształceniom pionowym niż blacha typu 2 przy tym samym obciążeniu. Miejsca ekstremum obu krzywych oznaczają moment, w którym odkształcenia pionowe płaszczy z blach falistych są podobne w obu przypadkach (dla geometrii blachy typu 1 przy większym obciążeniu). Można zatem zauważyć, że płaszcze silosów po przekroczeniu pewnego odkształcenia pionowego, nazwanego w pracy odkształceniem granicznym, nie są już w stanie przejmować dodatkowych obciążeń południkowych od ciężaru materiału wypełniającego silos ponad te, które wystąpiły do chwili osiągnięcia takiego odkształcenia. W przypadku zastosowania blachy typu 2 o mniejszej sztywności południkowej niż

w przypadku blachy typu 1 uzyskana wartość współczynnika k_f dla maksymalnej smukłości h_c/d_c jest dwukrotnie niższa.



Rys. 5.26. Wartości współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie (model hipoplastyczny) dla dwóch typów blachy falistej (T1, T2) - wypełnienie piaskiem

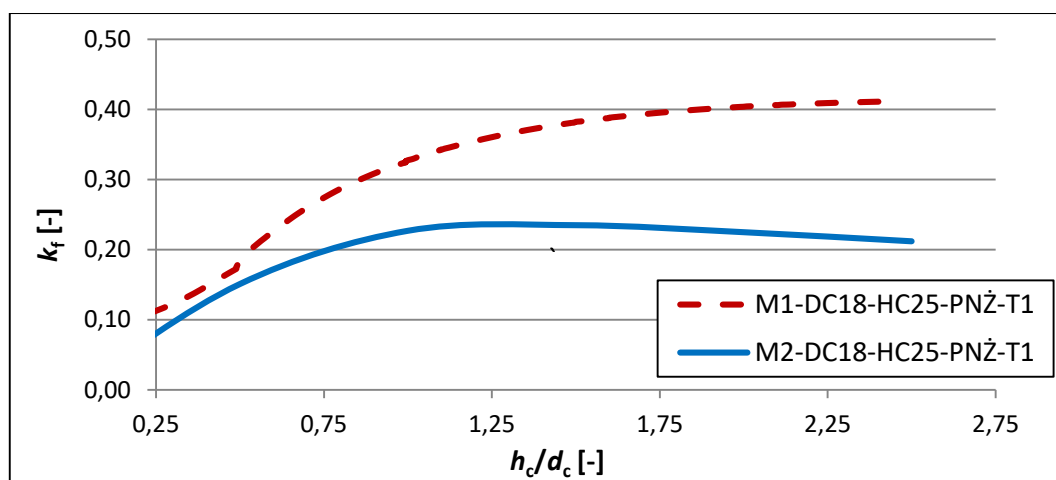


Rys. 5.27. Porównanie współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie (model hipoplastyczny) dla wybranych smukłości komory h_c/d_c , dla dwóch typów blachy falistej (T1, T2) – wypełnienie piaskiem

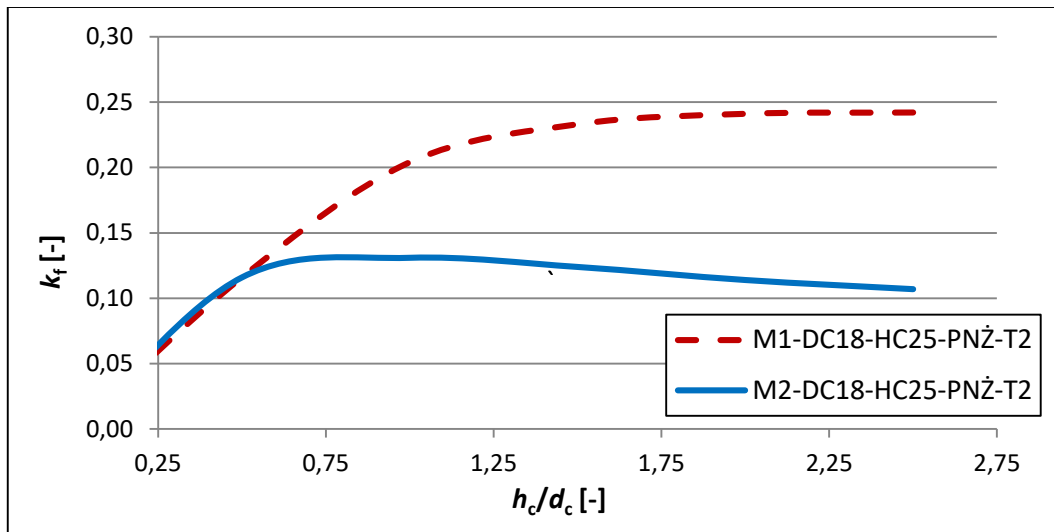
Na rysunku 5.27 przedstawiono porównanie wartości współczynnika k_f dla obu typów blachy falistej płaszcza analizowanego silosu, dla konkretnych smukłości komory h_c/d_c . Widać wyraźnie, że wraz ze wzrostem smukłości komory rośnie różnica w wartościach całkowitego

obciążenia pionowego przypadającego na płaszcze silosu o różnych sztywnościach południkowych. Dla smukłości $h_c/d_c = 0,5$ płaszcz z geometrią typu 1 (większa sztywność K_w niż dla typu 2) przenosi o 25% więcej obciążenia od płaszcza z geometrią typu 2, natomiast dla smukłości $h_c/d_c = 2,5$ różnica ta wynosi ponad 90%.

Na rysunkach 5.28 i 5.29 przedstawiono wykresy wartości współczynnika k_f otrzymane numerycznie dla analizowanego silosu płaskodennego wypełnionego piaskiem lub pszenicą. Wykresy na rys. 5.28 dotyczą przypadku, kiedy płaszcz wykonany jest z blachy o geometrii typu 1, natomiast na rys. 5.29 dotyczą zastosowania blachy o geometrii typu 2. Wykresy na obu rysunkach potwierdzają wyraźnie dużą różnicę w wartościach współczynnika k_f dla obu materiałów w przypadku płaszczy o zróżnicowanych sztywnościach południkowych płaszczy silosów. Silos o płaszczu z blachy falistej typu 1 ma większą sztywność południkową K_w niż silos o płaszczu z blachy typu 2. Wartości współczynnika k_f otrzymane w przypadku wypełnienia silosu piaskiem są zdecydowanie mniejsze niż w przypadku wypełnienia pszenicą. Tak więc w przypadku materiału sypkiego o dużym ciężarze objętościowym (piasek) większa część całkowitego pionowego obciążenia od jego ciężaru własnego przekazywana jest na płaskie dno, a mniejsza na płaszcz silosu. Jeśli materiał wypełniający silos jest lżejszy (pszenica) to udział płaszcza w przyjmowaniu pionowego obciążenia od ciężaru tego materiału jest większy niż w przypadku materiału o większym ciężarze objętościowym (piasek). Różnice w wartościach współczynnika k_f mogą wynikać nie tylko z różnic ciężaru objętościowego ale także z różnic w wartościach innych parametrów materiałowych takich jak kąt tarcia wewnętrznego czy współczynnik tarcia o ścianę płaszcza. Należy więc wartości współczynnika k_f wyznaczać indywidualnie dla każdego rodzaju materiału.



Rys. 5.28. Porównanie współczynnika rozkładu pionowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie (model hipoplastyczny) dla dwóch różnych materiałów: pszenicy (M1) i piasku (M2) – blacha typu 1 (T1)

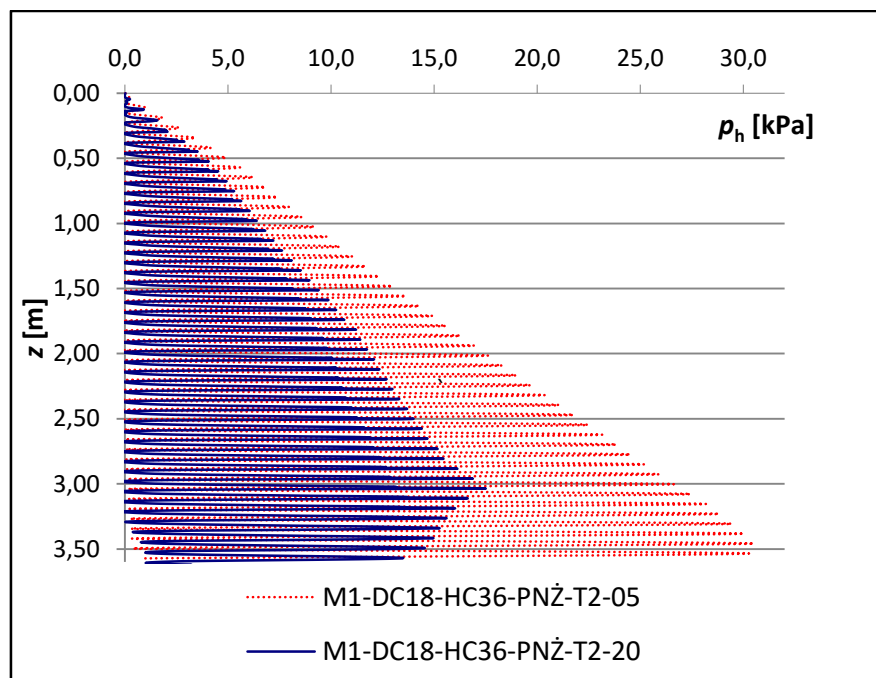


Rys. 5.29. Porównanie współczynnika rozkładu południkowego obciążenia k_f wyznaczonego numerycznie (model hipoplastyczny) dla dwóch różnych materiałów: pszenicy (M1) i piasku (M2) – blacha typu 2 (T2)

5.7.3. Wpływ sztywności południkowej płaszcza silosu na rozkład i wartości parcia poziomego p_h - pszenica

W kolejnym kroku analiz numerycznych wykorzystano model hipoplastyczny do analizy wpływu podatności południkowej K_w płaszcza silosu na wartości obciążeń poziomych p_h oraz na wartość ilorazu parcia bocznego K . Model numeryczny odwzorowywał, tak jak poprzednio, walcowy silos płaskodenny o średnicy $d_c = 1800$ mm i smukłości $h_c/d_c = 2,0$, w którym płaszcz wykonany był z blachy falistej typu 2 (rys. 5.6). Południkową sztywność płaszcza różnicowano poprzez zmianę grubości blachy falistej. Na rys. 5.30 przedstawiono uzyskany numerycznie rozkład parcia poziomego p_h na płaszcz z blachy falistej o grubości $t = 0,5$ mm oraz $t = 2$ mm na poszczególnych poziomach z , mierzonych od górnej umownej powierzchni zasypanego materiału w pełnym silosie. Analizowano stan po napełnieniu silosu, a więc wartości p_h należy traktować jako p_{hf} . Charakterystyczną cechą otrzymanego rozkładu parcia poziomego jest duże zróżnicowanie wartości w obrębie jednej fali. W obrębie półfali wewnętrznej, która przemieszcza się do wnętrza silosu podczas pionowych odkształceń płaszcza, podczas jego stopniowego napełniania, dochodzi do zwiększenia nacisku ośrodka sypkiego na wewnętrzną półfalę blachy płaszcz silosu, tym samym wartości parcia poziomego w tych miejscach są znacznie wyższe niż w półfalach zewnętrznych. Grzbiety półfal zewnętrznych w wyniku działania sił pionowych przemieszczają się na zewnątrz w wyniku czego dochodzi do lokalnego rozluźnienia ośrodka sypkiego. W skrajnych przypadkach kontakt między ośrodkiem sypkim i płaszczem może nawet zostać utracony. Z wykresów na rys. 5.30 wyraźnie widać jak duży

