

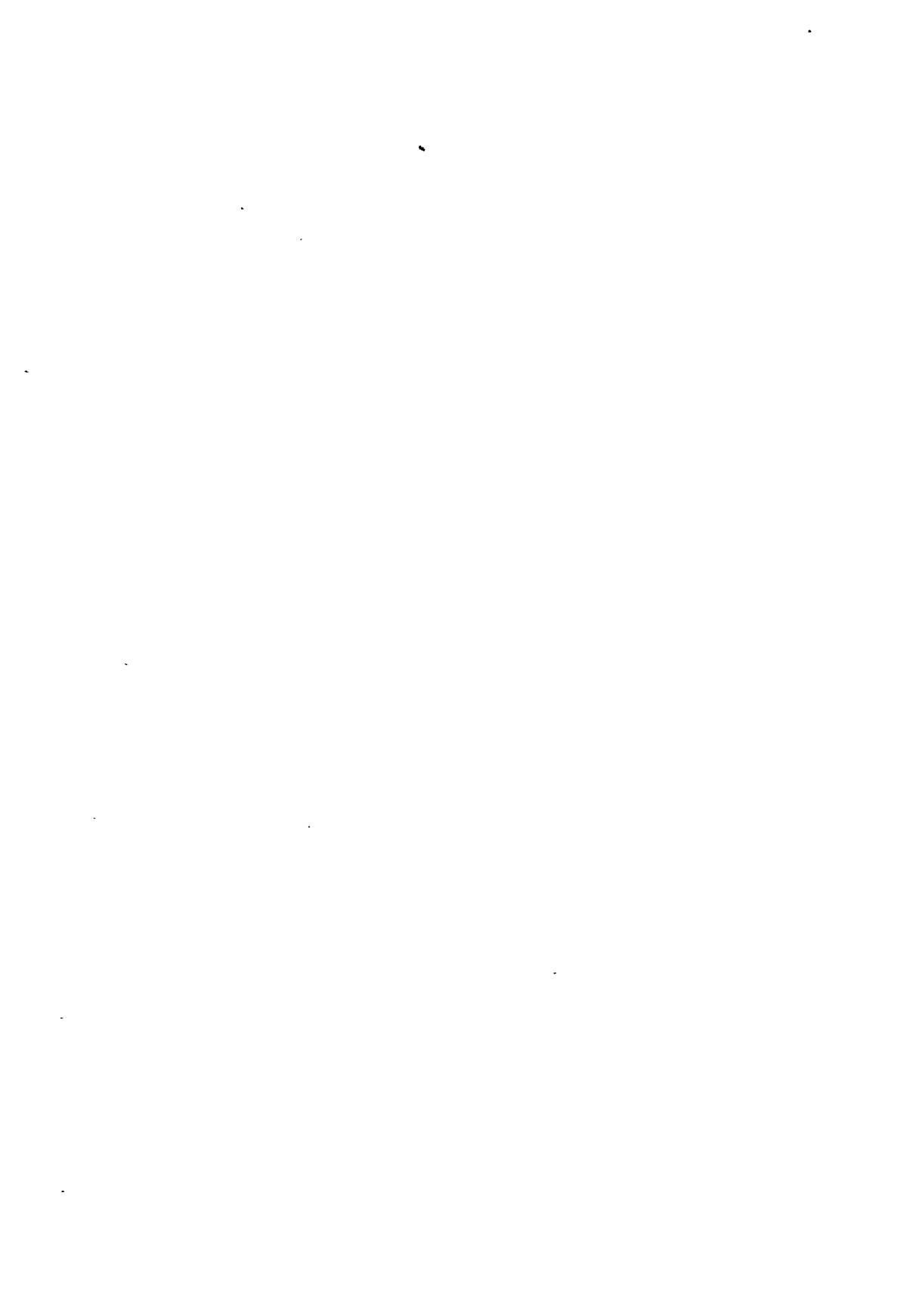
AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W BYDGOSZCZY

Rozprawy  
Nr 1

Antoni Matysiak

ROZDZIAŁ SIĘ  
W SZKIELECIE HALI PRZEMYSŁOWEJ  
O TARCZOWYCH CECHACH PRZEKRYCIA

BYDGOSZCZ – 1981



AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH  
W BYDGOSZCZY

624.041/.046 : 624.072/.075 : 624.023/.025 : 624  
.83/.92 :: 725.4 ] (04)  
Rozprawy  
Nr 1

Antoni Matysiak

ROZDZIAŁ SIŁ  
W SZKIELECIE HALI PRZEMYSŁOWEJ  
O TARCZOWYCH CECHACH PRZEKRYCIA

Biblioteka Główna ATR w Bydgoszczy



00000118963

BYDGOSZCZ - 1981

**PRZEWODNICZĄCY KOMITETU REDAKCYJNEGO**  
doc. dr hab. Juliusz Skonieczny

**OPINIODAWCY**

Prof. dr Władysław Bogucki  
Prof. dr hab. inż. Wiesław Jankowiak

Wydanie poprawione zgodnie z zaleceniem  
recenzentów przewodu habilitacyjnego



Wydano za zgodą Rektora  
Akademii Techniczno-Rolniczej  
w Bydgoszczy

**WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ  
W BYDGOSZCZY**

---

Nakład 100 egz. Ark. wyd. 9. Ark. druk. 9. Papier offa. kl. V - 70 g/cm<sup>2</sup> 70 x 100.

Oddano do druku w dniu 29.V.1981. Druk ukończono w czerwcu 1981 r.

Zam. nr 330/81 Cena 30 zł B-6/87.

Uczelniany Zakład Małej Poligrafii ATR w Bydgoszczy.

## S p i s t r e ś c i

1.	WSTĘP .....	7
2.	AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA I CEL PRACY .....	9
3.	KRYTERIA OCENY OBCIĄŻENIA KONSTRUKCJI PODPIERAJĄCYCH TORY PODSUWNICOWE JAKO ELEMENTÓW PRZESTRZENNEGO SZKIELETU .....	31
3.1.	Uwagi ogólne .....	31
3.2.	Reakcje podporowe belki ciągłej opartej na pięciu jednakowo sprężystych podporach .....	32
3.3.	Poziome obciążenie belki mostami suwnicowymi .....	34
3.4.	Wartość współczynnika $\eta$ .....	44
4.	GŁÓWNE UKŁADY STATYCZNE HAL .....	48
5.	HALA O SŁUPACH UTWIERDZONYCH W FUNDAMENTACH I PRZEGUBOWO POŁĄCZONYCH Z WIĄZARAMI DACHU ORAZ O-SZTYWNYM POKRYCIU ....	50
5.1.	Układ ogólny hali .....	50
5.2.	Założenia przyjęte do rozważań .....	51
5.3.	Hala pozbawiona podłużnych usztywnień w szeregach słupów z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi .....	51
5.3.1.	Ogólne przemieszczenie konstrukcji dachu hali .....	52
5.3.2.	Analiza przemieszczeń słupa .....	55
5.3.3.	Niewiadome siły $X_{ik}$ , $Y_{ik}$ działające na tarczę .....	62
5.3.4.	Analiza wpływu sztywności słupów obu wzajemnie prostopadłych kierunków na przemieszczenie tarczy w wybranych rozwiąza- niach konstrukcji .....	72
5.3.5.	Niewiadome siły $X_{ik}^T$ , $X_{ik}^W$ działające na słupy wybranego rzędu	79
5.3.6.	Analiza wpływu pominięcia sił $X_{ik}^T$ działających na poziomie torów podsuwnicowych na przemieszczenie tarczy .....	84
5.3.7.	Siły obciążające wyodrębniony słup .....	88
5.4.	Hale z podłużnymi usztywnieniami szeregów słupów z nieciąg- łymi belkami podsuwnicowymi .....	91
5.5.	Hale o jednolitych parametrach słupów w rzędzie z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi .....	93
5.6.	Hale z podłużnymi usztywnieniami szeregów słupów z ciągłymi belkami podsuwnicowymi .....	94
5.7.	Hale pozbawione podłużnych usztywnień w szeregach słupów z ciągłymi belkami podsuwnicowymi .....	102

5.8.	Kryteria oceny wpływu obciążenia słupów na przemieszczenie tarczy .....	104
5.9.	Kryteria oceny wpływu przemieszczenia tarczy na zróżnicowanie przemieszczeń słupów na poziomie toru podsuwnicowego .....	110
5.10.	Przykład .....	113
5.11.	Wpływ tolerancji połączeń na wyniki rozważań .....	129
6.	PODSUMOWANIE I WNIOSKI .....	132
	PRZYJĘTE W PRACY WAŻNIEJSZE OZNACZENIA .....	137
	LITERATURA .....	139

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA IM. J.J.ŚNIADECKICH W BYDGOSZCZY  
ROZPRAWY NAUKOWE NR 1

Antoni Matysiak

ROZDZIAŁ SIŁ W SZKIELECIE HALI PRZEMYSŁOWEJ  
O TARCZOWYCH CECHACH PRZEKRYCIA

W pierwszych rozdziałach pracy przedstawiono syntetycznie aktualny stan opracowań teoretycznych i badań w zakresie przestrzennego współdziałania elementów szkieletu hal przemysłowych.

Na podstawie przedstawionych rozważań i analiz autor wykazuje, że przeciwnie do dotychczasowych poglądów, nośne układy skrajne hal mogą być bardziej obciążone niż pozostałe.

Głównym tematem rozważań jest rodzaj hali o następujących charakterystykach:

- dach hali o tarczowych cechach w swej płaszczyźnie znajduje się na jednym poziomie,
- słupy są sztywno umocowane w fundamentach i przegubowo nieprzesuwnie powiązane więzarami dachu,
- elementy szkieletu mogą mieć dowolne charakterystyki geometryczne i fizyczne,
- belki podsuwnicowe mogą być nieciągłe lub ciągłe,
- pod wpływem obciążeń zewnętrznych tarza dachu w swej płaszczyźnie może doznać dowolnego przemieszczenia.

Podane w pracy algorytmy pozwalają określić wartości sił wewnętrznych w elementach szkieletu bez potrzeby korzystania z elektronicznej techniki obliczeniowej /opracowanego programu na ETO w pracy nie zamieszczono/.

Rozwiązanie prowadzące szybko do celu uzyskano dzięki poczynionym uproszczeniom. Dlatego też podano w pracy odpowiednie analizy i monogramy umożliwiające ocenę stopnia przybliżenia uzyskanego wyniku.

Z przedstawionych w pracy rozważań wynika konieczność prowadzenia dalszych, szerokich rozważań teoretycznych i badań na modelach oraz istniejących obiektach.





## 1. WSTĘP

W rozwiązaniach inżynierskich realizowanych do tej pory rzadko uwzględniano w obliczeniach statycznych współdziałanie elementów szkieletu konstrukcji hali przemysłowej czy też konstrukcji wsporczej estakady.

Wielu autorów [2,4,7,13,19,31] dostrzega, że w praktyce projektowej konstrukcje hal przemysłowych oblicza się w sposób przybliżony, polegający na wyodrębnieniu z konstrukcji układów płaskich.

Potwierdzeniem tego jest publikacja [13] oraz długoletnie doświadczenie inżynierskie autora. W [13] przeprowadzono analizę zrealizowanych 35 hal przemysłowych o dużych rozpiętościach. Z przeprowadzonej analizy wynika, że jedynie w dwóch przypadkach wykorzystano efekt uprzestrzennienia konstrukcji.

Doświadczenie inżynierskie autora wykazało również, że w pewnych przypadkach chcąc zaprojektować halę z wykorzystaniem efektu przestrzenności, należało uprzednio przeprowadzić rozważania teoretyczne [31,32,33] umożliwiające określenie sił wewnętrznych w poszczególnych elementach konstrukcji.

Godnym odnotowania jest fakt, że w ostatnim okresie ukazało się wiele publikacji dotyczących tego tematu [2,3,7,10,12,14,15,16,17,19,27,29], co świadczy o wzmożonym zainteresowaniu tym ważnym problemem z punktu widzenia bezpieczeństwa i ekonomiki projektowania tych konstrukcji.

W publikacjach, które ukazały się w ostatnim okresie, w sposób dostateczny udokumentowano konieczność projektowania hali przemysłowej z uwzględnieniem przestrzenności szkieletu. Wykazano również [10], że w wielu przypadkach sposób obliczania układu przestrzennego tylko nieznacznie różni się od obliczania układu płaskiego.

Uwzględniając złożoną problematykę hal przemysłowych i uogólniając zagadnienie, różnica w sposobie rozwiązania i nakładzie pracy rachunkowej w rozwiązaniu układu płaskiego i przestrzennego jest odmienna. Spotyka się opinie [10], że np. obliczanie uwzględniające współdziałanie w układach przestrzennych ciągłych belek podsuwnicowych jest skomplikowane. W rzeczywistości mimo zastosowanych uproszczeń dociekania niektórych badaczy dotyczące prostych układów konstrukcyjnych doprowadziły do złożonych rozwiązań [7,10].

Należy uwzględniać współdziałanie elementów szkieletu hal przemysłowych z następujących względów:

1. Konstrukcje szkieletowe w budownictwie systemowym muszą być tak projektowane, aby w największym stopniu odzwierciedlały rzeczywisty rozkład sił wewnętrznych w poszczególnych elementach konstrukcji.

2. Rozwiązania indywidualne przeważnie dotyczą konstrukcji o dużych wymiarach i obciążeniach. Według [32] efekt przestrzenności układu jest tutaj znaczący.
3. Modernizacja przemysłu w ogromnej liczbie przypadków wymaga dodatkowego zwiększonego obciążenia suwnicami. Uwzględniając w analizie efekt przestrzenności układu można uniknąć kosztownego wzmocnienia konstrukcji wsporczej. Uzyskane wyniki wykażą, że układ ma wystarczającą wytrzymałość i sztywność.
4. Konstrukcje unikalne [33] rozwiązane w układzie płaskim mogą okazać się rozwiązaniem błędnym prowadzącym do awarii.
5. Jednym z podstawowych czynników warunkujących powstanie udanego dzieła inżynierskiego jest przeprowadzenie takich rozważań i obliczeń, które pozwolą w poszczególnych elementach konstrukcji określić siły wewnętrzne i odkształcenia tych elementów w maksymalny sposób zbliżone do rzeczywistych. Wynika stąd wniosek, że udanym rozwiązaniem hali przemysłowej jest konstrukcja, przy projektowaniu której między innymi nie pominięto efektu przestrzennego układu.

## 2. AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA I CEL PRACY

W praktyce inżynierskiej realizuje się hale przemysłowe jako konstrukcje stalowe, żelbetowe i mieszane. Pierwsze hale o konstrukcji mieszanej miały ceglane mury wzmocnione silnymi pilastrami, na których opierano więzary drewniane czy też stalowe. W ostatnich dziesięcioleciach konstrukcje mieszane były i obecnie są realizowane z żelbetu i stali. Po wprowadzeniu do budownictwa klejonych konstrukcji drewnianych spotyka się konstrukcje drewniane lub drewniano-stalowe.

Znane są hale o różnorodnych schematach statycznych. Wiele ze schematów może być przyjętych do realizacji hal stalowych, żelbetowych, drewnianych czy też mieszanych. Tylko niektóre schematy są charakterystyczne dla konstrukcji wykonanych z określonych materiałów. Dla przykładu można stwierdzić, że hal ze ścianami murowanymi nie wykonywano jako ramownic o górnych węzłach sztywnych. Schemat taki dotyczy najczęściej konstrukcji stalowej, rzadko stalowo-żelbetowej i żelbetowej.

Hale przemysłowe w rozwiązaniu stalowym, żelbetowym, czy też mieszany są konstrukcjami szkieletowymi o charakterystycznych dla tych rozwiązań schematach statycznych oraz układach tężników. Rozkład sił wewnętrznych w poszczególnych elementach hali wywołanych obciążeniem zewnętrznym zależy od schematu statycznego głównych układów nośnych, od rodzaju i rozmieszczenia tężników oraz od materiału z jakiego wykonano poszczególne elementy. Można zatem stwierdzić, że problematyka dotycząca rozważań nad uprzestrzennieniem szkieletu dotyczy wszystkich rodzajów hal przemysłowych: stalowych, żelbetowych, drewnianych i mieszanych. Dlatego też przedstawiony przegląd aktualnego stanu wiedzy dotyczy hal przemysłowych niezależnie od materiału z jakiego zostały wykonane.

W rozważaniach nad przestrzennością hal na czoło wysuwają się opracowania teoretyczne. Będą one omówione w dalszej kolejności.

Badania prowadzone na modelach czy też na istniejących obiektach mają dotychczas ograniczony zakres. Wymienić tu trzeba opracowania [14,22,23,24,26,27,38,53,54]. W opracowaniach [14,26,27,53] przedstawiono wyniki badań prowadzonych na stalowej estakadzie suwnicowej. Z badań wynika wyraźny udział poziomego tężnika hamownego w przekazywaniu obciążeń na sąsiednie słupy estakady. W [14 i 27] stwierdzono, że nawet w przypadku kiedy belka toru podsuwnicowego jest nieciągliwa lecz jest zapewniona ciągłość poziomego tężnika, można również przyjąć współdziałanie tężnika ze słupami. Fakt ten potwierdzają badania opisane w [24]. W [14 i 27] stwierdzono również, że most suwnicowy stanowi element przenoszący oddziaływanie poziome, wywołane pracą wózka suwnicy na przeciwnie słupy. W [53] stwierdzono, że w miejscu

przyłożenia obciążeń zewnętrznych stalowy szkielet łącznie z mostem suwnicowym zachowuje się jak układ sprężystopodatny.

W pracy [22] opisano przeprowadzone badania dachów jednonawowych hal stalowych. We wnioskach końcowych autorzy stwierdzają, że badania te można potraktować jedynie jako badania wstępne.

W pracy [24] przedstawiono badania stalowej konstrukcji hali pieców włączonych z krajowych zakładów hutniczych. Konstrukcja tego obiektu jest charakterystyczna dla budownictwa halowego w przemyśle ciężkim, realizowanego masowo w latach czterdziestych i pięćdziesiątych. Opisane badania dotyczyły obciążeń statycznych i dynamicznych. Badania statyczne miały pomóc w ustaleniu rzeczywistego schematu statycznego konstrukcji hali oraz umożliwić stwierdzenie jaką rolę w tym schemacie odgrywa sztywne żelbetowe pokrycie dachu. Badania dynamiczne miały określić rzeczywiste siły wewnętrzne i naprężenia w konstrukcji w przypadku obciążenia hali suwnicami. Na podstawie przeprowadzonych badań i rozważań stwierdzono, że impuls statyczny czy dynamiczny przyłożony w jednym miejscu przenosi się w sposób wyraźny na całą konstrukcję segmentu, ograniczonego przerwami dylatacyjnymi. Linia przemieszczenia podłużnej osi dachu może być aproksymowana linią prostą, zatem pokrycie wykazało cechy konstrukcji doskonale sztywnej. Odształcalność ram przy dylatacji była znacznie większa niż pozostałych. Tężniki belek podsuwnicowych w tej konstrukcji wykazały cechy belek ciągłych. Suwnice łącząc za pomocą torów podsuwnicowych słupy układu poprzecznego spełniały rolę rygla. Badania tej hali można ocenić jako najbardziej wszechstronne w stosunku do opisanych w innych opracowaniach. Mimo tego w badaniach tych nie ma informacji na temat szczegółów dotyczących konstrukcji belki podsuwnicowej, poziomego usztywnienia hali i konstrukcji pokrycia dachu. Należy podać, że hala ma rozpiętość 34,00 m, pokrycie dachu jest podzielone podłużnym świetlikiem na dwie równe części. Godnym podkreślenia jest tu fakt zachowania się pokrycia hali jak tarczy doskonale sztywnej oraz odnotowany udział w przekazywaniu na pozostałe elementy konstrukcji poziomego tężnika belki podsuwnicowej.

W publikacji [38] przedstawiono stwierdzone w praktyce, podczas eksploatacji hali, usztywnienie słupów powstałe w wyniku zamiany poziomego tężnika belki podsuwnicowej z wolnopodpartego na ciągły o zwiększonej sztywności. Otrzymano w wyniku tego zabiegu trzykrotne zmniejszenie przemieszczeń słupów na poziomie toru podsuwnicowego. Uzyskano równocześnie znaczne polepszenie eksploatacji suwnic.

W opracowaniu [54] przedstawiono badania sztywności połączeń dachowej wykonanej z blach fałdowych. We wnioskach podano, że celowe jest wykorzystanie sztywności połączeń dachowych z blach fałdowych mocowanych do płatwi kołkami "Hilti" lub nitami jednostronnymi i wyeliminowanie kratowych stężeń połączeniowych wzdłużnych. W badaniach stwierdzono nieznaczne odształcenie poziome połączeń od obciążeń siłami skupionymi symulującymi oddziaływanie słupków obudowy na połącz.

Na podstawie podanych wyników i wniosków trudno wyrobić sobie pogląd o

uprzestrzennieniu szkieletu hali opisaną konstrukcją pokrycia. Zatem wymagane są dalsze badania tego interesującego, z naukowego i praktycznego punktu widzenia, problemu.

Przedstawiony przegląd prac badawczych przeprowadzonych dotychczas na gotowych obiektach należy traktować jako badania wstępne. Badania te wielu istotnych problemów nie wyjaśniają. Na podstawie uzyskanych wyników między innymi nie określono jakościowej roli pokrycia i obudowy hali na jej uprzestrzennienie dla żadnego ze stosowanych w praktyce materiałów i rozwiązań.

Przechodząc do rozważań nad zagadnieniami teoretycznymi na wstępie można stwierdzić, że dotyczą one następującego zakresu:

- poszukiwania schematu statycznego lub zastępczego schematu statycznego w maksymalny sposób odzwierciedlającego rzeczywisty rozkład sił wewnętrznych w szkielecie hali;
- wpływu poszczególnych elementów szkieletu na efekt uprzestrzennienia układu;
- wpływu sprężystej podatności podłoża;
- wpływu współdziałania mostu suwnicowego ze szkieletem hali.

Hale przemysłowe w wykonaniu stalowym mają dłuższą historię niż hale w wykonaniu żelbetowym czy żelbetowo-stalowym. Stąd też zagadnieniem przestrzennego współdziałania elementów szkieletu hali pierwsi zajęli się badacze i konstruktorzy hal stalowych. Już w 1952 roku ukazał się w Związku Radzieckim poradnik projektowania stalowych hal przemysłowych [49] zawierający podstawowe rozważania dotyczące tego problemu. Podobny materiał zawierają podręczniki [5,9,18]. Przedstawiając w sposób syntetyczny rozważania ujęte w znanej literaturze [5,9,18,49] dotyczącej konstrukcji stalowych, w pierwszej kolejności zostanie omówiona hala o regularnych układach oraz o tężniakach połączeniowych znajdujących się na jednym wspólnym poziomie, zgodnie z rys. 2.1. Połączenie rygla ze słupem może być sztywne lub przegubowe. Dla hal ze sztywnym połączeniem słupów z rygłem przemieszczenie ramy na poziomie rygla wywołane poziomym obciążeniem jednostkowym /przy założeniu, że  $J_r = \infty$ / zgodnie z rys. 2.2 wynosi:

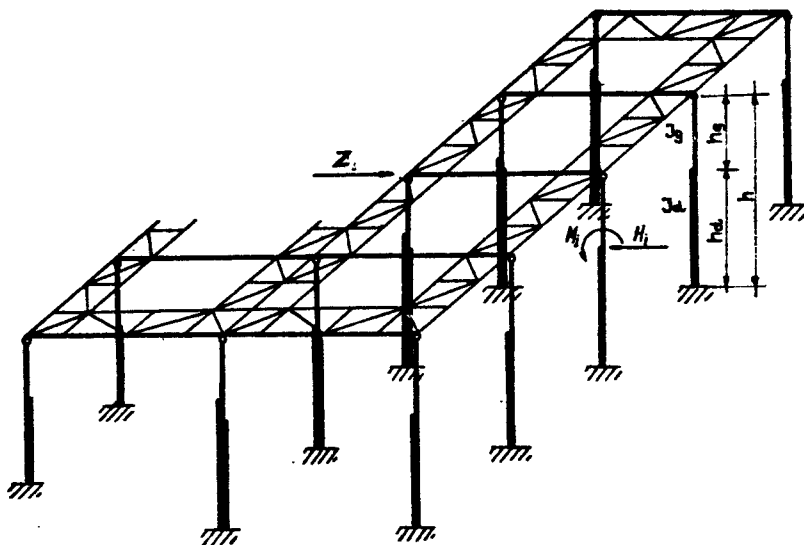
$$\delta = \frac{h^3}{12 E \sum J_d \cdot d} \quad (2.1)$$

gdzie:

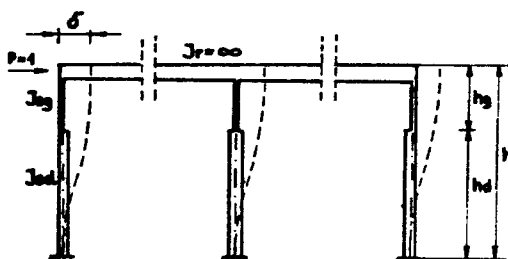
$d$  - współczynnik uwzględniający stopniowy kształt słupa, zależny od parametrów:

$$\frac{h_K}{h} \quad \text{oraz} \quad \frac{J_{sg}}{J_{sd}}$$

- znak sumy dotyczy słupów w układzie poprzecznym



Rys.2.1. Schemat hali ze stężeniami połączonymi i siły obciążające



Rys.2.2. Schemat płaskiego układu ramowego i jego odkształcenie wywołane obciążeniem jednostkowym

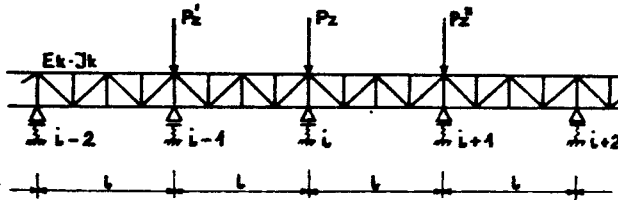
Zewnętrzne obciążenie słupów suwnicami jest przyłożone w miejscu oparcia na słupie toru podsuwnicowego. Do rozważań przyjmuje się obciążenie zewnętrzne działające na poziomie tężnika dachowego. Zatem należy określić siłę zastępczą działającą na poziomie rygla, która wywoła takie samo poziome przemieszczenie rygla jak rzeczywista siła zewnętrzna obciążająca słup. Z tego warunku otrzymano wyrażenie

$$P_z = \frac{\Delta P}{\delta} \quad (2.2)$$

gdzie:

$\Delta P$  - poziome przemieszczenie ryglu wywołane rzeczywistą siłą zewnętrzną obciążającą szup i działającą na dowolnej jego wysokości

Układy ramowe stanowią sprężyste podpory dla stężeń pościelowych będących ciągłą belką kratownicową /rys. 2.3/.