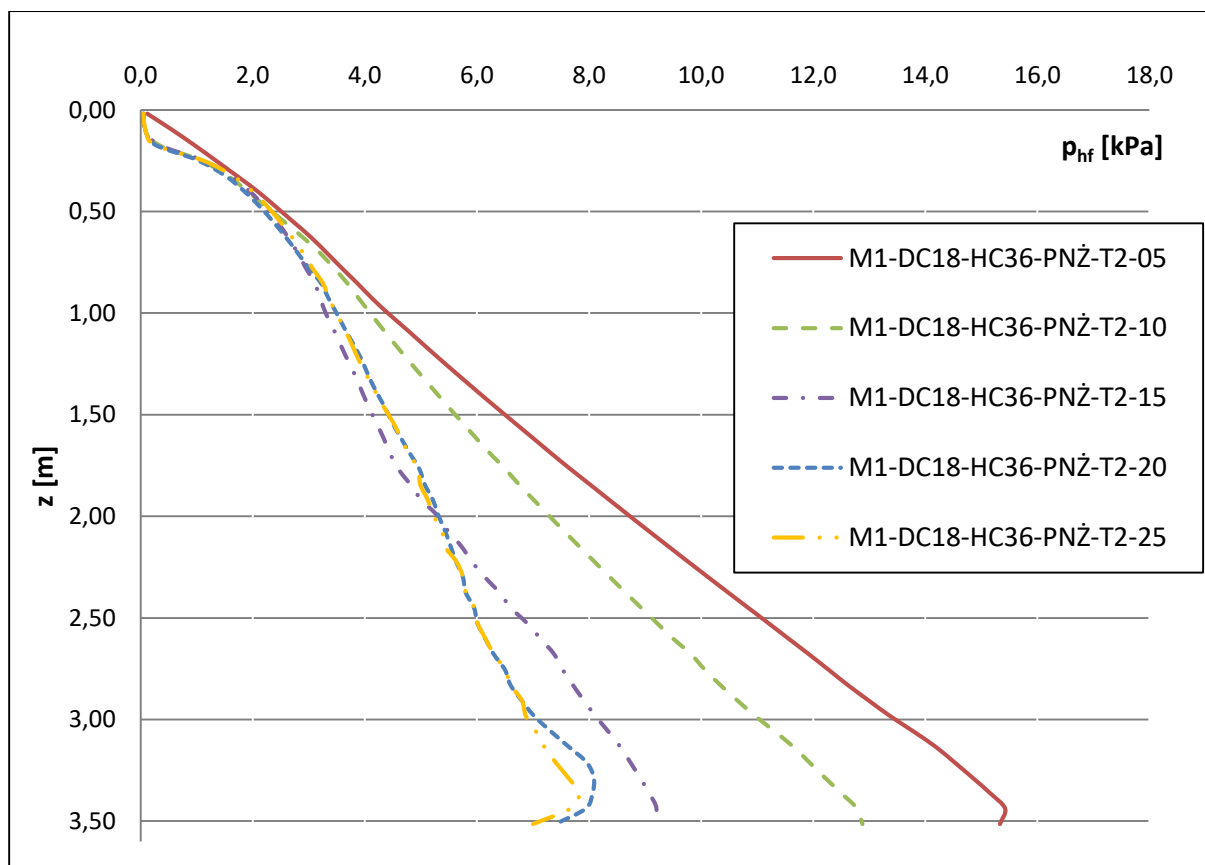
wpływ wywiera podatność południkowa na wartości obciążeń poziomych p_h . Dla bardzo małej sztywności południkowej płaszcza ($t = 0,5$ mm) wartości parcia poziomego są zdecydowanie wyższe niż dla analogicznego płaszcza ale o 4-krotnie większej grubości na całej wysokości komory. Należy także zauważyć, że zgodnie z wnioskami sformułowanymi po analizie wykresów na rys. 5.24 i 6.1 silos o grubości blachy falistej $t = 2$ mm nadal należy do silosów o płaszczech podatnych. Największe różnice w wartościach parcia poziomego p_h , przekraczające 100% występują w dolnej strefie płaszczy silosu o różnych grubościach blach ($t = 0,5$ mm, $t = 2,0$ mm).



Rys. 5.30. Rozkład parcia poziomego p_h w silosach z blach falistych na wysokości podatnych płaszczy (model hipoplastyczny) – blacha typu 2, $t = 0,5$ mm oraz $t = 2$ mm

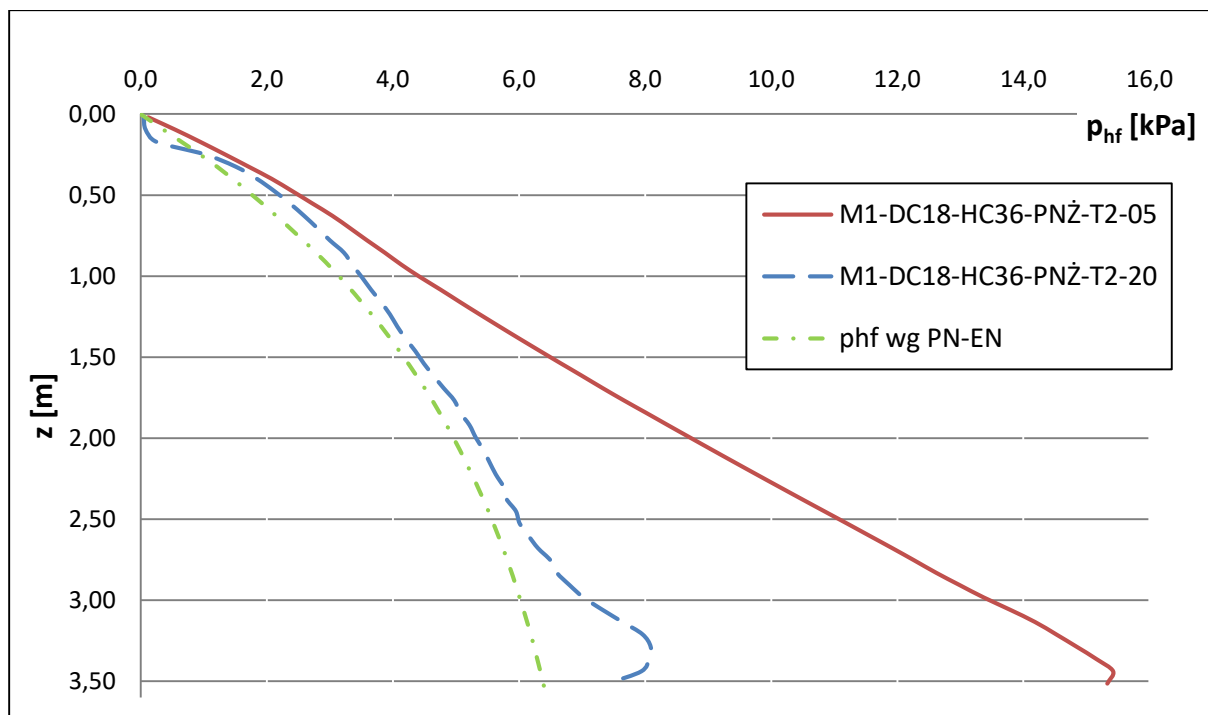
Na rys. 5.31 przedstawiono wykresy wartości parcia poziomego p_{hf} traktowanego jako średnie wartości w obrębie jednej fali na danej wysokości z mierzonej od górnej powierzchni materiału sypkiego w pełnym silosie. Wyniki uwzględniają trzy dodatkowe grubości blachy: $t = 1$ mm, $t = 1,5$ mm i $t = 2,5$ mm. Istotne jest to, że dla grubości $t = 2,5$ mm, zgodnie z rys. 5.24 i 6.1, silos można już zaklasyfikować do konstrukcji o sztywnych południkowo płaszczech. Wykresy uśrednionego parcia poziomego p_{hf} potwierdzają wyraźnie następujące zjawisko, polegające na tym, że sztywność południkowa K_w płaszczy silosów ma wpływ na wartość parcia poziomego p_{hf} . Im mniejsza jest południkowa sztywność płaszcza tym w silosie występuje większe parcie poziome p_{hf} , co jest ściśle związane z odkształcalnością pionową płaszcza. Przy większych odkształceniach pionowych dochodzi do większego zagęszczenia ośrodka w obrębie półfali wewnętrznej co wpływa na wzrost średniego parcia poziomego p_{hf} .

W miarę wzrostu sztywności południkowej uzyskiwane różnice w wartościach parć poziomych p_{hf} są coraz mniejsze. Dla grubości płaszcza $t = 2$ mm, który mimo wszystko ma stosunkowo dużą sztywność południkową, otrzymane wartości są bliskie wartościom otrzymanym dla silosu o sztywnym południkowo płaszczu ($t = 2,5$ mm).



Rys. 5.31. Uśredniony rozkład parcia poziomego p_{hf} w analizowanym numerycznie silosie z blachy falistej o różnych grubościach płaszcza: $t = 0,5$ mm, $1,0$ mm, $1,5$ mm, $2,0$ mm, $2,5$ mm – blacha typu 2 (T2) – wypełnienie pszenicą

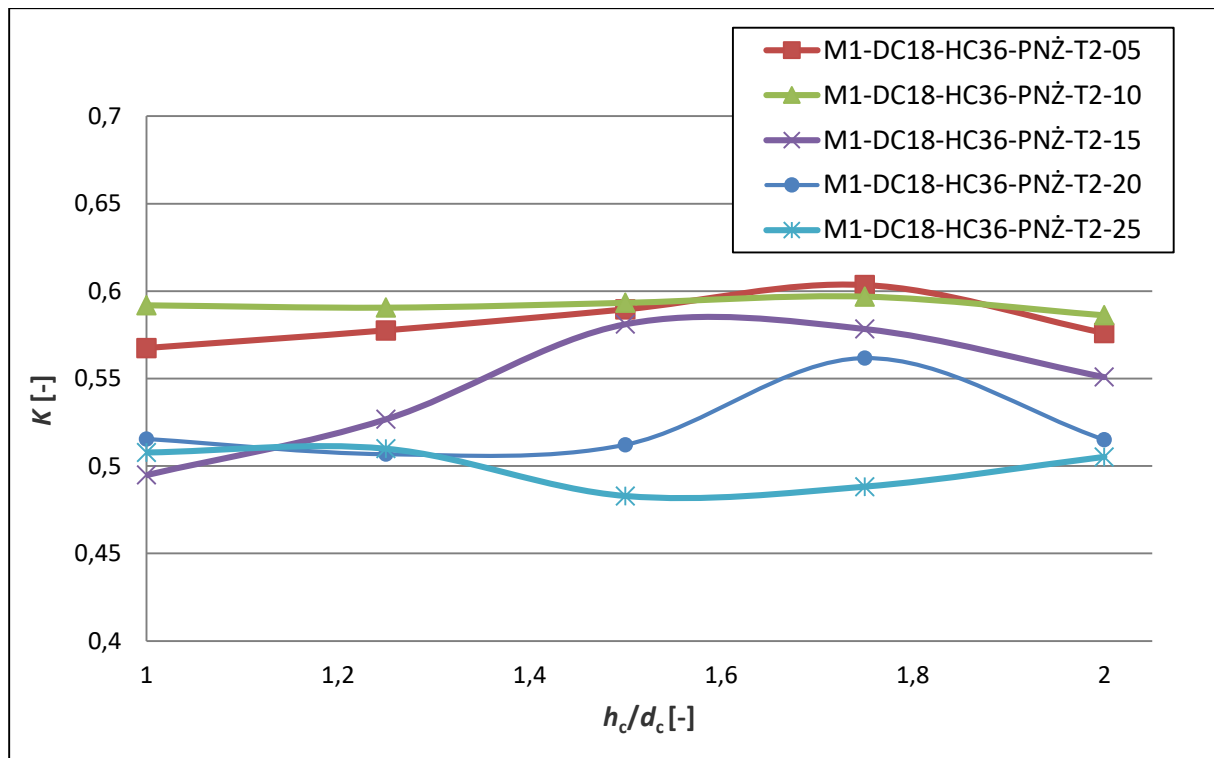
Uzyskane numerycznie wartości średnie parć p_{hf} można porównać z wartościami parć poziomych uzyskanych na podstawie normy [80] (rys. 5.32). Otrzymane wartości parć p_{hf} dla płaszczy podatnych wyraźnie przekraczają wartości wyznaczone według teorii Janssena [80]. W miarę zbliżania się do płaskiego dna silosu ($z \rightarrow h_c$) różnice te są co raz większe. Dla przypadku silosu o bardzo małej sztywności południkowej ($t = 0,5$ mm) otrzymano ponad dwukrotny wzrost parcia poziomego p_{hf} w dolnej strefie silosu (rys. 5.32). Dla silosu o grubości płaszcza $t = 2$ mm uzyskane wartości parcia poziomego p_{hf} nieznacznie przekraczają wartości wyznaczone na podstawie [80]. Wyjątek stanowi dolna strefa silosu, w której w modelu hipoplastycznym uzyskano lokalny wzrost parcia poziomego p_{hf} .