Rys.2.3. Schemat stężeń pościel dachu jako belki ciągłej opartej na sprężystych podporach

Współczynnik sprężystej podatności podpór określa na przykład wzór (2.1). Rozwiązanie takiej belki w oparciu o metodę sił podano w [43]. Wyprowadzone tam równanie pięciu momentów w dostosowaniu do rozważanego układu konstrukcyjnego, charakteryzującego się jednakową sztywnością przęseł i jednakowymi współczynnikami sprężystej podatności podpór, przedstawia się następująco

$$\eta_t M_{i-2}^x + /1 - 4\eta_t/M_{i-1}^x + /4 + 6\eta_t/M_1^x + /1 - 4\eta_t/M_{i+1}^x + \eta_t M_{i+1}^x = N_p \quad (2.3)$$

gdzie:

$$\eta_t = \frac{6 E_k J_k}{l^3} k$$

$k$  - współczynnik sprężystej podatności podpór /np. wg wzoru (2.1)/

Piszac równania pięciu momentów kolejno dla wszystkich podpór dla przypadku obciążenia środkowej podpory znajdującej się na osi symetrii tylko siłą  $P_z / P_z = P_z = 0$  otrzymano wartości reakcji podporowych. Dla tego obciążenia różne od zera będą jedynie

$$N_{/1-1/p} = N_{/1+1/p} = -\eta_t \cdot l \cdot P_z$$

$$N_{1p} = 2 \cdot \eta_t \cdot l \cdot P_z$$

a reakcję podpory środkowej można wyrazić wzorem

$$R = /1 - a/ P_z \quad (2.4)$$

Siłę sprężystego oddziaływania stężeń na podporę środkową oznacza wyrażenie

$$Z = a \cdot P_z \quad (2.5)$$

We wzorze (2.5) wyrażenie "a" jest współczynnikiem obciążenia układu ramowego. Rozwiązanie dla układu hali złożonej z 5 i 7 ram daje następujące wartości współczynnika obciążenia:

- dla 5 ram

$$a = \frac{4 + 32c}{5 + 68c + 28c^2} \quad (2.6)$$

- dla 7 ram

$$a = \frac{6 + 248c + 248c^2}{7 + 392c + 772c^2 + 208c^3} \quad (2.7)$$

gdzie:

$$c = \frac{l^3}{h^3} \frac{\sum J_{sd} \cdot d}{\sum J_k} \quad - \text{ dla ram ze sztywnym połączeniem słupów z ryglami}$$

$$c = \frac{4l^3}{h^3} \frac{\sum J_{sd} \cdot d}{\sum J_k} \quad - \text{ dla ram z przegubowym łączeniem słupów z ryglami}$$

Obciążenie układów /podpór/ sąsiednich "i-1" lub "i+1" spowoduje dociążenie układu "i". Współczynniki dociążające /rozwiązanie belki obciążonej niesymetrycznie / $P'_z \neq 0$ ,  $P_z = P''_z = 0$ / przedstawiają się następująco:

- dla 5 ram

$$a' = \frac{1 + 22c}{5 + 68c + 28c^2} \quad (2.8)$$

- dla 7 ram

$$a' = \frac{1 + 114c + 184c^2}{7 + 392c + 772c^2 + 208c^3} \quad (2.9)$$

Ostateczne dociążające działanie stężeń wyniesie / $P_z \neq 0$ ,  $P'_z \neq 0$ ,  $P''_z \neq 0$ /

$$Z = a \cdot P_z - a' / P'_z + P''_z / \quad (2.10)$$



Jak widać, przedstawione tutaj rozważania dotyczą jedynie szczególnego przypadku rozwiązania konstrukcyjnego hali i obciążenia tego układu. Rozważony układ konstrukcyjny można scharakteryzować następująco:

- stężenia konstrukcji znajdują się na jednym poziomie połaci dachu;
- wszystkie słupy hali mają taką samą wysokość;
- wszystkie słupy danego rzędu mają taką samą sztywność giętą  $/E \cdot J/$ ;
- rozstaw wszystkich ram jest taki sam;
- poziome przemieszczenia ram o węzłach sztywnych obliczono przy założeniu  $J_r = \infty$ ;
- rozważania nie uwzględniają współpracy toru podsuwnicowego;
- uzyskane wyniki dotyczą jedynie obciążenia układu ramowego znajdującego się na osi symetrii przyjętej do rozważań hali.

Dokonane rozwiązanie nie może być zadowalające z uwagi na fakt, że dotyczy jedynie układu środkowego lub w najlepszym przypadku rasy trzeciej /liozonej od początku hali/. W rozwiązaniu nie można pominąć obciążenia rasy skrajnej i przedskrajnej, zwłaszcza w hali mającej dylatację.

W opracowaniu [49] podano wzory pozwalające określić siły sprężystego oddziaływania stężeń /jednego poziomu/ hali długości czterech przęseł o dowolnej wysokości i rozstawie słupów z osią symetrii przechodzącą przez środkową podporę i przy obciążeniu środkowej podpory. Także opisowo przedstawiono sposób obliczania hal o dowolnych wymiarach i rozstawie słupów polegający na dzieleniu takiej konstrukcji na bloki. Stwierdzono również, że ciągły tężnik hamowany belki podsuwnicowej wpływa znacząco na uprzestrzelenie szkieletu, jeśli wysokość tężnika wynosi czwartą część rozstawu słupów.

Inne opracowania dotyczące omówionego wyżej rozwiązania konstrukcyjnego hali nie wnoszą istotnych problemów. I tak:

W artykule [44] przedstawiono rozwiązanie sprężystego oddziaływania na słupy stężeń połaciowych wywołanych obciążeniem suwnicami hali jednonawowej ze słupami utwierdzonymi w sposób sztywny w fundamentach i przegubowo, połączonych z więzarami dachu. Podano tablice reakcji podporowych belki ciąglej opartej na jednakowo sprężystych podporach o jednakowych długościach 2, 3 i 4-ch przęseł.

W publikacji [19] rozważano halę o charakterystykach identycznych jak w [44] z tym, że przyjęto kilka wariantów rozstawienia ram hali. Rozważono belkę opartą na jednakowo sprężystych podporach 2, 3 i 4-ro przęsłową, przyjmując różne rozpiętości przęseł. Wariantowanie rozpiętości przęseł polega na przyjęciu w każdym schemacie pojedynczej i podwójnej rozpiętości. Korzystając z równań pięciu momentów rozwiązano serię belek obciążonych siłami zewnętrznymi na wszystkich podporach i podano wzory określające wartości reakcji podporowych. W przedstawionym w publikacji szczegółowym przykładzie rozwiązano halę dwunawową o długości czterech przęseł i pozbawionej środkowego słupa /różne rozpiętości przęseł/ w środkowym rzędzie.

W publikacjach [30,45] przedstawiono wyniki rozwiązania hali jednonawowej o określonej sztywności tężnika dachowego i o zmieniających się na przemian schematach statycznych ram poprzecznych. Oznacza to przyjęcie znie-

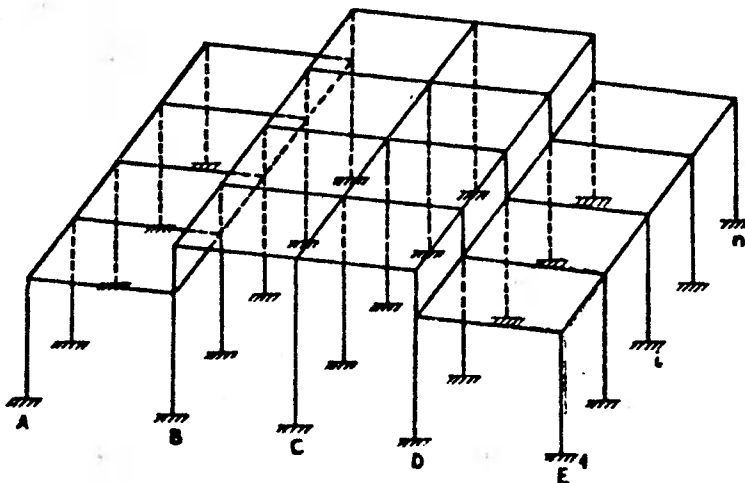
niających się na przemian współczynników sprężystej podatności podpór.

W [11] przedstawiono wyniki uzyskane z rozwiązania konstrukcji hali jednonawowej o dużych wymiarach poprzecznych i dużym obciążeniu suwnicami. Zastosowane tu specjalne usztywnienie ścian szczytowych /długość hali wynosi 82,00 m/ wydatnie wpłynęło na uprzestrzennienie układu.

W opracowaniach [15,16,17] przeprowadzono analizę wpływu na uprzestrzennienie szkieletu hali, sztywności więzara dachowego, poziomego podłużnego tężnika dachowego i zmian sztywności giętej słupa. Analizę prowadzono dla hal o dużych rozpiętościach. Analizie poddano halę jednonawową o jednakowych wymiarach wszystkich słupów i regularnym układzie pozostałych elementów konstrukcji. Wykazano, że obliczanie hali jako układu przestrzennego pozwoli na uzyskanie ekonomicznych rozwiązań konstrukcyjnych.

Wpływ tężnika hamownego toru podsuwnicowego na uprzestrzennienie szkieletu rozważono w pracach [3,14,38]. Wykazano, że w rozważanych rozwiązaniach odpowiednio skonstruowane tężniki umożliwiły zwiększenie nośności suwnic i usztywniły układ poprawiając tym samym eksploatację suwnic.

W opracowaniu [25] przedstawiono rozważania dotyczące sposobu obliczenia stalowego szkieletu hali przemysłowej o różnej wysokości naw jako układu przestrzennego. W celu rozwiązania zagadnienia zaproponowano schemat zastępczy przekształcając system przestrzenny w system płaski. Rozważono system przestrzenny podany na rys. 2.4.



Rys.2.4. Schemat hali ramowniczej wielonawowej o różnej wysokości naw

Wyodrębnioną z tego systemu wielonawową ramę płaską ze stężeniami połączeniowymi podano na rys. 2.5. Siły wewnętrzne w 1-tej ramie płaskiej /rys. 2.6/ można określić wzorem

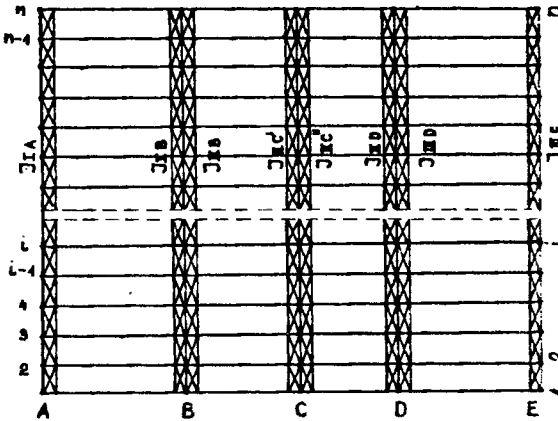
$$M_1 = M_{1p} + M_{1I} \cdot \delta_{1I} + M_{1II} \cdot \delta_{1II} + M_{1III} \cdot \delta_{1III} \quad (2.11)$$

gdzie:

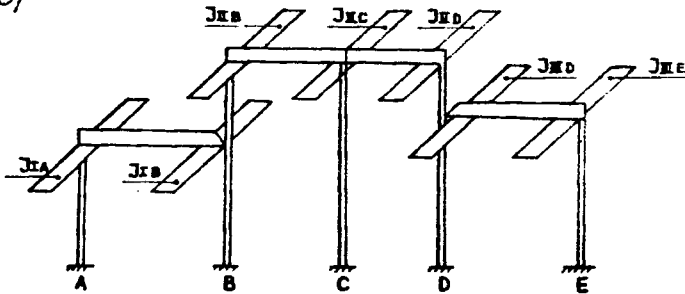
- $M_{1p}$  - moment zginający w przekroju pręta w układzie nieprzesuwym
- $M_{1I}, M_{1II}, M_{1III}$  - momenty zginające powstałe w przekroju przy jednostkowym poziomym przesunięciu kolejnych rygli I, II, III
- $\delta_{1I}, \delta_{1II}, \delta_{1III}$  - rzeczywiste poziome przesunięcia rygli I, II, III

W ten sposób obliczenie ramy w systemie przestrzennym można sprowadzić do obliczenia ramy płaskiej, jeśli tylko znane będą wartości poziomych przesunięć  $\delta_{1I}, \delta_{1II}, \delta_{1III}$ . W celu określenia tych przesunięć schemat statyczny wg rys. 2.5 przekształcono kolejno w schematy zastępcze podane na rys. 2.7, 2.8 i ostatecznie w schemat zastępczy wg rys. 2.9.