Rys. 5.32. Uśredniony rozkład parcia poziomego p_{hf} w silosach z blach falistych o podatnych płaszcach z analiz numerycznych (model hipoplastyczny): $t = 0,5$ mm i $t = 2$ mm oraz wg PN-EN [80] – blacha typu 2 – wypełnienie pszenicą

Na rys. 5.33 przedstawiono wykresy wartości ilorazu parcia bocznego K w analizowanym numerycznie silosie o różnych sztywnościach południkowych K_w płaszcza. Iloraz parcia bocznego K wyznaczono w dolnej połowie płaszcza silosu, czyli w miejscu większych wartości parć poziomych. Iloraz ten jest wynikiem podzielenia wartości parcia p_{hf} i wartości parcia p_{vf} . Uzyskane numerycznie wyniki jednoznacznie wskazują na to, że wraz ze spadkiem sztywności południkowej K_w płaszcza rośnie wartość ilorazu parcia bocznego K , co oznacza, że przyrost parcia poziomego p_h jest większy niż parcia pionowego p_v . Największe wartości uzyskano dla przypadku płaszcza o grubości blachy falistej $t = 0,5$ mm i $t = 1,0$ mm, a najmniejsze dla płaszcza o grubości blachy $t = 2,5$ mm. Różnicowanie grubości blach prowadziło do zróżnicowania sztywności południkowej K_w płaszczy. Wyniki analiz numerycznych wartości ilorazu K potwierdzają wyraźnie pierwszą część tezy 2 rozprawy.

Przeprowadzone analizy dowodzą, że w przypadku silosów o małych sztywnościach południkowych płaszczy rzeczywiste obciążenia poziome p_{hf} mogą być zdecydowanie wyższe niż to wynika z obowiązujących przepisów [80].



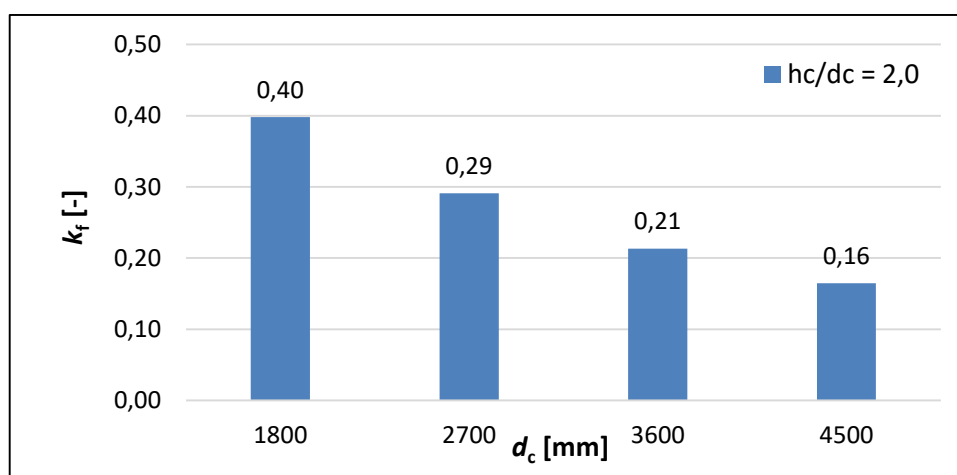
Rys. 5.33. Wartości ilorazu parcia bocznego K w analizowanym silosie z blach falistej o różnych grubościach płaszcza uzyskane numerycznie (model hipoplastyczny) – blacha typu 2 – wypełnienie pszenicą

5.7.4. Wpływ średnicy silosu na wartość współczynnika k_f - pszenica

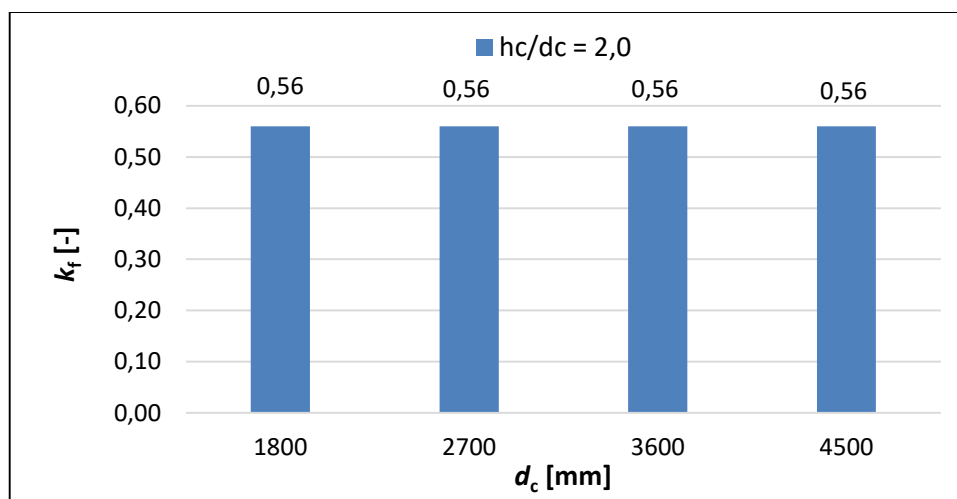
W kolejnym kroku analiz numerycznych postanowiono sprawdzić wpływ średnicy silosu d_c z blachy falistej o podatnym płaszczu na wartość współczynnika rozdziału obciążenia k_f dla stałej smukłości silosu $h_c/d_c = 2,0$. Analizy przeprowadzono dla silosów płaskodennych z blachy falistej o grubości $t = 1$ mm i geometrii fali typu 1 (rys. 5.6), wypełnionych pszenicą. Zwiększano stopniowo średnicę silosu zachowując stałe jego smukłość $h_c/d_c = 2,0$. Analizy rozpoczęto od średnicy $d_{c1} = 1800$ mm, następnie przyjęto kolejno: $d_{c2} = 2700$ mm, $d_{c3} = 3600$ mm i $d_{c4} = 4500$ mm. Uznano, że analizy zostaną zakończone na średnicy $d_{c4} = 4500$ mm, bowiem realne konstrukcje nieuzębrowanych silosów z blach falistych nie osiągają większych średnic. Warto zaznaczyć, że wzrost średnicy silosu powoduje zmniejszenie obwodowej sztywności giętej blachy płaszcza.

Analiza wyników badań numerycznych wykazała, że wraz ze wzrostem średnicy d_c silosu wartość współczynnika k_f zdecydowanie malała (rys. 5.34). Już dla średnicy $d_{c2} = 2700$ mm wartość współczynnika spadła do wartości $k_f = 0,30$, podczas gdy dla średnicy $d_{c1} = 1800$ mm wynosiła $k_f = 0,41$. Nastąpił więc 27% spadek wartości tego współczynnika. Dalsze zwiększanie średnicy silosu powodowało ciągłe zmniejszanie wartości k_f . Dla średnicy $d_{c4} = 4500$ mm spadek ten wynosił aż 58%. Powyższe wyniki wskazują wyraźnie na to, że wraz

ze wzrostem średnicy silosu, przy założeniu stałej smukłości silosu h_c/d_c , następuje zdecydowany, procentowy spadek obciążeń pionowych podatnych południkowo płaszczy silosów z blach falistych. Wraz ze wzrostem średnicy w takich silosach coraz większą część obciążenia pionowego, pochodzącego od ciężaru składowanego ośrodka, zaczyna być przekazywana bezpośrednio na płaskie dno silosu. Na rys. 5.35 przedstawiono analogiczny wykres wartości współczynnika k_f wykonany na podstawie obowiązującej normy projektowej [80] bazującej na teorii Janssena. Okazuje się, że niezależnie od średnicy d_c wartość współczynnika k_f jest stała wg tej normy.



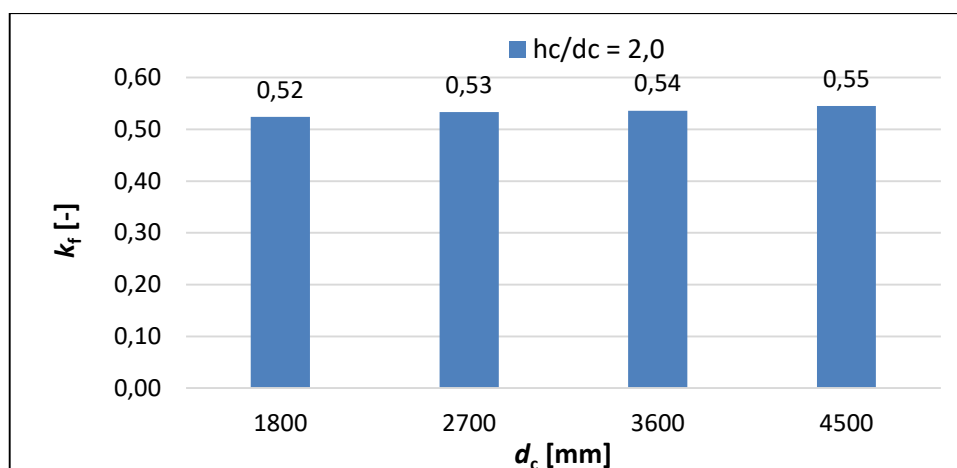
Rys. 5.34. Wartości współczynnika rozdziału obciążenia k_f dla różnych średnic silosu, dla smukłości silosu $h_c/d_c = 2,0$ – blacha typu 1 – wypełnienie pszenicą



Rys. 5.35. Wartości współczynnika rozdziału obciążenia k_f dla różnych średnic silosu wyznaczone na podstawie normy [80], dla smukłości $h_c/d_c = 2,0$ – wypełnienie pszenicą

Przeprowadzono również analogiczne analizy numeryczne dla modelu o sztywnym południkowo płaszczu. Dla uproszczenia płaszcz zamodelowano z blachy płaskiej, natomiast współczynnik tarcia ośrodka o ścianę silosu zdefiniowano jak dla blachy falistej. Uzyskane

wyniki (rys. 5.36) wykazały nieznaczną różnicę w wartości współczynnika k_f przy zmianie średnic płaszcza d_c . Wraz ze wzrostem średnicy d_c nieznacznie wzrasta wartość współczynnika k_f . Różnice są jednak nieznaczące i można stwierdzić, że dla analizowanego zakresu średnic silosów o sztywnych południkowo płaszczech wartość współczynnika k_f nie zależy od średnicy silosu.



Rys. 5.36. Wartości współczynnika rozdziału obciążenia k_f dla różnych średnic silosu o sztywnym południkowo płaszczu, dla smukłości $h_c/d_c = 2,0$ – wypełnienie pszenicą

Uzyskane wyniki analiz numerycznych silosów o podatnych południkowo płaszczech są dość zaskakujące, bowiem ujawniają nierozpoznane dotąd zjawisko, wpływu średnicy silosów o podatnych południkowo płaszczech, na sumaryczną wartość obciążeń pionowych przypadających na płaszczyznę, a pochodzących od ciężaru materiału wypełniającego taki silos. Należy zaznaczyć, że zjawisko to jest powszechnie pomijane w projektowaniu silosów, gdyż do tej pory nie było ono zauważane przez różnych badaczy. W niniejszej pracy było to możliwe dzięki zastosowaniu modelu hipoplastycznego dla pszenicy w analizach numerycznych modelu silosu.