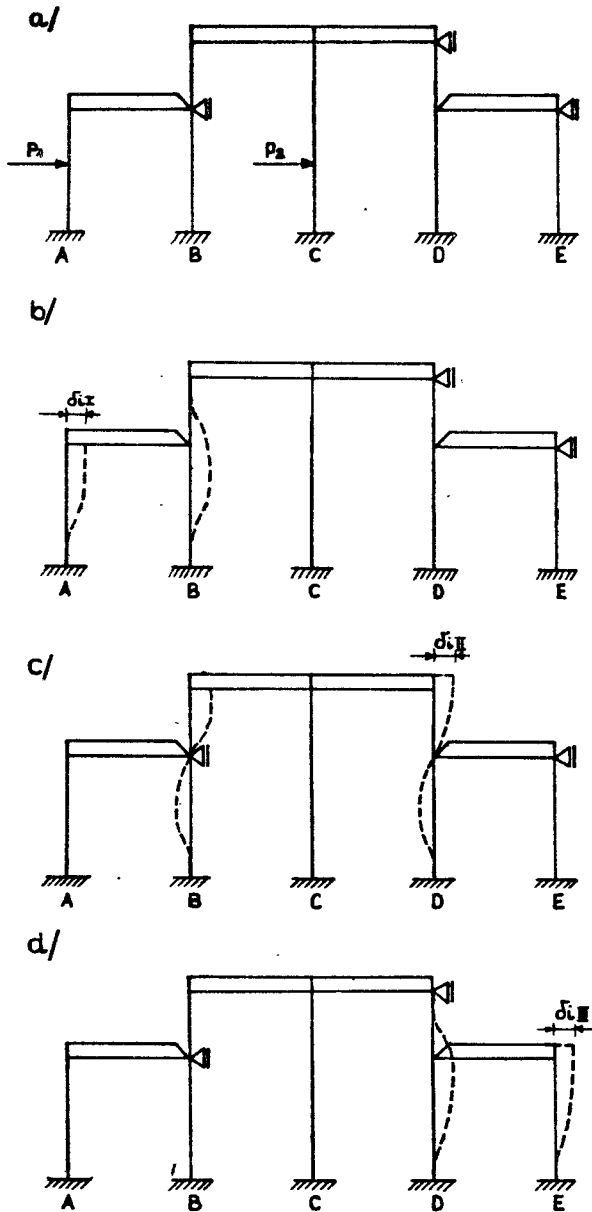
a/



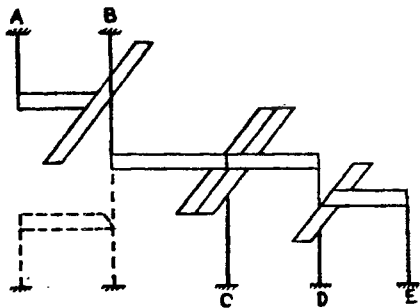
b/



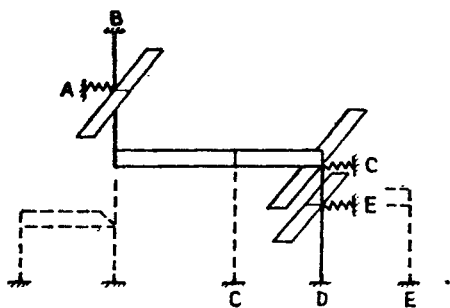
Rys.2.5. Schemat układu stężeń hali wielonawowej o różnej wysokości naw: a - rzut stężeń, b - schemat zastępczy



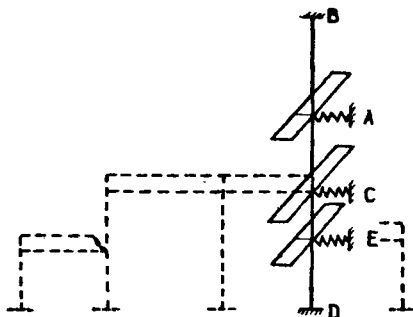
Rys.2.6. Schematy układu płaskiego: a - rama nieprzesuwana obciążona siłami zewnętrznymi, b, c, d - odkształcenia układu płaskiego przy kolejnych przemieszczeniach jednostkowych rygli



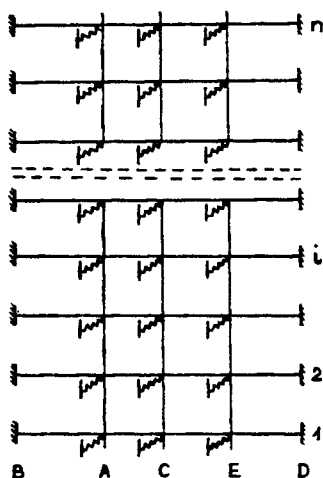
Rys.2.7. Schemat zastępczy do schematu z rys. 2.5



Rys.2.8. Schemat zastępczy do schematu z rys. 2.7



Rys.2.9. Schemat zastępczy do schematu z rys. 2.8



Rys.2.10. Schemat zastępczy do schematu z rys. 2.9

Przeszyczenia rygli  $\delta_{i I}$ ,  $\delta_{i II}$ ,  $\delta_{i III}$  nie zmieniają się jeśli odrzucone słupy zastąpi się sprężystymi podporami o takiej samej sztywności, a momenty bezwładności usztywnień połączeniowych każdego poziomu zostaną zsumowane.

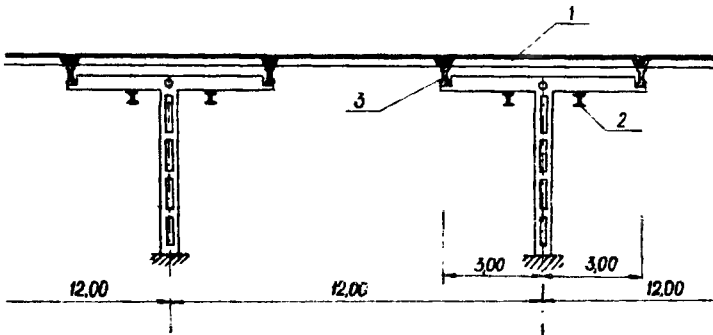
Poszczególne ramy płaskie sprowadzone do schematu zastępczego wg rys. 2.9 połączone usztywnieniami połączeniowymi tworzą ruszt płaski podparty w węzłach sprężystymi podporami /rys. 2.10/. Rozwiązanie rusztu i określenie przeszyceń  $\delta_{i I}$ ,  $\delta_{i II}$ ,  $\delta_{i III}$  pozwala określić wg wzoru (2.11) siły wewnętrzne w wyodrębnionej z systemu przestrzennego ramie rzędu słupów i.

Z przedstawionego materiału wynika, że zagadnienia dotyczące hal wielonawowych o tężnikach połączeniowych znajdujących się na różnych poziomach są bardziej złożone od zagadnień dotyczących hal mających jeden poziom tężników połączeniowych. Stąd też nie przeprowadzono odpowiednich analiz efektu uprzestrzennienia takiego systemu nawet dla przypadków najprost -

szych, charakteryzujących się regularnymi układami elementów szkieletu /jednakowe układy poprzeczne i jednakowy ich rozstaw/. Nie rozważono również wpływu tężnika hamownego belki podsuwnicowej na rozkład sił wewnętrznych w poszczególnych elementach systemu. W pewnych przypadkach, jak to przedstawiono w [38] wpływ ten może mieć istotne znaczenie.

Konstrukcje żelbetowe lub mieszane żelbetowe i stalowe charakteryzują się znaczną sztywnością pokrycia w płaszczyźnie pośaci dachu. Dlatego też rozważania dotyczące tych konstrukcji są prowadzone w oparciu o założenie doskonałej sztywności konstrukcji pokrycia.

W publikacji [33] przedstawiono rozwiązanie konstrukcyjne hali przemysłowej charakteryzujące się tym, że w przypadku przyjęcia systemu płaskiego inny będzie układ oraz wartości sił wewnętrznych w elementach niż w przypadku przyjęcia do rozważań systemu przestrzennego. Schemat rozwiązania konstrukcyjnego tej hali podano na rys. 2.11.

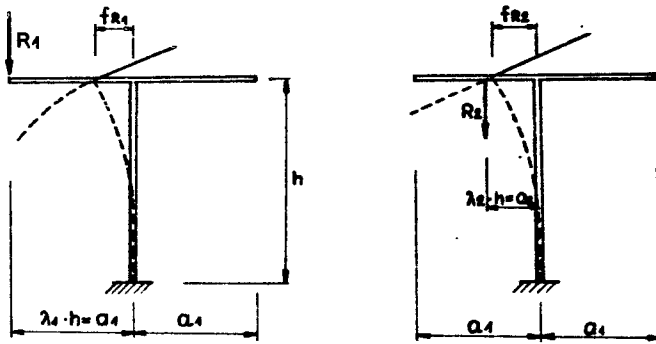


Rys.2.11). Schemat hali o siatce słupów 12,00 x 12,00 m

- 1 - płyty żelbetowe żebrowe
- 2 - podwieszane tory podsuwnicowe
- 3 - dźwigary strunobetonowe

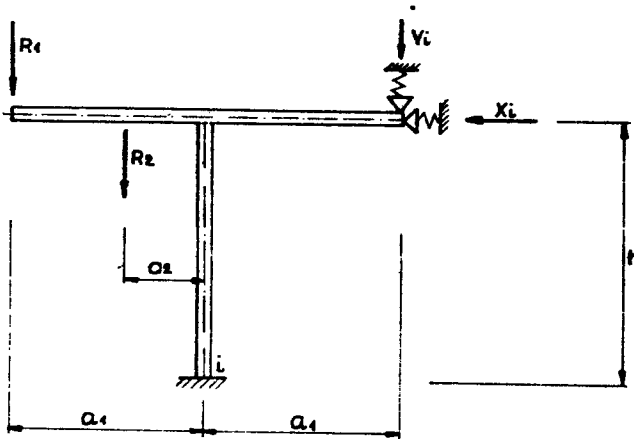
Podwieszane tory podsuwnicowe mogą być tu instalowane w obu wzajemnie prostopadłych kierunkach. Odkształcenie wyodrębnionego z konstrukcji słupa wywołane reakcjami torów podsuwnicowych jednego lub drugiego kierunku podano na rys. 2.12.

Płyty żebrowe zostały w sposób monolityczny połączone ze sprężonymi dźwigarami żelbetowymi. Zatem pokrycie w swej płaszczyźnie ma cechy tarczy sztywnej, w w przekroju poprzecznym, równoległym do poziomych ramion słupa o kształcie litery "T", ma cechy belki ciągłej. Ciągłość belek jest uwarunkowana możliwością przenoszenia momentów zginających w miejscu ich łączenia na podporach /połączenia te nie są projektowane na przenoszenie momentów zginających/. Z uwagi na tarczowe cechy przekrycia i cechy belki ciągłej /w płaszczyźnie pionowej/ w wyniku obciążenia słupa "1" następuje jego odkształcenie się. Odkształcenie to jest jednak ograniczone i uwarunkowane sprężystym oddziaływaniem pozostałych słupów i pokrycia.



Rys.2.12. Odształcenie wyodrębnionego z konstrukcji słupa: a - odkształcenie wywołane reakcją toru podsuwnicowego podwieszono do dźwigarów strunobetonowych, b - odkształcenie wywołane reakcją toru podsuwnicowego podwieszono do poziomej części słupa

Z korzyścią dla bezpieczeństwa konstrukcji pominięto w rozważaniach wpływ ciągłości pokrycia w płaszczyźnie pionowej. Wtedy siły sprężystego oddziaływania  $Y_1 = 0$  /rys. 2.13/.



Rys.2.13. Schemat słupa w układzie przestrzennym

Rozwiązanie schematu płaskiego daje następujący układ sił wewnętrznych

rygiel :  $T \neq 0$  ,  $M \neq 0$  ,  $N = 0$

słup :  $T = 0$  ,  $M \neq 0$  ,  $N \neq 0$

Rozwiązanie systemu przestrzennego daje następujący układ sił wewnętrznych

rygiel :  $T \neq 0$  ,  $M \neq 0$  ,  $N \neq 0$

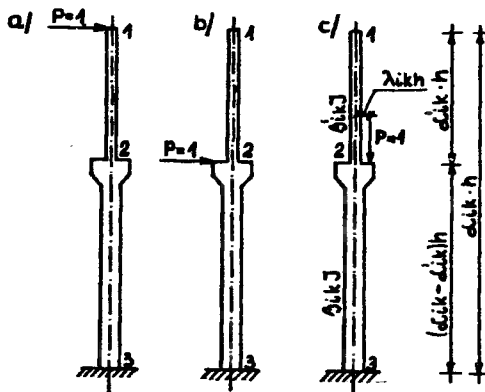
słup :  $T \neq 0$  ,  $M \neq 0$  ,  $N \neq 0$

Słup hali /część pionowa/ został wykonstruowany jako pręt dwugałęziowy z przewiązkami. Z tych względów decydujący wpływ na nośność konstrukcji miała siła poprzeczna. W rozwiązaniu płaskim siły wewnętrzne działające na gałęzie słupa są siłami normalnymi. W rozwiązaniu przestrzennym oprócz sił osiowych w gałęziach słupa, między przewiązkami, istnieją również momenty zginające będące skutkiem istnienia sił poprzecznych w słupie. W pierwszym przypadku gałęzie słupa są ściskane osiowo, a w drugim ściskane mimośrodowo. Dlatego też pierwsza zrealizowana tego typu hala [33] obliczona jako system płaski nie mogła być w pełni, zgodnie z założeniami projektu, obciążona suwnicami. Przy pełnym obciążeniu mogłoby dojść do awarii.

Hale jedno- lub wielonawowe o ciężkim pokryciu znajdującym się na jednym poziomie, o słupach zamocowanych sztywno w fundamentach i przegubowo powiązanych z więzarami dachu, w sposób ogólny rozważono w [6] i w podręczniku [10]. Rozważania dotyczą hal, których pokrycie uznano za doskonale sztywne w swej płaszczyźnie. Przyjęto, że poziome odkształcenia sprężyste żelbetonowych taroz dachowych, uformowanych z dźwigarów dachowych i połączonych z nimi monolitycznie płyt przekrycia dachowego, są pomijalnie małe w porównaniu z całkowitymi poziomymi przemieszczeniami tych taroz.