5.7.5. Wpływ podatności równoleżnikowej płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f i ilorazu parcia bocznego K

W końcowym etapie analiz numerycznych modeli stalowych silosów płaskodennych, w którym wykorzystano model hipoplastyczny materiału sypkiego, badano również wpływ podatności obwodowej K_θ płaszcza silosu na parametry charakteryzujące rozkład obciążeń, czyli na współczynnik k_f oraz iloraz parcia bocznego K . W analizach wykorzystano model walcowego silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$, z blachy płaskiej o grubości $t = 5$ mm, którą zamodelowano jako materiał ortotropowy o niezmienniej sztywności południkowej i zmiennej sztywności obwodowej przy obwodowym rozciąganiu walcowego płaszcza silosu. Zmianę

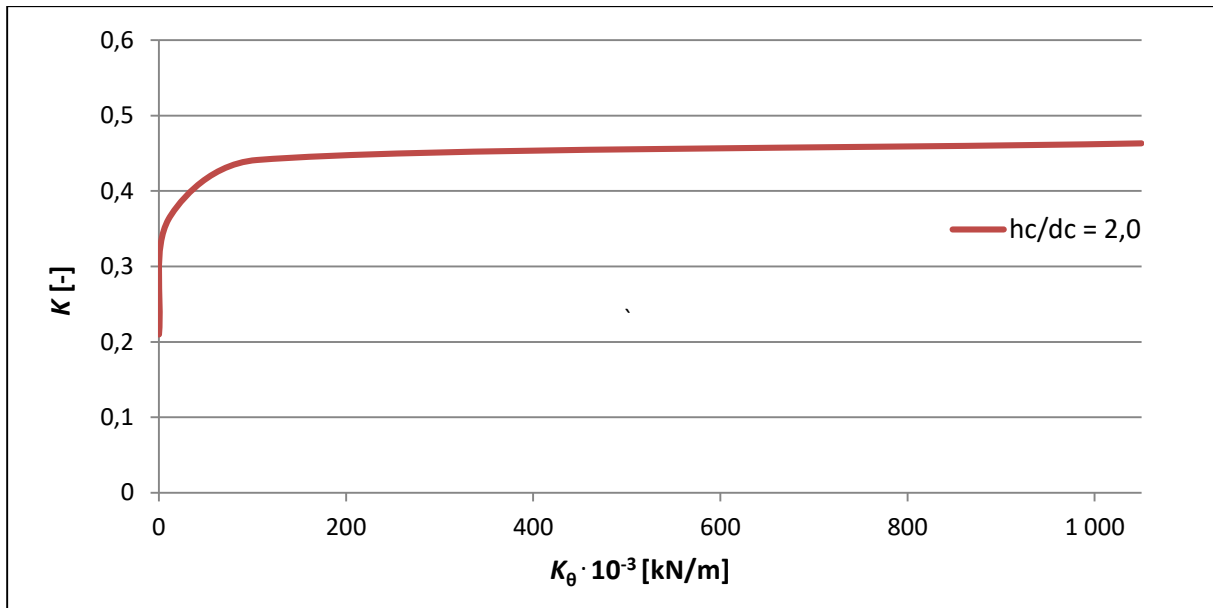
szywności obwodowej uzyskiwano poprzez zmianę modułu sprężystości w kierunku obwodowym. Analizy rozpoczęto dla modułu sprężystości obwodowej $E_{\theta} = 210$ GPa, czyli modułu Younga dla stali. Sztywność obwodowa K_{θ} wyznaczana była jako iloczyn modułu E_{θ} i grubości blachy płaskiej $t = 5$ mm (tab. 5.5). W tym pierwszym kroku powłoka była izotropowa, o takiej samej sztywności w obu kierunkach: południkowym i obwodowym. W kolejnym kroku zmniejszono sztywność obwodową K_{θ} o jeden rząd do wartości 21 GPa. Przypadek ten odpowiada silosowi o grubości płaszcza $t = 0,5$ mm z blachy płaskiej, zatem stanowi dolną granicę realnych rozwiązań konstrukcji silosów metalowych. W kolejnych krokach redukowano sztywność obwodową, dążąc do sztywności obwodowej, odpowiadającej silosom z tkanin technicznych (np. tkaniny poliamidowej), która oscyluje w granicach $K_{\theta} = 0,021$ GPa. Wyniki analiz numerycznych przedstawiono w tabelicy 5.5.

Zarówno wartość ilorazu parcia bocznego K jak i współczynnika rozkładu obciążenia południkowego k_f wykazują tendencję spadkową wraz ze spadkiem sztywności obwodowej K_{θ} . Dla realnych konstrukcji silosów metalowych o grubościach blach płaszcza $t \geq 0,5$ mm spadek ten jest nieznaczny. Większe różnice są widoczne przy mniejszych sztywnościach obwodowych płaszczy, jakimi charakteryzują się silosy z tkanin technicznych.

Tab. 5.5. Wartości ilorazu parcia bocznego K oraz współczynnika k_f dla różnych sztywności obwodowych K_{θ} płaszcza walcowego silosu płaskodennego z blach płaskich

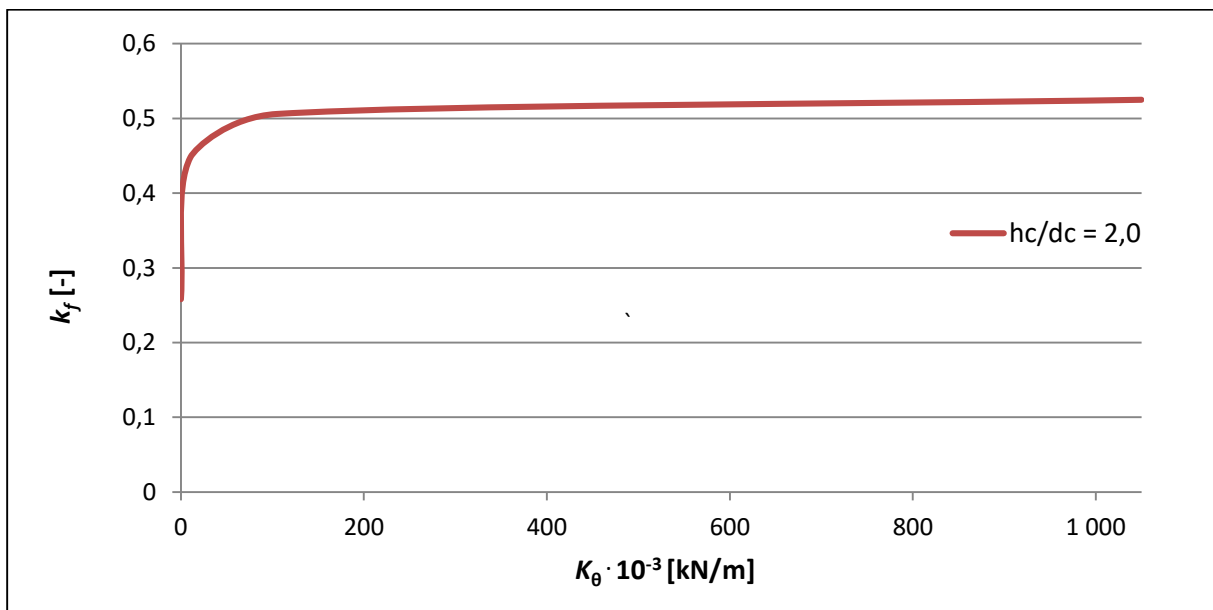
$h_c/d_c = 2,0$					
L.P.	t	E	K	k_f	$K_{\theta} \cdot 10^{-3}$
	[mm]	[GPa]	[-]	[-]	[kN/m]
1	5	210	0,463	0,525	1050
2		21	0,441	0,506	105
3		2,1	0,363	0,448	10,5
4		0,021	0,21	0,258	0,105

Należy zaznaczyć, że odpowiednio małe sztywności obwodowe K_{θ} w metalowych płaszcach są technicznie możliwe do uzyskania przy zastosowaniu podatnych połączeń obwodowych poszczególnych walcowych paneli płaszcza silosu. Na rys. 5.37 przedstawiono wykres uzyskanych wartości ilorazu parcia bocznego K dla różnych sztywności obwodowych płaszcza silosu. Wyniki te potwierdzają drugą część tezy 2 rozprawy, która dotyczy realnego wpływu sztywności obwodowej K_{θ} płaszcza na wartość ilorazu parcia bocznego K .



Rys. 5.37. Wpływ sztywności obwodowej K_θ na wartość ilorazu parcia bocznego K , dla silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$

Na rys. 5.38 przedstawiono wyniki analiz numerycznych modelu silosu o zróżnicowanej sztywności obwodowej K_θ na wartość współczynnika rozdziału obciążenia pionowego k_f . W przypadku małych sztywności obwodowych płaszczy silosów o smukłości $h_c/d_c = 2,0$ spada wartość współczynnika k_f , co jest spodziewanym efektem, gdyż w przemieszczającej się na zewnątrz wiotkiej ścianie płaszcza spada parcie poziome p_h a więc spada także obciążenie styczne płaszcza od tarcia materiału sypkiego.



Rys. 5.38. Wpływ sztywności obwodowej K_θ na wartość współczynnika k_f , dla silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$

5.8. Wnioski z analiz numerycznych

Szczegółowe wnioski z analiz numerycznych poszczególnych modeli powłok przedstawiano w poprzednich podrozdziałach. Końcowe wnioski z przeprowadzonych analiz można sformułować następująco:

1. Istnieje umowna graniczna wartość południkowej, jednostkowej sztywności płaszcza silosu K_w , która dzieli płaszcze silosów metalowych na sztywne i podatne w kierunku południkowym. Umowna wartość graniczna południkowej sztywności jednostkowej dla analizowanego przypadku pszenicy wynosi $K_w = 5000$ KN/m. Płaszcze o południkowej sztywności poniżej wartości granicznej klasyfikuje się jako płaszcze podatne.
2. Spadek sztywności południkowej płaszcza silosu z blachy falistej powoduje spadek południkowego obciążenia płaszcza i wzrost obciążenia dna takiego silosu od ciężaru składowanego ośrodka.
3. Wartość współczynnika k_f podatnych silosów z nieuzębrowanych blach falistych zależy istotnie od smukłości komory silosu h_c/d_c .
4. W nieuzębrowanych silosach z blach falistych o podatnych płaszczech i stałej smukłości komory h_c/d_c w miarę wzrostu średnicy płaszcza silosu d_c (w zakresie 1,8 m do 4,5 m) spada wartość współczynnika k_f , a tym samym rośnie obciążenie płaskich den. W silosach o sztywnych płaszczech w kierunku południkowym średnica silosu d_c (w zakresie 1,8 m do 4,5 m) nie wpływa na wartość współczynnika k_f . Dla większych średnic silosu przewiduje się również stałą wartość k_f , taką jak przewiduje to norma projektowania [80].
5. Zmniejszanie sztywności południkowej K_w płaszczy silosów z nieuzębrowanych blach falistych, np. poprzez zmianę grubości blach i geometrii ich fal powoduje wzrost obciążeń poziomych p_h płaszcza oraz wzrost ilorazu parcia bocznego K .
6. Dla różnych ośrodków sypkich wpływ sztywności południkowej K_w płaszcza silosu na wartość współczynnika k_f i ilorazu parcia bocznego K jest inny, ściśle zależny od właściwości ośrodka sypkiego, zwłaszcza od jego ciężaru objętościowego γ .
7. Uzyskane w analizach numerycznych modeli silosów o sztywnych południkowo płaszczech (uzębrowana blacha falista) rozkłady i wartości obciążeń płaszcza pokrywają się z rozkładem i wartościami uzyskanymi wg teorii Janssena i normy [80]. Zbudowany w niniejszej rozprawie model numeryczny z wykorzystaniem

- hipoplastycznego modelu ośrodka sypkiego może więc być wykorzystywany do analiz obciążeń płaszczy i den silosów o różnych rozwiązaniach konstrukcyjnych.
8. W nieuzębrowanych silosach z blach falistych w obrębie jednej fali blachy występuje bardzo duże zróżnicowanie naporów poziomych p_h , wynikające z geometrii fali. W przypadku półfali blachy falistej przemieszczającej się na zewnątrz silosu dochodzi do lokalnego rozluźnienia ośrodka sypkiego w strefie kontaktowej, natomiast dla półfali przemieszczającej się do wewnątrz silosu występuje lokalne zagęszczenie ośrodka pod wpływem sił pionowych w strefie kontaktowej. W skrajnych sytuacjach kontakt ośrodka sypkiego z blachą falistą w obrębie półfali przemieszczającej się na zewnątrz może zostać utracony. Dysproporcje w rozkładzie naporów poziomych w obrębie jednej fali rosną ze wzrostem wysokości fali blachy falistej oraz podatności południkowej płaszcza.
 9. W realnych silosach metalowych o grubości blachy $t \geq 0,5$ mm sztywność obwodowa płaszcza (bez uwzględnienia ewentualnych podatnych łączników paneli płaszcza) nie wpływa istotnie na wartość parametrów rozkładu obciążenia k_f i K . W przypadku dużych podatności obwodowych, wynikających z zastosowania materiałów o mniejszych modułach sprężystości E_0 , czy też rozwiązań połączeń obwodowych o znacznej podatności, wpływ ten jest już znaczący i rośnie ze spadkiem sztywności obwodowej K_0 . Parametry rozdziału obciążeń k_f i K maleją ze spadkiem sztywności obwodowej płaszcza.
 10. Zbudowany model numeryczny silosu w oparciu o hipoplastyczny model konstytutywny ośrodka sypkiego umożliwia poprawne wyznaczenie rozkładu i wartości obciążeń pionowych i poziomych płaszcza silosu, pochodzących od ciężaru składowanego ośrodka (piasku i pszenicy), zarówno w silosach o sztywnych jak i podatnych płaszczech z blachy płaskiej i falistej.
 11. W dotychczasowych przepisach normowych [80] oraz w literaturze naukowej nie uwzględnia się wpływu sztywności południkowej płaszcza na wartości jego obciążenia oraz na wartości obciążenia dna lub leja takiego silosu. Przeprowadzone analizy numeryczne mają unikalny charakter a otrzymane wyniki mogą być podstawą do opracowania wytycznych projektowania konstrukcji o podatnych płaszczech.
 12. Obecnie dostępne są w literaturze dane materiałowe jedynie dla piasku i pszenicy, które umożliwiają poprawne zdefiniowanie tych materiałów modelem hipoplastycznym w aspekcie rozkładu obciążeń w silosach. Konieczne są więc

badania właściwości innych ośrodków sypkich w kontekście możliwości definicji tych materiałów modelem hipoplastycznym. Konieczna jest też weryfikacja otrzymanych wyników analiz numerycznych w celu określenia przydatności zastosowania tego modelu dla innych ośrodków sypkich.

Wymienione powyżej wnioski potwierdzają słuszność tez 1. i 2. zawartych w rozdziale 3.

6. PROPOZYCJA SZACOWANIA PIONOWYCH OBCIĄŻEŃ PODATNYCH PŁASZCZY SILOSÓW Z BLACHY FALISTEJ

Wykorzystując wyniki analiz numerycznych i badań doświadczalnych podjęto próbę opracowania uproszczonej metody pozwalającej w przybliżony sposób określić rozkład obciążenia w podatnych południkowo, nieuźebrowanych płaszczech silosów z blachy falistej. Normowa procedura wyznaczania obciążeń [80] bazująca na teorii Janssena dotyczy powłok o sztywnym południkowo płaszczu. Przeprowadzone analizy numeryczne dowiodły, że w silosach o podatnych płaszczech z blach falistych, wpływ na rozkład obciążenia od składowanego materiału, oprócz samej podatności płaszcza K_w ma także średnica silosu d_c . W niniejszym rozdziale zaproponowano procedurę szacowania pionowych obciążeń płaszczy i den silosów.

6.1. Obciążenie pionowe nieuźebrowanych płaszczy silosów z blach falistych

W celu wyznaczenia obciążenia pionowego podatnych płaszczy silosów z blach falistych od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego zaproponowano wprowadzenie dwóch współczynników modyfikacyjnych do standardowego całkowitego obciążenia pionowego płaszcza, wyznaczonego wg teorii Janssena [80], wg poniższego wzoru:

$$N_w = k_{mod1} \cdot k_{mod2} \cdot N_{w,Janssen} , \quad (6.1)$$

gdzie:

N_w – obciążenie pionowe nieuźebrowanego płaszcza silosu z blachy falistej od ciężaru składowanego ośrodka w kN/m,

k_{mod1} – współczynnik modyfikacyjny z uwagi na południkową sztywność K_w płaszcza,

k_{mod2} – współczynnik modyfikacyjny z uwagi na średnicę silosu d_c ,

$N_{w,Janssen}$ – obciążenie pionowe płaszcza silosu wg teorii Janssena [80] w kN/m.

Wartości współczynników modyfikacyjnych $k_{\text{mod}1}$ i $k_{\text{mod}2}$ mieszczą się w zakresie 0 – 1,0, a ich przykładowe wartości pokazano na rys. 6.1 i 6.2. W przypadku sztywnego płaszcza silosu w kierunku południkowym wartość współczynnika $k_{\text{mod}1}$ wynosi 1,0 co oznacza, że współczynnik rozdziału pionowego obciążenia k_f ma wartość równą współczynnikowi $k_{f,\text{sz}}$ odpowiadającemu sztywnemu południkowo płaszczu silosu.

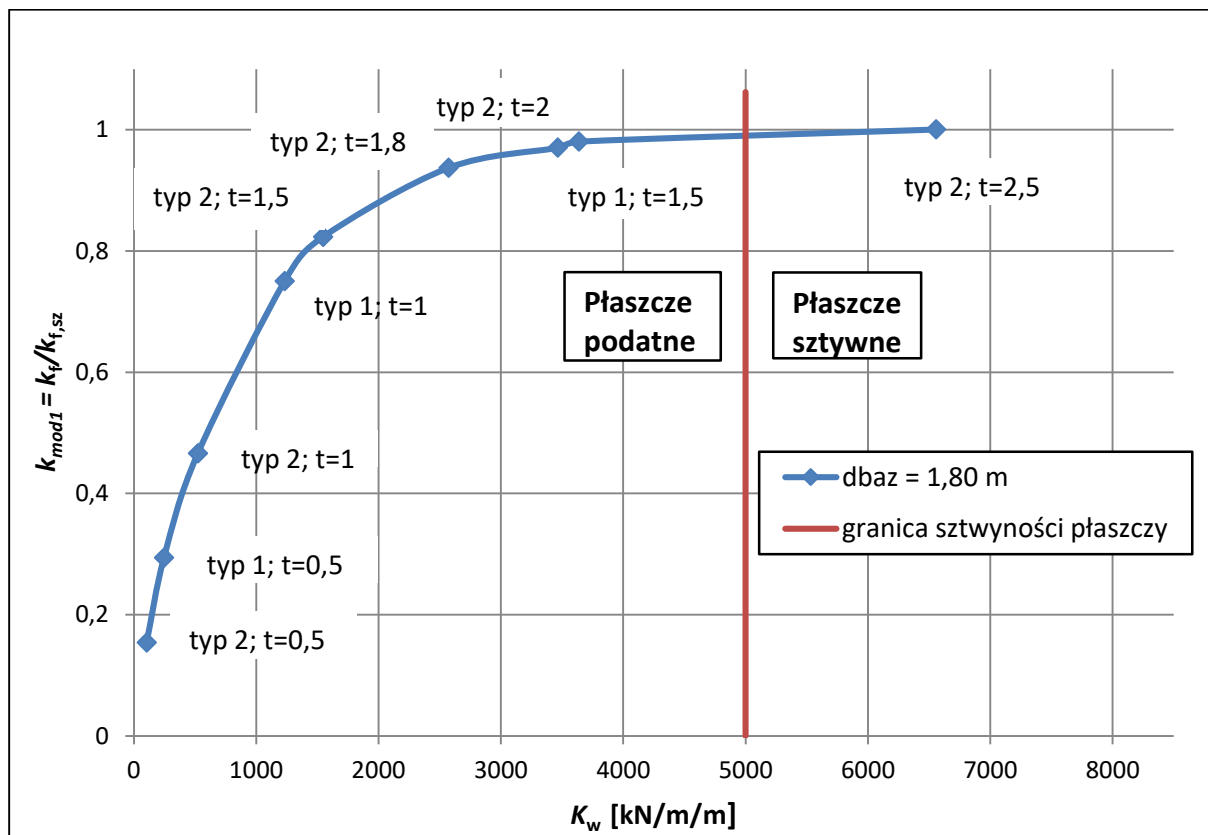
Z uwagi na zróżnicowanie właściwości składowanych w silosach materiałów sypkich, w tym z uwagi na różne ich sztywności, każdy z ośrodków sypkich wymaga osobnego wyznaczenia wartości powyższych współczynników modyfikacyjnych. Ponadto istotna jest również smukłość samego płaszcza silosu h_c/d_c . Na rys. 6.1 przedstawiono wartości współczynnika $k_{\text{mod}1}$ dla pszenicy przy smukłości płaszcza $h_c/d_c = 2,0$ i średnicy bazowej płaszcza $d_{c,\text{baz}} = 1,80$ m.

6.1.1. Obciążenie pionowe nieuzębrowanych płaszczy silosów z blach falistych wypełnionych pszenicą – stan napelnienia

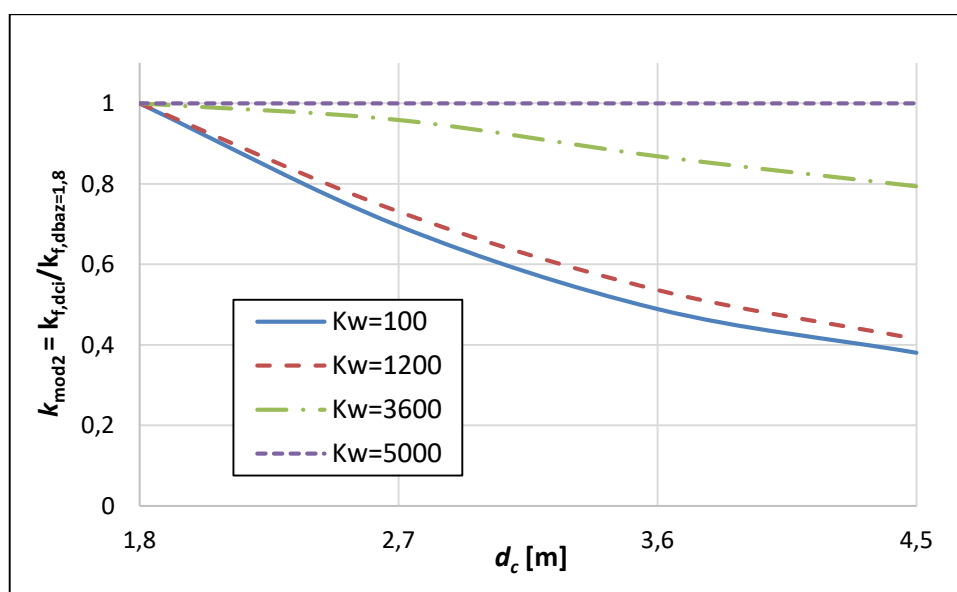
Z uwagi na fakt, że większość silosów z blach falistych można zaklasyfikować do grupy silosów smukłych bądź silosów o średniej smukłości, jako punkt wyjściowy do wyznaczenia współczynników modyfikacyjnych $k_{\text{mod}1}$ i $k_{\text{mod}2}$ przyjęto smukłość płaszcza $h_c/d_c = 2,0$. Smukłość ta jest też umowną granicą wyznaczania obciążenia silosów smukłych i średniosmukłych od materiałów sypkich wg obowiązującej normy projektowej [80].