Wszystkie wymiary każdego ze słupów sprowadzono do wymiarów porównawczych wprowadzając odpowiednie współczynniki nazwane współczynnikami poziomego przemieszczenia. Znaczenie tych współczynników dla słupa podanego na rys. 2.14 są następujące:

- $V_{ik}^I$  - dla przemieszczenia punktu 1 wywołanego poziomą siłą jednostkową przyłożoną w punkcie 1;
- $V_{ik}^{II}$  - dla przemieszczenia punktu 2 wywołanego poziomą siłą jednostkową przyłożoną w punkcie 1;
- $V_{ik}^{III}$  - dla przemieszczenia punktu 2 wywołanego poziomą siłą jednostkową przyłożoną w punkcie 2;
- $V_{ik}^{IV}$  - dla przemieszczenia punktu 1 wywołanego pionową siłą jednostkową przyłożoną w punkcie 2;
- $V_{ik}^V$  - dla przemieszczenia punktu 2 wywołanego pionową siłą jednostkową przyłożoną w punkcie 2.



Rys.2.14. Schematy do obliczenia współczynników poziomych przemieszczeń słupa



Wartości współczynników za R. Dowgirdem [10] przedstawiają się następująco

$$\begin{aligned}
 V_{ik}^I &= \frac{\alpha_{ik}^3}{\beta_{ik}} + \frac{\alpha_{ik}^3}{\beta_{ik} \cdot \beta_{ik}} / \beta_{ik} - \beta_{ik}' / \\
 V_{ik}^{II} &= \frac{1}{\beta_{ik}} / \alpha_{ik}^3 - 1,5 \alpha_{ik}^2 \cdot \alpha_{ik}' + 0,5 \alpha_{ik}^3 / \\
 V_{ik}^{III} &= \frac{1}{\beta_{ik}} / \alpha_{ik}' - \alpha_{ik}'^3 / \\
 V_{ik}^{IV} &= 1,5 \lambda_{ik} \frac{\alpha_{ik}^2 - \alpha_{ik}'^2}{\beta_{ik}} \\
 V_{ik}^V &= 1,55 \lambda_{ik} \frac{1/\alpha_{ik} - \alpha_{ik}'^2}{\beta_{ik}}
 \end{aligned} \tag{2.12}$$

Indeksem "i" oznaczono wybrany słup z rzędu słupów oznaczonych indeksem "k".

Znaczenie współczynników bezwymiarowych  $\alpha_{ik}$ ,  $\alpha_{ik}'$ ,  $\beta_{ik}$ ,  $\beta_{ik}'$ ,  $\lambda_{ik}$  wynika z opisu podanego na rys. 2.14.

Biorąc iloczyn wyrażenia

$$\delta = \frac{h^3}{3EJ} \tag{2.13}$$

oraz współczynników poziomych przemieszczeń otrzymamy odpowiednie przemieszczenie słupa. W rozważaniach nad halami usztywnionymi w kierunku podłużnym i z wolnopodpartymi belkami podsuwnicowymi zespół sił działających na wyodrębniony z całości hali słup przedstawiono na rys. 2.15.

Przemieszczenie wierzchołka słupa wynosi

$$\delta^w = \frac{Y_{ik} h^3}{3EJ} \cdot V_{ik}^I + \frac{H_{ik} h^3}{3EJ} \cdot V_{ik}^{II} + \frac{P_{ik} h^3}{3EJ} \cdot V_{ik}^{IV} \tag{2.14}$$

Wprowadzając oznaczenie

$$\Delta = \frac{3EJ}{h^3} \delta^w \tag{2.15}$$

i przekształcając równanie (2.14) otrzymano

$$y_{ik} = \frac{1}{v_{ik}^I} \Delta - \frac{v_{ik}^{II}}{v_{ik}^I} H_{ik} - \frac{v_{ik}^{IV}}{v_{ik}^I} P_{ik} \quad (2.16)$$

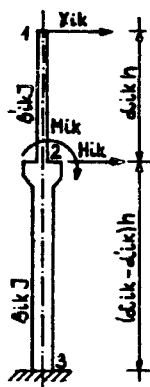
Z warunku równowagi tarczy

$$\sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m y_{ik} = 0 \quad (2.17)$$

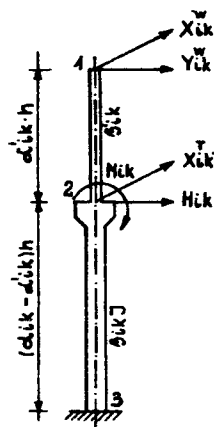
oraz z równań (2.16) i (2.17) otrzymano

$$\Delta = \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \left[ \frac{v_{ik}^{II}}{v_{ik}^I} H_{ik} \right] + \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \left[ \frac{v_{ik}^{IV}}{v_{ik}^I} P_{ik} \right]}{\sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \left[ \frac{1}{v_{ik}^I} \right]} \quad (2.18)$$

Wyrażenia (2.16) i (2.18) stanowią rozwiązanie zadania.



Rys.2.15. Zespół sił zewnętrznych i wewnętrznych działających na wyodrębniony z konstrukcji słup  $ik$



Rys.2.16. Zespół sił zewnętrznych i wewnętrznych działających na wyodrębniony słup z konstrukcji pozabawionej usztywnień pionowych

W przypadku, gdy wszystkie słupy hali mają jednakowe wymiary i jednaki sposób połączenia z pozostałymi elementami konstrukcji rozwiązanie przedstawia się następująco

$$Y_i = \frac{1}{v^I} / \Delta - v^{II} \cdot H_{ik} - v^{IV} \cdot P_{ik} / \quad (2.19)$$

$$\Delta = \frac{1}{n \cdot m} \left[ v^{II} \sum_1^n \sum_1^m H_{ik} + v^{IV} \sum_1^n \sum_1^m P_{ik} \right] \quad (2.20)$$

Jest charakterystyczne, że podane rozwiązanie pozostaje w mocy w przypadku rozwiązywania zagadnienia bez uwzględniania przestrzenności ustroju. W rozważaniach nad halami bez stężeń pionowych w podłużnych szeregach słupów R. Dowgird [10] podaje wzór określający stopień geometrycznej niewyznaczalności układu w postaci

$$s = 3t + m \quad (2.21)$$

gdzie:

- t - liczba tarcz dachowych usytuowanych w odrębnych poziomach
- m - liczba nieprzerwanych ciągów belek podsuwnicowych, najczęściej jest to liczba rzędów słupów

Układ sił zewnętrznych i niewiadomych działających na wyodrębniony z konstrukcji słupek przedstawiono na rys. 2.16. W wyniku ogólnego przemieszczenia tarczy /rys. 2.17/ przemieszczenie wierzchołka słupa wyniesie

$$\delta_{iky} = \delta_y + \varphi \cdot a_{ikx} \quad (2.22)$$

$$\delta_{ikx} = \delta_x - \varphi \cdot a_{iky}$$

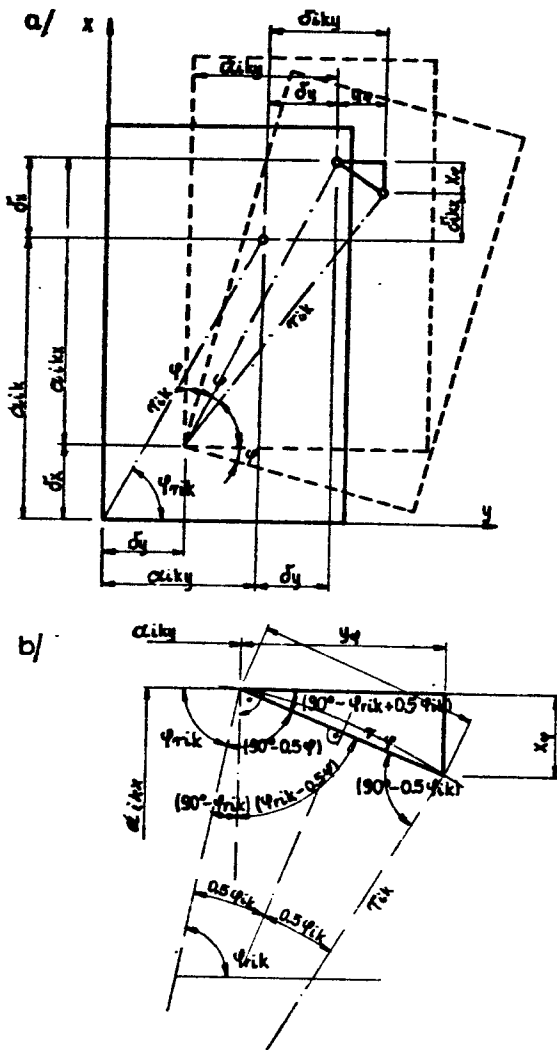
Należy podać, czego nie podkreślono, że wyrażenia (2.22) uzyskano przy założeniu upraszczającym. Przyjęto bowiem /rys. 2.17 b/, że kąt  $0,5 \cdot \varphi$  w stosunku do kąta  $\varphi_{rik}$  /zawartego między poziomą osią układu a promieniem łączącym początek układu z wybranym słupem ik/ jest kątem pomijalnie małym. Składowa przemieszczenia jest wynikiem przemieszczenia liniowego i przemieszczenia kąтового. Do rozwiązania problemu ułożono trzy równania równowagi tarczy dachowej oraz "m" równań równowagi belek podsuwnicowych. Warunki równowagi są tu następujące:

- dla tarczy dachowej

$$\sum_1^n \sum_1^m X_{ik}^w = 0 \quad (2.23)$$

$$\sum_1^n \sum_1^m Y_{ik} = 0 \quad (2.24)$$

$$\sum N = 0$$



Rys.2.17. Ogólne przemieszczenie tarczy i przemieszczenie wierzchołka słupa ik

czyli

$$\sum_1^n \sum_1^m X_{ik}^W \cdot a_{iky} - \sum_1^n \sum_1^m Y_{ik} \cdot a_{ikx} = 0 \quad (2.25)$$

- dla ciągów belek podsuwnicowych

$$\begin{aligned} \sum_1^n X_{ik}^T &= 0 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \sum_1^m X_{im}^T &= 0 \end{aligned} \quad (2.26)$$

Siły niewiadome obciążające słup /wg rys. 2.16/ przedstawiają wzory

$$\begin{aligned} X_{ik}^W &= \frac{1}{v_{ikx}^I \cdot v_{ikx}^{III} - [v_{ikx}^{II}]^2} \left[ v_{ikx}^{III} \cdot \Delta x - v_{ikx}^{III} \cdot a_{iky} \Delta \varphi + \right. \\ &\quad \left. - v_{ikx}^{II} \cdot \Delta_{kcx}^T \right] \end{aligned} \quad (2.27)$$

$$\begin{aligned} X_{ik}^T &= \frac{1}{v_{ikx}^I \cdot v_{ikx}^{III} - [v_{ikx}^{II}]^2} \left[ -v_{ikx}^{II} \cdot \Delta x + v_{ikx}^{II} \cdot a_{iky} \Delta \varphi + \right. \\ &\quad \left. + v_{ikx}^I \cdot \Delta_{kcx}^T \right] \end{aligned} \quad (2.28)$$

$$Y_{ik} = \frac{1}{v_{iky}^I} \cdot \Delta y + \frac{1}{v_{iky}^I} \cdot a_{ikx} \Delta \varphi - \frac{v_{iky}^{II}}{v_{iky}^I} H_{ikx} - \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} P_{ik} \quad (2.29)$$

gdzie:

$$\Delta x = \delta_x^W \cdot \frac{3 EJ}{h^3}$$

$$\Delta y = \delta_y^W \cdot \frac{3 EJ}{h^3}$$

$$\Delta \varphi = \varphi \cdot \frac{3 EJ}{h^3}$$

Należy zwrócić uwagę, że dla dowolnych parametrów słupów w hali zagadnienie jest bardzo złożone, nawet gdy dotyczy hal z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi. Nie wiadomo też przy jakim położeniu suwnic w hali /nie na torze/ uzyska się niekorzystne obciążenie szkieletu. Jeszcze bardziej złożone staje się zagadnienie, gdy w hali istnieją belki podsuwnicowe z ciągłymi poziomymi tężnikami. Liczba niewiadomych wzrasta wtedy w stosunku do wzoru (2.21) podanego za [10] o liczbę punktów oparcia wszystkich torów podsuwnicowych na słupach. W [10] stwierdzono, że obliczenie w układach przestrzennych ciągłych belek podsuwnicowych jest skomplikowane. Istotnie, w tej sytuacji trudno o przeprowadzenie odpowiednich analiz wykazujących wpływ poszczególnych elementów szkieletu i rozwiązań konstrukcyjnych na efekt uprzestrzennienia szkieletu. Otwartym jest też problem sztywności dynamicznej takiego złożonego układu przestrzennego.

Na podstawie przedstawionego przeglądu dostępnej literatury przedmiotu można stwierdzić co następuje:

Szerokie opracowania teoretyczne i analizy zostały przeprowadzone tylko w odniesieniu do przypadków najprostszych układów konstrukcyjnych, takich jak estakady suwnicowe, hale o konstrukcji stężeń połaciowych /dachu/ na jednym poziomie i regularnych układach poprzecznych mających usztywnienia w linii słupów.

W znacznie węższym zakresie rozważaniami objęto hale mające konstrukcję dachu na różnych poziomach. Rozważania te ograniczają się do przypadków szczególnych, jak np. mających układy regularne, bez współdziałania belek podsuwnicowych, brak jest analiz.