Przeprowadzone analizy umożliwiły dokonanie umownego podziału płaszczy nieuzębrowanych silosów z blach falistych na powłoki podatne i powłoki sztywne. Wartość graniczną sztywności południkowej K_w w przypadku pszenicy, ustalono jako $K_w = 5000$ kN/m/m. Dla sztywności większej od wartości granicznej wpływ sztywności południkowej płaszcza na jego obciążenie od składowanego ośrodka jest już pomijalny. Na rysunku 6.1 przedstawiono wartość współczynnika $k_{\text{mod}1}$ w zależności od sztywności płaszcza K_w . Wykres sporządzono dla bazowej średnicy silosu $d_{c,\text{baz}} = 1,8$ m. Wartość $k_{\text{mod}1}$ równa jest ilorazowi współczynnika k_f wyznaczonego dla silosu o podatnym płaszczu do współczynnika $k_{f,\text{sz}}$ dla silosu o sztywnym płaszczu z blachy płaskiej. Na rysunku 6.2 przedstawiono z kolei wpływ średnicy d_c nieuzębrowanego silosu z blachy falistej na wartość współczynnika $k_{\text{mod}2}$. Współczynnik $k_{\text{mod}2}$ należy interpretować jako iloraz współczynnika k_f wyznaczonego dla silosu o konkretnej średnicy d_{ci} i o konkretnej sztywności płaszcza K_w do współczynnika k_f ale wyznaczonego dla silosu o bazowej średnicy $d_{c,\text{baz}} = 1,8$ m i tej samej sztywności K_w . Wraz ze wzrostem sztywności powłoki K_w maleje wpływ średnicy d_c na wartość pionowego obciążenia

plaszczu silosu. Dla umownej granicy południkowej sztywności plaszczu $K_w = 5000$ kN/m/m wpływ ten jest już pomijalny.



Rys. 6.1. Wartość współczynnika k_{mod1} dla silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$ i średnicy bazowej $d_{c,baz} = 1,8$ m wypełnionego pszenicą



Rys. 6.2. Wartość współczynnika k_{mod2} dla silosu o smukłości $h_c/d_c = 2,0$ o różnych średnicach d_c wypełnionego pszenicą ($d_{c,baz} = 1,8$ m)

Wyznaczenie pionowego obciążenia podatnych, nieuźebrowanych płaszczy silosów z blach falistych w stanie napelnienia sprowadza się do następujących kroków:

- krok 1 – wyznaczenie jednostkowej sztywności płaszcza K_w ,
- krok 2 – wyznaczenie obciążenia płaszcza silosu wg teorii Jansenna $N_{w,Janssen}$ [80],
- krok 3 – porównanie wyznaczonej sztywności płaszcza K_w z umowną wartością graniczną sztywności $K_{w,gr} = 5000$ kN/m//m. W przypadku sztywności większej lub równej wartości granicznej obciążenie płaszcza równe jest obciążeniu wyznaczonemu wg teorii Jansenna [80]. W przypadku sztywności mniejszej należy przejść do kolejnych kroków procedury:
- krok 4 – odczytanie z rysunku 6.1 wartości współczynnika k_{mod1} [-],
- krok 5 – odczytanie z rysunku 6.2 wartości współczynnika k_{mod2} [-],
- krok 6 – podstawienie wartości do wzoru 6.1.

Wykresy w powyższej procedurze zostały sporządzone dla przypadku pszenicy o średniej kohezji $c = 8$ kPa. Przewiduje się, że wraz ze spadkiem kohezji wartości współczynników k_f będą osiągały nieco wyższe wartości co oznacza większe obciążenia płaszcza silosu. Wraz ze spadkiem sił spójności materiał sypki nabiera cech cieczy, podczas gdy dla większych wartości zachowuje się podobnie do ciała stałego. Wpływ spójności (kohezji) na wartość współczynnika k_f będą m.in. przedmiotem dalszych analiz autora. Dla innych materiałów sypkich niż pszenica niezbędne jest sporządzenie wykresów analogicznych do przedstawionych na rys. 6.1 i 6.2.

7. PODSUMOWANIE ROZPRAWY I KIERUNKI DALSZYCH BADAŃ

Praca badawcza miała charakter zarówno eksperymentalny jak i obejmowała liczne zaawansowane analizy numeryczne, które stanowiły istotne uzupełnienie przeprowadzonych badań doświadczalnych. Postawione cele naukowe zostały zrealizowane. Wykazano wpływ sztywności południkowej i wymuszonych przemieszczeń południkowych podatnych w kierunku południkowym walcowych płaszczy płaskodennych silosów z blach falistych na parametry rozdziału obciążeń, na płaszcz i dno silosu, pochodzących od ciężaru materiału wypełniającego. Opracowano również ogólną procedurę umożliwiającą wyznaczenie pionowych obciążeń podatnych południkowo, walcowych płaszczy silosów płaskodennych od ciężaru materiału wypełniającego. Wykazanie realnego niebezpieczeństwa wzrostu pionowych obciążeń dna silosu na skutek dużej podatności południkowej jego płaszcza przyczyni się do poprawienia bezpieczeństwa eksploatacyjnego lub projektowanych konstrukcji silosów, zmniejszając tym samym ich wysoką awaryjność.

Kolejnym osiągnięciem pracy jest zbudowanie modelu numerycznego z hipoplastycznym modelem materiału sypkiego, umożliwiające wyznaczenie obciążeń od składowanego ośrodka sypkiego w stalowych silosach dla różnych sztywności ich płaszczy. Na tej podstawie zaproponowano ogólną metodę wyznaczania pionowego obciążenia płaszcza podatnych południkowo silosów z blach falistych od ciężaru składowanego ośrodka. Dla przypadku pszenicy sporządzano wykresy umożliwiające bezpośrednie wyznaczenie pionowego obciążenia podatnego południkowo płaszcza silosu od ciężaru składowanej pszenicy.

Zrealizowanie założonych celów pracy pozwoliły wykazać słuszność postawionych tez naukowych rozprawy, które są wkładem w rozwój wiedzy dotyczącej obciążeń konstrukcji silosów stalowych o podatnych konstrukcjach płaszczy.

Na podstawie przeprowadzonych obszernych badań doświadczalnych i analiz numerycznych podatnych i sztywnych południkowo płaszczy silosów z blachy falistej o horyzontalnym układzie fal oraz analiz numerycznych podatnych obwodowo płaszczy silosów z blachy płaskiej sformułowano następujące wnioski końcowe:

1. Wraz ze zmniejszeniem sztywności południkowej płaszcza silosu rośnie obciążenie jego dna a zmniejsza się pionowe obciążenie płaszcza takiego silosu, pochodzące od ciężaru składowanego ośrodka. (teza 1)
2. Wymuszone mechanicznie południkowe przemieszczenia nieuzębrowanego płaszcza silosu z blachy falistej wpływają na rozkład obciążeń pionowych od ciężaru materiału składowanego na jego dno i płaszczy. Wraz ze wzrostem tych przemieszczeń maleje wartość współczynnika k , który odzwierciedla udział płaszcza w przenoszeniu obciążeń pionowych od ciężaru materiału wypełniającego. (teza 1)
3. W przypadku niepełnego pionowego uźebrowania płaszcza silosu z blachy falistej, długość tych żeber może wpływać na rozdział pionowych obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka.
4. Wraz ze spadkiem sztywności południkowej płaszcza silosu rośnie wartość parcia poziomego p_h oraz wartość ilorazu parcia bocznego K , który jest podstawowym parametrem służącym do wyznaczania obciążenia silosu od ciężaru składowanego ośrodka. (teza 2)
5. W silosach o podatnych południkowo płaszczach wraz ze wzrostem średnicy silosu d_c (przy stałej smukłości komory h/d_c) maleje wartość współczynnika rozdziału pionowego obciążenia k od ciężaru składowanego ośrodka. (teza 1)

6. Zbudowany model numeryczny z wykorzystaniem hipoplastycznego modelu konstytutywnego materiału sypkiego w silosie umożliwia dobre odwzorowanie rozkładu obciążeń w silosie, niezależnie od podatności płaszcza i od ciężaru objętościowego składowanego materiału (np. piasku i pszenicy) dla fazy napełnienia.
7. Umowna graniczna wartość południkowej sztywności jednostkowej płaszcza silosu K_w , która rozgranicza płaszcze silosów na sztywne i podatne wynosi dla przypadku pszenicy $K_w = 5000 \text{ KN/m/m}$. Płaszcze o południkowej sztywności poniżej wartości granicznej klasyfikuje się jako płaszcze podatne, w których sztywność południkowa ma istotne znaczenie dla wartości obciążeń płaszcza i płaskiego dna silosu.
8. Dla różnych ośrodków sypkich wpływ podatności południkowej na wartość współczynnika k i ilorazu parcia bocznego K jest różny, ściśle zależny od właściwości ośrodka sypkiego, zwłaszcza od jego ciężaru objętościowego γ .
9. Wraz ze spadkiem obwodowej sztywności płaszcza silosu zmniejszają się wartości parametrów rozdziału obciążeń k i K , przy czym w zakresie realnych płaszczy metalowych o grubości blachy płaszcza $t \geq 0,5 \text{ mm}$, spadek ten jest nieznaczny. (teza 2)
10. Klasyczna teoria Janssena służąca do wyznaczania obciążeń w silosie od ciężaru składowanego ośrodka nie nadaje się do wyznaczania obciążeń silosów o podatnych południkowo płaszczech. Konieczne jest nowelizacja obowiązujących przepisów normowych w tym zakresie.

Należy podkreślić, że otrzymane wyniki badań doświadczalnych i analiz numerycznych oraz sformułowane na tej podstawie wnioski wnoszą istotny wkład w rozwój teorii obciążeń podatnych konstrukcji płaszczy silosów. Największym osiągnięciem jest propozycja metody wyznaczania pionowego obciążenia podatnego płaszcza silosu od ciężaru składowanego materiału. Wyniki te można wykorzystać podczas nowelizacji obowiązujących przepisów normowych w zakresie obciążeń silosów o podatnych płaszczech.

Dalsze badania i analizy, dotyczące zagadnień rozkładu obciążeń w metalowych silosach są niezbędne i powinny dotyczyć między innymi:

- a) Wpływu geometrii komory silosu na parametry charakteryzujące rozkład obciążeń od ciężaru składowanego ośrodka.

- b) Sprawdzenia możliwości wykorzystania hipoplastycznego modelu konstytutywnego do opisu zachowania innych ośrodków sypkich, tym samym wyznaczenia niezbędnych właściwości ośrodka sypkiego.
- c) Opracowania analitycznej metody umożliwiającej wyznaczenie wartości parć poziomych w podatnych południkowo płaszcach silosu.
- d) Ustalenia minimalnej wysokości południkowych żeber usztywniających płaszc silosu, przy której można uznać, że płaszc jest w kierunku południkowym konstrukcją sztywną i jego sztywność nie ma już wpływu na rozkład obciążeń w silosie.
- e) Wpływu właściwości fizycznych materiału wypełniającego płaszc silosu na rozkład obciążeń od jego ciężaru, zwłaszcza wpływu spójności ośrodka sypkiego c .
- f) Analiz numerycznych rozkładu obciążeń w trakcie stanu opróżniania silosu z wykorzystaniem analizy umożliwiającej modelowanie przepływu np. metody elementów dyskretnych.

8. LITERATURA

- [1] **Aniszczyk A.:** *Obciążenia walcowych płaskodennych silosów o podatnych lub wiotkich płaszcach*. Wydawnictwo Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej, Praca doktorska Raport serii PRE 02/2017, Wrocław 2017.
- [2] **Antonowicz R.:** *Wpływ parametrów geometrycznych urządzeń redukujących na przepływ materiału sypkiego i rozkład obciążeń w silosach*, Praca doktorska, Raport serii PRE 13/2004, Instytut Budownictwa Politechniki Wrocławskiej.
- [3] **Atewologun A.O., Riskowski G.L.:** *Experimental determination of Janssen's stress ratio by four methods for soybeans under static conditions*. Transactions of the ASAE, 34(5), 2193-2197, 1991.
- [4] **Bauer E.:** *Calibration of a comprehensive hypoplastic model for granular materials*. Soils And Foundations vol. 36 (1996) 1–12.
- [5] **Borc A.:** *Silosy w przemyśle materiałów wiążących*. Politechnika Wrocławska, Wrocław 1987.
- [6] **Bovey A.:** *Experiments on Grain Pressures in Deep Bins and the Strength of Modern Bins*. Engineering news 1904, II, 32.
- [7] **Cundall P.A., Strack O.D.L.:** *Discrete numerical model for granular assemblies*. Geotechnique, 29(1), 47- 65, 1979.
- [8] **Dąbrowski R.:** *Parcie materiałów sypkich w leju*. Arch. Inż. Łąd. 3, 1957, str. 325-334.