Nawet dla przypadków najprostszych układów konstrukcyjnych przedstawionych w [10] poczyniono uproszczenia. Zwrócić należy uwagę na następujące fakty: poziome obciążenia suwnicami przyjęto w miejscu zmiany przekroju słupa, a nie w miejscu poziomego oparcia o słup toru podsuwnicowego. Przyjęty do rozważań złożony schemat statyczny tego prostego układu konstrukcyjnego może w pewnych stadiach obciążeń i przemieszczeń konstrukcji okazać się schematem odbiegającym od schematu rzeczywistego. W halach z ciężkim pokryciem można przyjąć, że istnieje wzajemne powiązanie elementów. Np. w halach z dźwigarami strunowymi istnieje monolityczne powiązanie płyt dachowych z wiązarami. Nie ma tu możliwości powstania pod wpływem obciążeń zewnętrznych swobodnych przemieszczeń płyt względem dźwigarów. W płaszczyźnie dachu zespół tych elementów może doznać jedynie odkształceń sprężystych. Natomiast w miejscu oparcia dźwigara na słupie powstaniu swobodnych przemieszczeń przeciwstawiają się siły tarcia, które przy ciężkim pokryciu są wyższe od poziomego oddziaływania słupa na dźwigar. Inaczej jest w przypadku łączenia torów podsuwnicowych ze słupami. Tolerancje wymiarowe łączników umożliwiają powstawanie pewnych, choć ograniczonych wzajemnych swobodnych przemieszczeń toru podsuwnicowego względem słupów. W przęsłach pozbawionych obciążenia suwnicami ciężar własny belek podsuwnicowych nie spowoduje powstania wystarczająco dużych sił tarcia mogących przeciwstawić się występującym na tym poziomie hali sił poziomych.

Brak jest również analizy wpływu zmian poszczególnych elementów szkieletu na rozdział sił w szkielecie tego typu hali.

Należy również stwierdzić, że panujący pogląd o mniejszym obciążeniu słupów skrajnych, niż pozostałych, nie został potwierdzony odpowiednimi rozważaniami. W przypadku pewnych rozwiązań konstrukcyjnych i obciążeń warunek ten nie będzie spełniony. Problem jest jednoznaczny, jeśli konstrukcja o regularnych układach jest projektowana jako układ płaski. Jeśli natomiast konstrukcję traktuje się jako układ przestrzenny, zwłaszcza przy znaczącym obciążeniu mostami suwnicowymi, konieczne jest przeprowadzenie analizy obciążenia układów skrajnych i przedskrajnych.

Szczególnego podkreślenia wymaga stwierdzenie, że dotychczas przeprowadzone badania na gotowych obiektach są skromne.

W praktyce inżynierskiej znana jest bogata różnorodność rozwiązań konstrukcyjnych. Istnieje też możliwość tworzenia nowych układów o cechach charakterystycznych, jak np. w [33] i [34].

Dotychczasowe opracowania poruszające problematykę udziału elementów konstrukcji w uprzestrzennieniu hali odnoszą się głównie do przypadków o zdeterminowanych schematach statycznych [4,9,10]. Istniejące opracowania, mimo że dotyczą konstrukcji stalowych i żelbetowych, obejmują jedynie niektóre przypadki konstrukcyjne, spotykane w bogatej praktyce inżynierskiej.

Z przedstawionego poglądu w zakresie przestrzenności konstrukcji hal przemysłowych wynika, że jest to zagadnienie bardzo szerokie, a skala problemu jest urozmaicona i ważna.

Jak już powiedziano, istnieje potrzeba przeprowadzenia analizy obciążenia podpór skrajnych wywołanego mostami suwnicowymi. Jest to szczególnie ważne w przypadku modernizacji hal i konieczności zwiększenia obciążenia, jak np. miało to miejsce w przypadku przedstawionym w [36]. Ocena wpływu obciążenia słupów ułatwi też rozważania nad sposobem obciążenia elementów hali suwnicami.

W związku z powyższym w pracy przedstawiono odpowiednie rozważania, w których rozstrzyga się problem obciążenia słupów skrajnych. Rozważania te mogą być wykorzystane przy określaniu sprężystego oddziaływania na słupy ciągłego tężnika toru podsuwnicowego czy też przy określaniu oddziaływania na słupy tężnika dachowego.

W następnych rozdziałach przedstawiono ogólne rozwiązania i analizy wyników otrzymanych w rozważaniach nad rozwiązaniem konstrukcji hali, której słupy są sztywno zamocowane w fundamentach i przegubowo powiązane z więzarami dachu. Słupy hali mogą charakteryzować się dowolnymi cechami geometrycznymi, hala może być pozbawiona usztywnień w linii słupów, a tory podsuwnicowe mogą być nieciągłe lub ciągłe. Słupy i tory podsuwnicowe mogą charakteryzować się różnymi cechami fizycznymi. Rozważania ograniczono do hal jedno- lub wielonawowych o tarczowych cechach przekrycia znajdującego się na jednym, wspólnym dla wszystkich naw poziomie.

Z uwagi na brak odpowiednich badań na gotowych obiektach ważną sprawą jest przeprowadzenie odpowiednich analiz wpływu poszczególnych elementów,

jak i rozwiązań konstrukcyjnych na rozdział sił w szkielecie i ekonomię rozwiązań. Opracowanie takich analiz jest możliwe przy odpowiednio prostym teoretycznym rozwiązaniu zagadnienia. Rozwiązanie takie da się uzyskać jedynie przy wprowadzeniu uzasadnionych uproszczeń. Zakłada się równocześnie, że istnieje możliwość oceny wpływu wprowadzonych do rozważań uproszczeń.

Mając na uwadze wartości poznawcze, dydaktyczne i popularyzacyjne wśród inżynierów-projektantów tego ważnego zagadnienia, postanowiono rozwiązanie przedstawić w prostszej postaci, doprowadzając układ przestrzenny do układu płaskiego. Przy takim podejściu pojawia się możliwość rozwiązania zagadnienia bez stosowania elektronicznej techniki obliczeniowej oraz korzystania z gotowych programów, rozwiązując płaskie układy prętowe lub też na podstawie podanych algorytmów opracowania programu na ETO.

Za koniecznością rozwijania sposobów umożliwiających rozwiązanie zagadnienia bez stosowania ETO przemawia również fakt, że zawsze istnieje konieczność kontroli wyników uzyskanych przy zastosowaniu ETO oraz potrzeba wstępnego ustalenia proporcji sztywności poszczególnych elementów szkieletu.

Bardzo ważną sprawą jest, jak już powiedziano, konieczność przeprowadzenia analiz i ocen wpływu poszczególnych elementów szkieletu na efekt przestrzenności układu. Przedstawione w pracy rozważania mają umożliwić przeprowadzenie potrzebnych analiz i ocen.

Podsumowując podaje się, że celem pracy jest kompleksowe rozważenie problemów oraz podanie i omówienie ogólnego rozwiązania rozdziału sił w szkielecie hali o tarzowych cechach przekrycia znajdującego się na jednym poziomie. Na obecnym etapie badań racjonalnym rozwiązaniem okazuje się rozwiązanie przybliżone. Założono, że przyjęta metoda rozwiązania umożliwi opracowanie algorytmów szybko prowadzących do wyniku, umożliwi dokonanie oceny stopnia przybliżenia wynikającego z poczynionych uproszczeń oraz umożliwi przeprowadzenie analiz wpływu różnych parametrów głównych elementów konstrukcji na rozdział sił w szkielecie hali.



### 3. KRYTERIA OBCIĄŻENIA KONSTRUKCJI PODPIERAJĄCYCH TORY PODSUWNICOWE JAKO ELEMENTÓW PRZESTRZENNEGO SZKIELETU

#### 3.1. Uwagi ogólne

W praktyce inżynierskiej spotyka się obciążenia torów podsuwnicowych jedną, dwiema i więcej suwnicami o jednakowych lub różnych udźwigach i o różnym ustawieniu tych suwnic na torze. W wielu stosowanych rozwiązaniach konstrukcyjnych hal i obciążeniach decydujący wpływ na wartość sił uogólnionych w słupach ma obciążenie hali suwnicami. Dlatego też należy rozważyć, czy słuszny jest pogląd [9,18], że słupy skrajne są mniej obciążone niż pozostałe. Analizie zostanie poddane również obciążenie słupów przedskrajnych.

W niniejszym rozdziale rozważaniom poddano zagadnienie rozkładu obciążenia wywołanego poziomymi siłami suwnic na poszczególne elementy wsporcze /słupy/ powiązane ciągłymi tężnikami. Przedstawiona analiza dotyczy poziomego tężnika belki podsuwnicowej oraz tężnika połaciowego hali. Obciążeniem tężnika belki podsuwnicowej są poziome oddziaływania mostów suwnicowych, a obciążeniem tężnika dachowego siły zastępcze określone wzorem (2.2) wynikające również z poziomego oddziaływania mostów suwnicowych. Wpływ innych obciążeń /wiatru/ zostanie omówiony w dalszej części pracy.

Pogląd o mniejszym obciążeniu słupów skrajnych suwnicami jest słuszny tylko wtedy, kiedy tor podsuwnicowy zostanie wyodrębniony ze szkieletu hali jako niezależny element konstrukcyjny oparty na niepodatnych podporach. Fakt ten łatwo dostrzec analizując obciążenie toru suwnicami ustawionymi na torze według schematów podanych na rys. 3.8 a, b, c, d. Inaczej jest jeśli przyjąć, że konstrukcja jest układem przestrzennym, a słupy stanowią sprężyste podpory dla innych elementów konstrukcji, zwłaszcza tężników będących belkami ciągłymi.

Pogląd o mniejszym obciążeniu słupów skrajnych zakwestionowano w pracy [45] w oparciu o uzyskane wyniki przedstawionego tam konkretnego rozwiązania hali. Podobny wniosek można wyciągnąć z analizy materiałów przedstawionych w pracy [2].

W przypadku ciągłego toru podsuwnicowego opartego na sprężystych podporach, siły poziome i pionowe /działające poza osią słupów/ obciążające tor wywołują inny rozkład sił na poszczególne słupy, niż w przypadku podpór stałych. Przyjmując podpory stałe dla toru /jak w przypadku rozwiązania płaskiego/ następuje obciążenie słupów bez zjawiska sprężystego oddziaływania poziomego tężnika toru czy też tężnika połaciowego hali na inne elementy

konstrukcji.

Dlatego też rozważania prowadzone nad rozdziałem sił w uprzestrzennionym szkielecie hali należy rozpocząć od analizy obciążenia układów konstrukcyjnych stanowiących podpory dla elementów /poziomych stężeń toru/ szkieletu. Należy zatem przeprowadzić analizę rozkładu obciążenia wywołanego mostami suwnicowymi na poszczególne podpory belki ciągłej, opartej na sprężystych podporach. Belkę ciągłą stanowią tężniki pościowe lub też poziomy tężnik belki podsuwnicowej. Podporami sprężystymi są słupy stanowiące poszczególne układy poprzeczne. Obciążeniem mogą być, jak już podano, odpowiednio siły poziomego oddziaływania mostów suwnicowych lub siły zastępcze określone wzorem (2.2).

W ogólnym przypadku, tzn. przy zróżnicowanych rozpiętościach przęseł, zróżnicowanych współczynnikach sprężystej podatności podpór oraz przy zróżnicowanych obciążeniach - teoretycznie - zagadnienie jest złożone i pracochłonne. W związku z tym postanowiono przeprowadzić analizę dla przypadku powszechnie spotykanego w praktyce, tzn. przy jednakowych rozpiętościach przęseł i jednakowych współczynnikach sprężystej podatności podpór. Wnioski uzyskane z tych rozważań można rozszerzyć na inne przypadki.

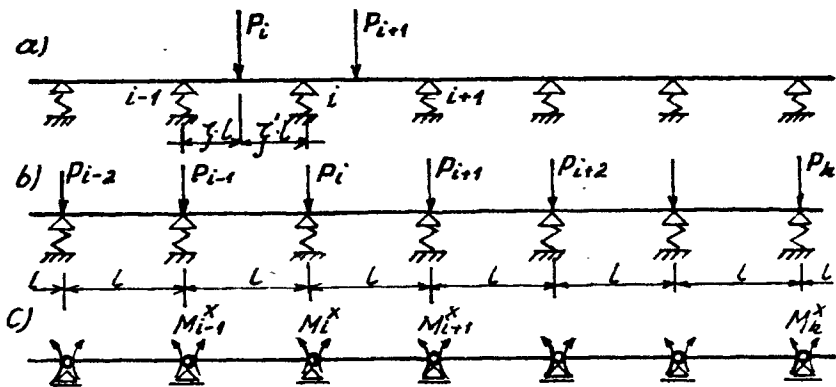
### 3.2. Reakcje podporowe belki ciągłej opartej na jednakowo sprężystych podporach

Analiza przedstawionego w publikacjach [5,9] rozwiązania wykazuje, że wyniki uzyskane dla hali o długości pięciu ram są z inżynierskiego punktu widzenia identyczne z wynikami uzyskanymi dla siedmiu ram. Spostrzeżenia te potwierdzają wyniki uzyskane za pomocą ETO dla belki opartej na dziewięciu podporach [30]. Odrzucono tam, jako mało znaczące, wyniki dotyczące reakcji podporowych czterech skrajnych podpór. W konsekwencji korzystano z wyników dla belki opartej na pięciu podporach. Podkreślić należy również i to, że przedmiotowa analiza dotyczy obciążenia podpór skrajnych i przedskrajnych. W związku z tym obciążenie drugiego końca belki ma bardziej nikły wpływ na rozważaną podporę skrajną.

W przypadku dużych sztywności na zginanie belki i przy dużych współczynnikach sprężystej podatności podpór, im belka jest dłuższa tym mniejsze wartości osiągać będą skrajne i przedskrajne reakcje podporowe. Należy też stwierdzić, że w praktyce inżynierskiej spotyka się hale z małą liczbą przęseł, zwłaszcza przy ich dużej rozpiętości.