- [9] **Drescher A.:** *Metody obliczeń parć i przepływu materiałów ziarnistych w zbiornikach.* PWN, Warszawa-Poznań, 1983.
- [10] **Dyczkowski J., Dziendziel A., Kamiński M., Zubrzycki M.:** *Niektóre problemy badania, projektowania, wykonawstwa i eksploatacji silosów na zboże i przetwory zbożowe.* Silosy - badania, projektowanie, budowa, użytkowanie, Szklarska Poręba, 25-30 listopada 1985. Wrocław : PWr, 1985. str. 15-24.
- [11] **Enstad G. G.:** *A novel theory on the arching and doming in mass flow hoppers.* Chr. Michelsen Institute, Bergen 1981.
- [12] **Gudehus G.:** *A comprehensive constitutive equation for granular materials.* Soils And Foundations vol. 36 (1996), 1–12.
- [13] **Gudehus G., Amorosi A., Gens A., Herle I., Kolymbas D., Mašin D., Muir Wood D., Nova R., Niemunis A., Pastor M., Tamagnini C., Viggiani G.:** *The soilmodels.info project.* International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 32(12) 2008:1571-1572.
- [14] **Haaker G., Scott O.:** *Wall loads in corrugated steel silos.* Proc., 2nd International Conference on the Design of Silos for Strength and Flow, Stratford-upon-Avon, Powder Advisory Centre, 1983, 480-503.
- [15] **Herle I., Gudehus G.:** *Determination of parameters of a hypoplastic constitutive model from properties of grain assemblies.* Mechanics of Cohesive - Frictional Materials, Vol. 4 (1999) 461–486.
- [16] **Horabik J., Łukaszuk J.:** *Pomiar kąta tarcia wewnętrznego ziarna pszenicy metodą trójosiowego ściskania.* Acta Agrophysica, 2000, 37, str. 39-50.
- [17] **Horabik J., Molenda M.:** *Makro- i mikroskopowe modele materiałów sypkich.* Acta Agrophysica, 2003, 93, str. 17-31.
- [18] **Horabik J. Molenda M.:** *Wyznaczanie ilorazu poziomego do pionowego naporu w cylindrycznej warstwie ośrodka sypkiego.* Materiały X SZKOŁY „Fizyka z elementami agrofizyki”, 1998 str. 145-146.
- [19] **Horabik J., Molenda M., Ross I. J.:** *Rozkład obciążeń w modelowym silosie zbożowym podczas częściowego napełniania i opróżniania.* Acta Agrophysica, 2000, 37, str. 51-60.
- [20] **Horabik J., Molenda M., Rusinek R., Stasiak M.:** *Właściwości mechaniczne złoża nasion rzepaku wyznaczone w teście jednoosiowego ściskania.* Acta Agrophysica, 2001, 46, str. 167-178.

- [21] **Horabik J., Rusinek R.:** *Wybrane parametry mechaniczne złoża nasion rzepaku.* Inżynieria Rolnicza 6/2006, str. 213-221.
- [22] **Horabik J., Rusinek R.:** *Wyznaczenie ilorazu naporu w roślinnych ośrodkach sypkich. Cz. I. Rozważania teoretyczne.* Acta Agrophysica, 37, str. 61-71, 2000.
- [23] **Horabik J., Rusinek R.:** *Wyznaczenie ilorazu naporu w roślinnych ośrodkach sypkich. Cz. II. Rozważania teoretyczne.* Acta Agrophysica, 37, str. 73-81, 2000.
- [24] **Hotala E.:** *Awaryjność silosów z blachy falistej.* Materiały Budowlane, nr 2/2006 str. 37-39.
- [25] **Hotala E.:** *Nośność graniczna nieuzębrowanych cylindrycznych płaszczy silosów stalowych.* Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2003.
- [26] **Hotala E.:** *Remonty i wzmocnianie silosów metalowych.* XXIII Ogólnopolska Konferencja Warsztat Pracy Projektanta Konstrukcji. Szczyrk, 5-8 marca 2008, T. 1, str. 443-484.
- [27] **Hotala E., Kuśnierek M.:** *Badania laboratoryjne wybranych właściwości biomas składowanych w silosach.* Materiały Budowlane, nr 3/2013 str. 57-58.
- [28] **Hotala E., Kuśnierek M., Aniszczyk A., Pawłowski K.:** *Niekonwencjonalne konstrukcje silosów do składowania biomasy.* Materiały Budowlane, nr 5/2014 str. 53-55.
- [29] **Hotala E., Pawłowski K.:** *Awaryjne przeciążenia płaszczy i lejów w silosach z blachy falistej.* Materiały XXV Konferencji Naukowo-Technicznej Awaryjne Budowlane, Szczecin – Międzyzdroje, 24-27 maja 2011.
- [30] **Hotala E., Pawłowski K.:** *Badania stalowych silosów do składowania biomasy.* Przegląd Budowlany, nr 5/2012.
- [31] **Hotala E., Zambrowicz M.:** *Obciążenie den i lejów silosów z blachy falistej.* Aktualne problemy badawcze w budownictwie. Wydawnictwo UWM w Olsztynie, Olsztyn 2006, str. 173-178.
- [32] **Hotala E., Zambrowicz M.:** *Problemy składowania wybranych rodzajów biomasy w silosach z blachy falistej.* Przegląd Budowlany, nr 5/2010, str. 97-100.
- [33] **Ivanov B. M., Platonov P. N., Zamoceniuk A.P., Cynalevski V.T.:** *Vlijanie uprugich svojstv sten silosa na veličinu chrakter razpredelenija davlenia.* W: Issledovanie konstrukcij i rasčet elevatornych sooruzenij. Kolos, Moskwa 1974, 94-101.
- [34] **Iwashita K., Oda M.:** *Micro-deformation mechanism of shear banding proces based on modified distinct element method.* Powder Technology, 109, 2000, 192-205.

- [35] **Jahns H.:** *Der Versatzdruck in steiler Lagerung nach Ergebnissen von Modellversuchen.* Gluckauf, H. 5, 1960, 269-278.
- [36] **Janssen, H.A.:** *Versuche über Getreidedruck in Silozellen, Zeitschrift des vereines. Deutscher Ingenieure,* 29(35) (1895) 1045-1049.
- [37] **Jenike, A.W., Johanson J. R.:** *Bin loads.* Journal of the Structural Division on Proceedings of the ASCE, 1968, str. 1011.
- [38] **Jenike, A.W., Johanson J. R., Carson J.W.:** *Bin loads – part 2, 3, 4.* The American Society of Mech. Engineers, Paper no 72, MH 1,2,3.
- [39] **Kamiński M.:** *Badania naporu bezkohezyjnych materiałów sypkich w silosach.* Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1986.
- [40] **Kamiński M., Rybiński M.:** *Parcie poziome w żelbetowych silosach w świetle badań doświadczalnych oraz normy PN-89/B-03262. Żelbetowe i sprężone zbiorniki na materiały sypkie i ciecze.* Konferencja naukowo-techniczna. Materiały konferencyjne. Instytut Budownictwa PWroc., Instytut Materiałów i Konstrukcji Budowlanych PKrak., ITB w Warszawie, Wrocław-Szklarska Poręba, 2-4 grudnia 1992. Wrocław : [b.w.], 1992. str. 103-110.
- [41] **Kamiński M., Zubrzycki M.:** *Żelbetowe silos na zboże: badania i projektowanie.* Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1985.
- [42] **Klimek A.,:** *Badania redukcji parcia materiału sypkiego w silosie o ścianach podatnych.* Praca doktorska, Raport Serii PRE nr 55/99, Instytut Budownictwa Politechniki Wrocławskiej.
- [43] **Kobielak S., Klimek A., Kozłowska I., Kozłowski K., Zamorski A.:** *Badania doświadczalne parcia materiałów sypkich i ich przepływów na dużych modelach silosów. Badania materiałów budowlanych i konstrukcji inżynierskich.* Praca zbiorowa pod red. Mieczysława Kamińskiego [i in.]. Wrocław : Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne, 2004. str. 55-64.
- [44] **Kobielak S., Klimek A., Kozłowski K., Poniży-Kozłowska I., Zamorski A.:** *O wpływie charakterystyki ściany i wyposażenia wewnątrz komory silosu na parcie materiałów sypkich.* Inżynieria i Budownictwo. 2007 R. 63, nr 9, str. 468-472.
- [45] **Koenen M.:** *Berechnung des Seiten – und Bodendruckes in Silozellen,* Centralblatt der Bauverwaltung 1896.
- [46] **Kolymbas D.:** *A generalized hypoelastic constitutive law,* Proceeding of International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 1985.

- [47] **Kolymbas D.:** *Introduction to hypoplasticity*. Advances in Geotechnical Engineering and Tunnelling, 1999.
- [48] **Kuczyńska N., Wójcik M., Tejchman J.:** *Effect of bulk solid on strength of cylindrical corrugated silos during filling*. Journal of Constructional Steel Research 115 (2015) 1–17.
- [49] **Kwade A., Schulze D., Schwedes J.:** *Determination of the stress ratio in uniaxial compression test-Part 1*. Powder Handling and Processig, 6(1), 61-65, 1994.
- [50] **Kwade A., Schulze D., Schwedes J.:** *Determination of the stress ratio in uniaxial compression test-Part 2*. Powder Handling and Processig, 6(2), 199-203, 1994.
- [51] **Law G.J., Negi S.C., Jofriet J.C.:** *A method for measurement of horizontal to vertical pressure ratios of wheat and barley in a circular bin*. Canadian Agric. Eng., 35(1), 45-49, 1993.
- [52] **Lenczner D.:** *An Investigation into the Behaviour of Sand in Model Silo*. The Structural Engineer, 12, 1963, vol. 41, 389-399.
- [53] **Lohnes R.A.:** *Lateral stress ratios for particulate materials*. Powder Handling and Processing, 5(4), 331-335, 1993.
- [54] **Łapko A., Prusiel J.A.:** *Analiza statyczna cylindrycznych silosów żelbetowych z uwzględnieniem wpływu temperatury*. Inżynieria i Budownictwo, nr 4/99, str. 203-208.
- [55] **Łapko A., Prusiel J.A.:** *Studies on thermal actions and forces in cylindrical storage silo bins*. Handbook of Conveing and Handling of Particulate Solids. Elsevier, 189-197.
- [56] **Łapko A., Wójcik R.:** *Analiza wpływu niecentrycznego opróżniania na naprężenia w cylindrycznym silosie na zboże*. Acta Agrophysica, 2004, 4(2), str. 393-405.
- [57] **Mitzel A.:** *Silosy i zbiorniki*. Wrocław. 1958.
- [58] **Molenda M., Horabik J., Ross I. J.:** *Comparison of loads on smooth- and corrugated-wall model grain bins*. International Agrophysics 15/2001, str. 95-100
- [59] **Molenda M., Horabik J., Thompson S. A., Ross I. J.:** *Experimental investigations of grain loads on metal silo walls*. Bulk Solids Handling, 2001, 21(5), str. 522-527.
- [60] **Moya M., Aguado P.J., Ayuga F.:** *Mechanical properties of some granular agricultural materials used in silo design*. International Agrophysics 27, 181-193, 2013.
- [61] **Nateghi F., Yakhchalian M.:** *Seismic behavior of silos with different height to diameter ratios considering granular material-structure interaction*. Structural Engineering Research Center, International Institute of Earthquake Engineering and Seismology, Tehran, Iran, Vol. 25, No. 1, (26-37) 2012.