W celu przeprowadzenia analizy obciążenia podpór skrajnych opracowano linie wpływu reakcji podporowych belek o jednakowych rozpiętościach, stałych momentach bezwładności i stałych współczynnikach sprężystej podatności podpór, zależne od parametru  $\eta_h$  charakteryzującego układ. Opracowano również wykresy wartości reakcji podporowych przy obciążeniu siłą jednostkową kolejnych podpór w zależności od parametru  $\eta_h$ .

W oparciu o "równania pięciu momentów" opracowano rozwiązanie, za pomocą którego można określić momenty podporowe belki o dowolnej liczbie podpór obciążonej w sposób stały lub ruchomy /rys. 3.1/.



Rys. 3.1. Schemat belki

- a - dowolne obciążenie  
 b - obciążenie siłami skupionymi nad podporami  
 c - schemat podstawowy

Dowolny moment podporowy zgodnie z tym rozwiązaniem określa następujący wzór:

$$M_k^x = \frac{1}{a + c \cdot t_{2k-6} + [b + c \cdot t_{2k-7}] \cdot t_{2k-5} + c \cdot t_{2k-5}} [N_{k-2} - (b + c \cdot t_{2k-5}) \cdot M_{k+1}^x - M_{k+2}^x] \quad (3.1)$$

gdzie:

$k = n-2, n-3, \dots, 4, 3, 2$

$n$  - liczba podpór belki

$a = 5 + 6\eta_h$

$b = 1 - 4\eta_h$

$c = \eta_h$

$$\eta_h = \frac{6 E_k J_k}{l^3} \cdot k \quad (3.2)$$

$k$  - współczynnik sprężystej podatności podpór

dla  $j$  nieparzystego

$$t_j = - \frac{b + c \cdot t_{j-2}}{a + c \cdot t_{j-3} + [b + c \cdot t_{j-4}] \cdot t_{j-2}} \quad (3.3)$$

dla  $j$  parzystego

$$t_j = - \frac{c}{a + c \cdot t_{j-4} + [b + c \cdot t_{j-5}] \cdot t_{j-3}} \quad (3.4)$$

$$\bar{N}_i = N_{i+2,p} + \bar{N}_{i-2} \cdot t_{2/i-1} + \bar{N}_{i-1} \cdot t_{2i-1} \quad (3.5)$$

gdzie:

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, n-3$$

W przypadku dowolnego obciążenia zgodnie z rys. 3.1 a

$$N_{ip} = -1 [P_1 / \zeta - \zeta^3 / \zeta^3 + P_{i+1} / \zeta - \zeta^3 / \zeta^3 + \eta_h / R_{i-1,p} - 2R_{ip} + R_{i+1,p} / \zeta] \quad (3.6)$$

gdzie:

$R_{i-1,p}$ ;  $R_{ip}$ ;  $R_{i+1,p}$  - reakcje podporowe w układzie podstawowym statycznie wyznaczalnym

W przypadku obciążenia szczególnego, zgodnie z rys. 3.1 b

$$N_{ip} = -\eta_h \cdot 1 / P_{i-1} - 2P_i + P_{i+1} / \zeta \quad (3.7)$$

$$t_j = 0 \quad \text{dla} \quad j \leq 0$$

$$\bar{N}_i = 0 \quad \text{dla} \quad i < 0 \quad \text{oraz} \quad i > n$$

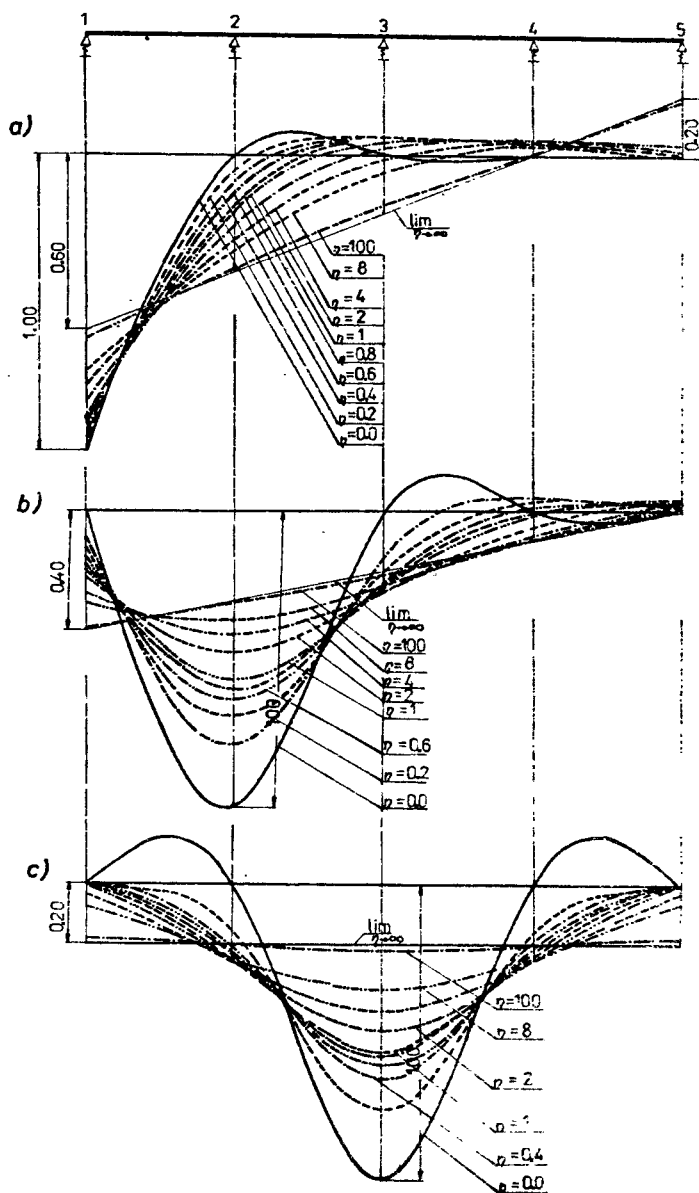
Opracowane linie wpływu reakcji podporowych belki 4-ro, 6-cio i 8-mio przęsłowej przedstawiono na rys. 3.2, 3.3 i 3.4.

Reakcje podporowe belek o liczbie podpór od 5 do 15 obciążonych siłą jednostkową na kolejnych podporach podane na rys. 3.5, 3.6 i 3.7.

### 3.3. Poziome obciążenie belki mostami suwnicowymi

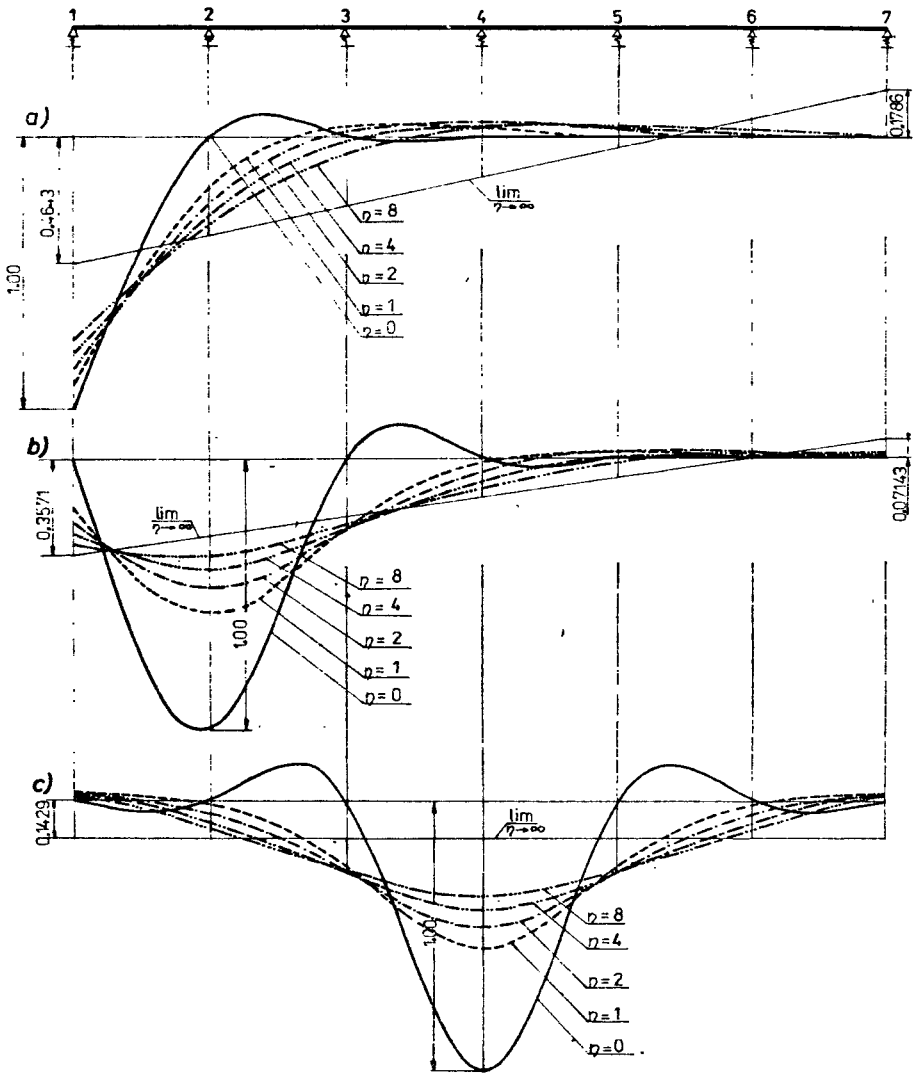
Obciążenie podpór belek zależy od typu i liczby suwnic pracujących na torze. Obecnie na terenie kraju pracują suwnice kratowe starego typu, suwnice skrzynkowe produkowane w okresie minionym oraz suwnice produkowane według aktualnych katalogów. Mają one różny rozstaw kół oraz różne długości czołownic.

Najczęściej spotykane przypadki obciążenia suwnicami poszczególnych podpór belki przedstawiono na rys. 3.8. Korzystając z linii wpływu określono reakcje podporowe dla szeregu typowych rozpiętości przy obciążeniu toru jedną lub dwiema suwnicami o udźwigu  $200,0 \text{ kN} / A = 5,00 \text{ m}$ ,  $B = 6,64 \text{ m}$ .



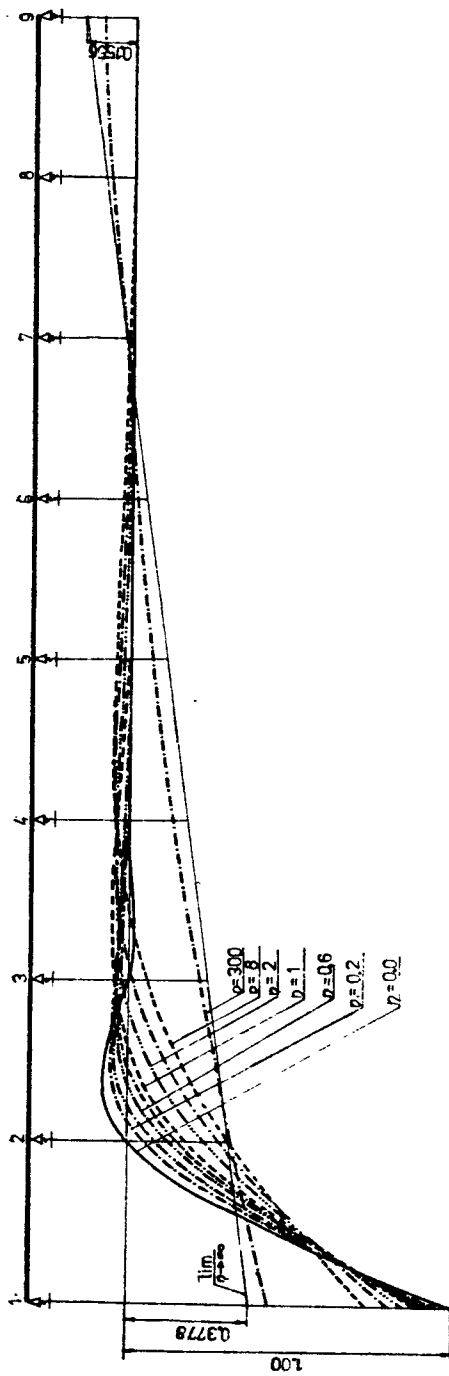
Rys.3.2. Linie wpływu reakcji podporowych belki

- a - linia wpływu reakcji  $R_1$
- b - linia wpływu reakcji  $R_2$
- c - linia wpływu reakcji  $R_3$