- [62] **Niemunis A., Herle I.:** (1997). *Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range*. Mechanics of Cohesive - Frictional Materials, Vol. 2 (1997) 279-299.
- [63] **Nowacki W., Dąbrowski R.:** *Silosy-metody obliczeń i konstrukcja*, Budownictwo i Architektura, Warszawa 1955.
- [64] **Nowak A., Tejchamn J.:** *Influence of bulk solids on the buckling strenght of silo shells*. Shell Structures, Theory and Applications: Proceedings of the 8th, 2006 245 – 248.
- [65] **Pawłowski K.:** *Obciążenia stożkowych lejów i cylindrycznych płaszczy silosów z blachy falistej od składowanego zboża*. Wydawnictwo Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej, Praca doktorska Raport serii PRE 07/2013, Wrocław 2013.
- [66] **Prusiel J.A.:** *Analiza teoretyczna i doświadczalna rozkładów pól temperatury w ośrodku ziarnistym składowanym w modelu silosu*. Acta Agrophysica, 2012, 19(2), str. 391-402.
- [67] **Prusiel J.A.:** *Doświadczalne wyznaczanie parametrów opisujących model interakcji ściany silosu i ośrodka sypkiego*. Inżynieria i Budownictwo, nr 6/2011, str. 317 – 320.
- [68] **Prusiel J.A.:** *Wyznaczanie modułu sprężystości ośrodków ziarnistych składowanych w silosach*. Budownictwo i Inżynieria Środowiska, nr 4/2013, str. 143-149.
- [69] **Prusiel J.A., Gierej K.:** *Wyznaczanie parametrów kanału przepływu w silosach przy niecentrycznym opróżnianiu*. Materiały Budowlane, nr 5/2016, str. 107-108.
- [70] **Reimbert M., Reimbert A.:** *Silosy: teoria i praktyka*. Wydawnictwo Arkady, Warszawa 1959.
- [71] **Rybiański M., Kramnik J.:** *Parcia materiału sypkiego w zbiornikach o różnych rodzajach przepływu*. Inżynieria i Budownictwo. 1991 R. 48, nr 6, str. 241-244.
- [72] **Sondej M. Tejchman J. Wojcik M.:** *Buckling analysis of cylindrical metal silos containing bulk solids*. IJAMAE, Vol.1 114-118, January 2014.
- [73] **Tejchman J.:** *Influence of a characteristic length on shear zone formation in hypoplasticity with different enhancements*. Computers and Geotechnics, vol. 31 2004, 595-611.
- [74] **Tejchman J.:** *Numerical simulation of filling in silos with a polar hypoplastic constitutive model*. Powder technology, 96, 227-239, 1998.
- [75] **Tejchman J., Ummenhofer T.:** *Bedding effect in bulk solids in silos: experiments and a polar hypoplastic approach*. Thin-Walled Structures 37, 2000, 333-361.
- [76] **Tejchman J., Wójcik M.:** *Experimental and theoretical investigations of some characteristic silo phenomena..* Wydawnictwo PG, Gdańsk 2011, wydanie I.

- [77] **von Wolffersdorf P.-A.**: *A hypoplastic relation for granular materials with the predefined limit state surface*. Mechanics of Cohesive - Frictional Materials, vol. 1 (1996), 251–271.
- [78] **Wirska E.**: *Badania wpływu podatności ścian na rozkład naporu materiału sypkiego*. Praca doktorska, Raport Serii PRE nr 51/99, Wrocław.
- [79] **Wójcik M., Tejchman J.**: *Simulation of buckling process of cylindrical metal silos with flat sheets containing bulk solids*. Thin-Walled Structures 93 (2015) 122–136.

Normy przedmiotowe i wytyczne do projektowania:

- [80] **PN-EN 1991-4:2008 Eurokod 1**: Oddziaływania na konstrukcje – Część 4: Silosy i zbiorniki.
- [81] **PN-EN 1993-1-6:2009 Eurokod 3** Projektowanie konstrukcji stalowych – część 1-6: Wytrzymałość i stateczność konstrukcji powłokowych.
- [82] **PN-EN 1993-4-1:2009 Eurokod 3** Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 4-1: Silosy.

9. STRESZCZENIE

OBCIĄŻENIA PŁASKICH DEN I PODATNYCH WALCOWYCH PŁASZCZY SIŁOSÓW STALOWYCH OD SKŁADOWANYCH MATERIAŁÓW SYPKICH

Stalowe silosy z blach falistych o nieuźebrowanych walcowych płaszczach są często wykorzystywane do składowania materiałów sypkich, zwłaszcza pochodzenia rolniczego. Tego typu konstrukcje charakteryzują się dużą podatnością południkową płaszcza, która wpływa na rozdział obciążenia, zarówno pionowego jak i poziomego, pochodzącego od ciężaru składowanego ośrodka, na płaszczyz i dno silosu. W miarę wzrostu podatności południkowej (spadku sztywności) płaszcza maleje obciążenie samego płaszcza rośnie natomiast obciążenie dna silosu. Z drugiej strony wzrost podatności południkowej powoduje znaczny wzrost parcia poziomego na płaszczyz silosu. W obecnych normatywach i literaturze naukowej wpływ podatności południkowej na rozkład obciążenia nie jest jeszcze uwzględniany. Pomimo, że zjawisko jest już w pewnym stopniu znane, nie dokonano do tej pory próby opracowania analitycznej metody pozwalającej wyznaczyć południkowe obciążenie płaszczyz silosów, które determinuje jego wyężenie i ma istotne znaczenie w ocenie bezpieczeństwa eksploatacji silosów.

W pracy analizowano wpływ podatności południkowej płaszcza silosu z blach falistych z dnem płaskim na rozkład obciążeń pionowych, pochodzących od ciężaru składowanego ośrodka sypkiego. Przeprowadzono badania doświadczalne wykorzystując rzeczywisty model silosu oraz wykorzystując dodatkowy model jednostkowy, który odpowiadał konstrukcyjnie dolnej części realnego silosu badawczego. Silos rzeczywisty wypełniany był granulatem polietylenowym HDPE a w modelu jednostkowym wykorzystywano oprócz granulatu również pelet drzewny i pelet ze słomy. Podczas badań eksperymentalnych wyznaczano wartości wypadkowych obciążeń południkowych płaszcza i pionowych obciążeń dna zarówno w fazie napełniania jak i opróżniania. Różnicowanie sztywności południkowej płaszcza silosu w części eksperymentalnej rozprawy polegało na stosowaniu w płaszczyz silosu żeber pionowych o różnej długości lub stosowaniu płaszcza bez pionowego uźebrowania. Wyniki badań modelu jednostkowego wykazały wyraźny wpływ wymuszonych mechanicznie przemieszczeń południkowych płaszcza na wartość jego południkowych obciążeń od materiału sypkiego.

Druga część rozprawy dotyczy numerycznych analiz obciążeń płaskodennego silosu o płaszczyz z blachy falistej, który był wykorzystany w badaniach eksperymentalnych. W silosie tym zmieniano sztywność południkową, stosując różne grubości blach i różne geometrie ich fal. Do tych analiz zbudowano model numeryczny, w którym ośrodek sypki (pszenica lub

piasek) modelowano za pomocą hipoplastycznego modelu konstytutywnego z wykorzystaniem MES. Wyznaczano wartości obciążeń południkowych płaszcza i pionowych obciążeń dna, podobnie jak w badaniach eksperymentalnych. Wykonano również analizy numeryczne, które umożliwiły ocenę wpływu sztywności południkowej płaszcza silosu na rozkład parcia poziomego na płaszczyznę silosu, a takie badania nie były prowadzone eksperymentalnie. Określono graniczną wartość sztywności południkowej płaszcza silosu, poniżej której wpływ tej sztywności ma istotny wpływ na wartość jego obciążeń od składowanej pszenicy. Wykorzystując ortotropowy model płaszcza silosu z blachy płaskiej przeprowadzono analizy numeryczne wpływu sztywności obwodowej płaszcza na zdefiniowane w pracy parametry rozkładu obciążeń płaszcza i dna takiego silosu od ośrodka sypkiego.

Na podstawie uzyskanych wyników analiz numerycznych zaproponowano oryginalną metodę wyznaczania południkowego obciążenia w podatnych południkowo płaszczyznach silosów z blach falistych. Wyniki i wnioski z przeprowadzonych badań eksperymentalnych i analiz numerycznych mają bardzo duże znaczenie poznawcze i praktyczne. Mogą też być inspiracją do poszukiwania innowacyjnych konstrukcji silosów, w których materiał sypki obciąża przede wszystkim płaskie dno silosu, a w takiej sytuacji nie wystąpią znane utrudnienia w opróżnianiu silosów z materiałów zbrylających się i tworzących przesklepienia.

LOADS ON FLAT BOTTOMS AND FLEXIBLE CYLINDRICAL STEEL SILO SHELLS FROM STORED BULK MATERIALS

Summary

Steel silos made of corrugated sheets forming cylindrical shells without any ribs are often used for the storage of bulk materials, especially those of agricultural origin. Such structures are characterized by high meridional flexibility which affects the distribution of load, both vertical and horizontal, originating from the weight of the stored medium, on the shell and bottom of the silo. As the meridional flexibility increases (stiffness decreases), the load on the shell itself decreases, whereas the load on the bottom of the silo increases. On the other hand, an increase of the meridional flexibility results in a significant increase of the horizontal pressure on the silo shell. The effect of meridional flexibility on load distribution is not yet taken into account in current standards and scientific literature. Despite the fact that the phenomenon is already known to some extent, no analytical method to determine the meridional load of silo shells, which determines its stress ratio and is important in the assessment of the safety of silo operation, has been developed for this attempt.

The study analyzed the effect of the meridional flexibility of the silo shell made of corrugated sheets with a flat bottom on the distribution of vertical loads originating from the self-weight of the stored loose medium. Experimental tests were carried out using the actual silo model and using an additional unit model, which corresponded structurally to the lower part of the real silo. The real silo was filled with polyethylene granulate HDPE and in the unit model wood pellets and straw pellets were used in addition to granulate. The resultant values of meridional loads of the shell and vertical loads of the bottom during the filling and emptying phase were determined during the experimental studies. Differentiation of the stiffness of the silo shell in the experimental part of the treatise was based on the use of vertical ribs of different lengths in the silo shell or the use of the shell without vertical ribs. The results of the unit model tests showed a clear influence of mechanically enforced meridional displacements of the shell on the value of its meridional (longitudinal) loads from bulk material.

The second part of the thesis concerns the numerical analysis of flat-bottomed silo with a corrugated sheet shell, which was used in experimental research. In this silo the longitudinal stiffness was changed using different sheet thicknesses and different wave geometries. A numerical model was built for these analyses, in which the loose medium (wheat or sand) was modelled with the use of a hypoplastic constitutive model utilizing MES. Values of meridional loads of the shell and vertical loads of the bottom were determined, similarly as in experimental studies. Numerical analyses were also carried out to assess the impact of the longitudinal stiffness of the silo shell on the distribution of horizontal pressure on the silo shell, and such studies were not carried out experimentally. The limit value of the longitudinal stiffness of the silo shell below which the influence of this stiffness has a significant influence on the value of its loads from stored wheat was determined. Using an orthotropic model of a silo shell made of smooth sheet metal some numerical analyses were carried out on the influence of peripheral stiffness of the shell on the parameters of the distribution of shell and bottom loads of such a silo from a loose medium, as defined in the paper.

Based on the results of numerical analyses, an original method of determining the meridional load in the longitudinally flexible silos made of steel corrugated sheet was proposed. The results and conclusions of experimental research and numerical analyses are of great cognitive and practical importance. They can also inspire the search for innovative silo constructions, in which the bulk material acts primarily on the flat bottom of the silo, and in such a situation there will be no known difficulties in emptying the silos of caking and vault-forming sticking material.

Koniec rozprawy doktorskiej