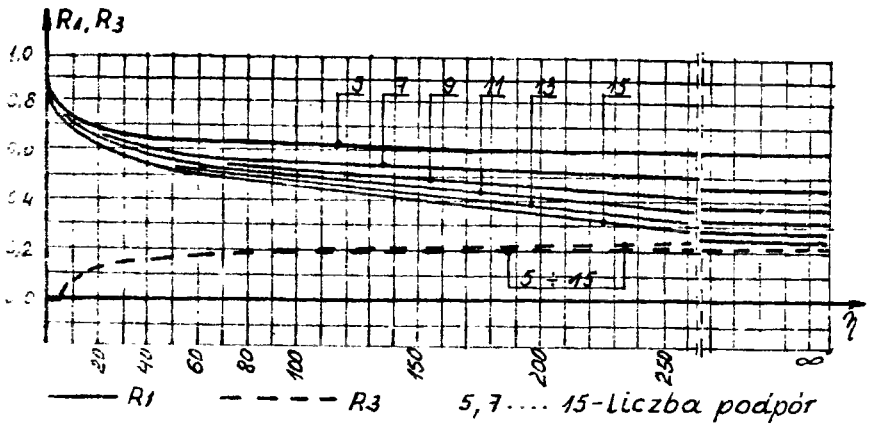


Rys.3.3. Linie wpływu reakcji podporowych belki 7-mio przęsłowej

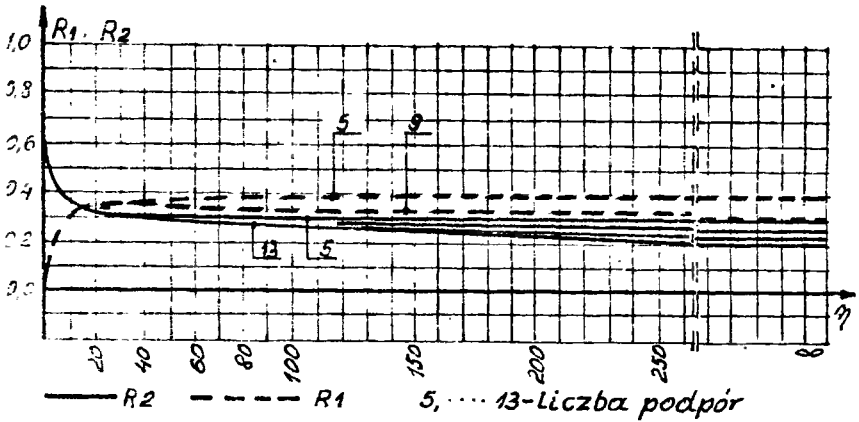
- a - linie wpływu reakcji  $R_1$
- b - linie wpływu reakcji  $R_2$
- c - linie wpływu reakcji  $R_4$



Rys. 3.4. Linie wpływu skrajnej reakcji belki 9-cio podporowej

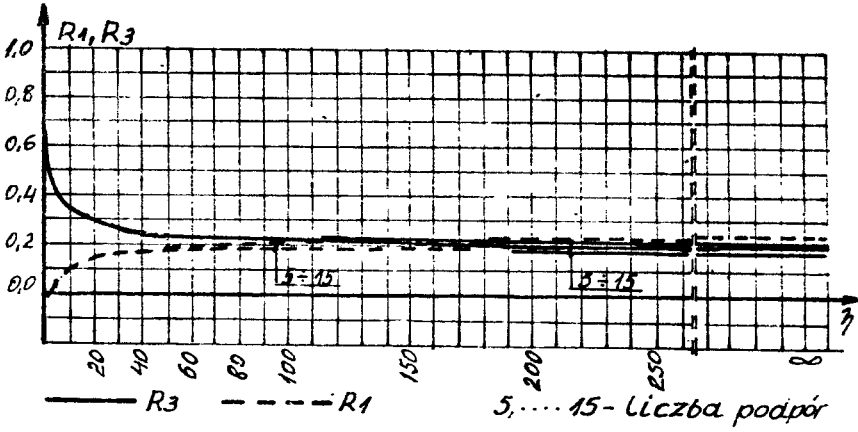


Rys.3.5. Reakcje  $R_1$  i  $R_3$  belki 5-cio...15-to podporowej wywołane obciążeniem podpory skrajnej siłą  $P=1$

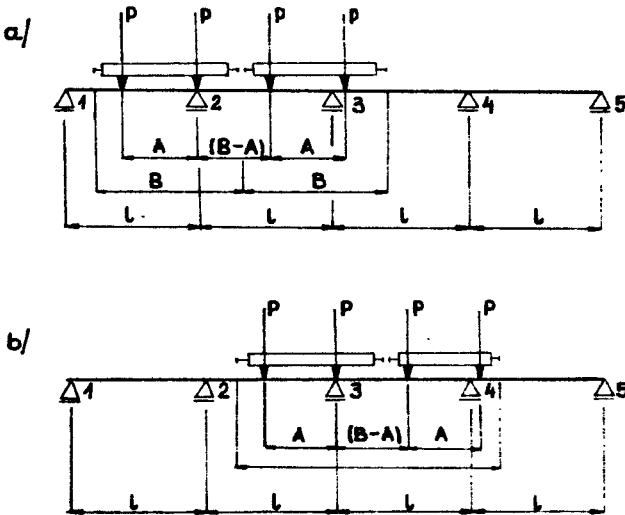


Rys.3.6. Reakcje  $R_1$  i  $R_2$  belki 5-cio...15-to podporowej wywołane obciążeniem podpory drugiej siłą  $P=1$

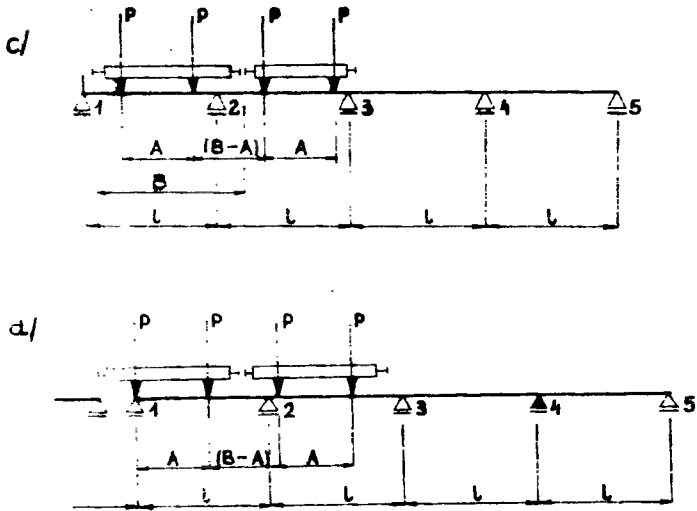




Rys.3.7. Reakcje  $R_1$  i  $R_3$  belki 5-cio...15-to podporowej wywołane obciążeniem podpory trzecią siłą  $P=1$



Rys.3.8. Maksymalne obciążenie suwnicami podpór belki podsuwniczej  
 a - obciążenie drugiej podpory  
 b - obciążenie trzeciej podpory



Rys.3.8. Maksymalne obciążenie suwnicami podpór belki podsuwnicowej

c - obciążenie skrajnej podpory

d - obciążenie podpory przy dylatacji

W celu przeprowadzenia analizy obciążenia podpór wprowadzono wskaźniki obciążenia podpór zdefiniowane jako stosunek obciążenia badanej podpory do obciążenia podpory środkowej. Wskaźniki obciążenia podpory wynoszą

$$\omega_{1/1} = \frac{R_1^{1/}}{R_s^{1/}}$$

$$\omega_{1/2} = \frac{R_1^{2/}}{R_s^{2/}}$$

$$\omega_{1/3} = \frac{R_1^{3/}}{R_s^{3/}}$$

$$\omega_{1/4} = \frac{R_1^{4/}}{R_s^{4/}}$$

$$\omega_{1/5} = \frac{R_1^{5/}}{R_s^{5/}}$$

(3.8)

gdzie:

$\omega_1^{/1/}$  - wskaźnik obciążenia podpory skrajnej belki 5-cio podporowej obciążonej jedną suwnicą

$\omega_1^{/2/}$  - jak wyżej przy obciążeniu dwiema suwnicami

$\omega_1^{/3/}$  - wskaźnik obciążenia podpory skrajnej przy dylatacji belki 5-cio podporowej obciążonej jedną suwnicą

$\omega_1^{/4/}$  - jak wyżej przy obciążeniu dwiema suwnicami

$\omega_1^{/5/}$  - wskaźnik obciążenia podpory skrajnej belki 7-mio podporowej obciążonej jedną suwnicą

$\omega_2^{/1/}$  - wskaźnik obciążenia podpory drugiej belki 5-cio podporowej obciążonej jedną suwnicą

$\omega_2^{/2/}$  - jak wyżej przy obciążeniu dwiema suwnicami.

$R_s^{/1/}$ ,  $R_s^{/2/}$ ,  $R_s^{/3/}$ ,  $R_s^{/4/}$  - reakcje środkowych podpór dla przypadków jak wyżej

Wskaźniki obciążenia podpór skrajnych dla przypadków opisanych wyżej zestawiono w tabelicy 3.1.

Przedstawione w tabelicy 3.1 wskaźniki obciążenia podpór skrajnych wskazują, że już dla  $\eta_h = 1,0$  reakcja podpory przy dylatacji jest większa od reakcji podpory środkowej. To samo dotyczy podpory skrajnej lecz dla belek o rozpiętości powyżej 9,00 m. Wskaźnik obciążenia podpory skrajnej wzrasta ze wzrostem współczynnika  $\eta_h$ . Wskaźniki obciążenia podpory przedskrajnej osiągają wartości większe od jedności dopiero przy wartości współczynnika  $\eta_h = 8,0$ .

Analiza przedstawionych linii wpływu reakcji podporowych /rys. 3.2, 3.3 i 3.4/ wskazuje, że rzędne linii wpływu reakcji skrajnej belki 5-cio, 7-mio i 9-cio podporowej w obrębie dwóch pierwszych przęseł, przy małych wartościach współczynnika  $\eta_h$  /przeprowadzono analizę dla  $0 \leq \eta_h \leq 8,0$ / różnią się tylko nieznacznie. Z inżynierskiego punktu widzenia można przyjąć, że wartości tych rzędnych są identyczne i nie zmieniają się ze zmianą liczby przęseł. Jednak z dalszym wzrostem współczynnika  $\eta_h$  następuje zmiana rzędnych.

Analizując rzędne linii wpływu reakcji wewnętrznych stwierdza się, że dla przedstawionych na wykresach współczynników  $\eta_h$  / $0 \leq \eta_h \leq 8$ / rzędne linii wpływu po obu stronach największej rzędnej różnią się tylko nieznacznie. Różnica rzędnych jest na tyle mała, że nie ma ona praktycznego

Tablica 3.1

1	$\omega_1^{\psi}$	$\eta_h$							
		0	1	2	4	8	100	300	
6,00	$\omega_1^{1/1}$	0,461	0,860	0,980	1,150	1,370	2,333	-	
	$\omega_1^{2/1}$	0,360	0,560	0,640	0,780	0,930	1,790	-	
	$\omega_1^{3/1}$	0,760	1,190	1,310	1,470	1,670	2,580	-	
	$\omega_2^{1/1}$				<1,00	1,030	1,720	-	
	$\omega_2^{2/1}$				<1,00	1,040	1,350	-	
9,00	$\omega_1^{1/1}$	0,573	1,040	1,170	1,340	1,560	2,550	-	
	$\omega_1^{2/1}$	0,364	0,750	0,930	1,050	1,280	2,190	-	
	$\omega_1^{3/1}$	0,790	1,280	1,390	1,550	1,770	2,720	-	
	$\omega_2^{1/1}$				<1,00	1,030	1,820	-	
	$\omega_2^{2/1}$				<1,00	1,050	1,570	-	
12,00	$\omega_1^{1/1}$	0,652	1,150	1,310	1,440	1,680	2,670	-	
	$\omega_1^{2/1}$	0,440	0,906	1,030	1,190	1,440	2,390	-	
	$\omega_1^{3/1}$	0,860	1,330	1,480	1,620	1,840	2,790	-	
	$\omega_1^{4/1}$	0,453	1,000	1,075	1,285	1,575	2,480	-	
	$\omega_1^{5/1}$	wskaźnik identyczny jak $\omega_1^{1/1}$					3,150	3,150	
	$\omega_2^{1/1}$				<1,00	1,040	1,860	-	
	$\omega_2^{2/1}$				<1,00	1,050	1,660	-	
15,00	$\omega_1^{1/1}$	0,740	1,230	1,390	1,530	1,760	2,730	-	
	$\omega_1^{2/1}$	0,493	0,938	1,090	1,240	1,470	2,470	-	
	$\omega_1^{3/1}$	0,860	1,380	1,530	1,650	1,880	2,830	-	
	$\omega_1^{4/1}$	0,835	1,165	1,315	1,460	1,565	2,550	-	
	$\omega_1^{5/1}$	wskaźnik zbliżony do $\omega_1^{1/1}$					3,190	3,190	
	$\omega_2^{1/1}$				<1,00	1,050	1,890	-	
	$\omega_2^{2/1}$				<1,00	1,060	1,750	-	

znaczenia.

W przypadku małych wartości współczynnika  $\eta_h$  i przy odpowiedniej liczbie podpór dochodzi do zaniku rzędnych w obrębie drugiego końca belki. I tak np. dla  $\eta_h = 1,0$  przy belce 7-mio podporowej zanikają rzędne reakcji  $R_1$  w obrębie dwóch przęseł. W obrębie dwóch przęseł zanikają także rzędne  $R_1$  belki 9-cio podporowej nawet dla  $\eta_h = 4$ . Charakterystyczne jest, że im belka ma większą liczbę podpór, tym wartości rzędnych drugiego końca belki są mniejsze. Zatem ze wzrostem liczby podpór rzędne na drugim końcu belki będą również małe przy większych wartościach współczynnika  $\eta_h$ .

Przyjmijmy teraz, że belkę opartą na sprężystych podporach stanowi konstrukcja dachu mająca w swej płaszczyźnie doskonałą sztywność, a wszystkie słupy przekroju poprzecznego hali zostały sprowadzone do jednej osi pokrywającej się z osią tarczy. Słuszność takiego przyjęcia w hali pozbawionej usztywnień podłużnych i przy  $\eta_T = \infty$  wynika z faktu, że relacje między poszczególnymi siłami sprężystego oddziaływania słupów /podpór/ na tarczę w przekroju poprzecznym hali nie zależą od równoległych do osi tarczy sił sprężystego oddziaływania słupów na tarczę. Stąd uzyskane wyniki można wykorzystać również do analizy oddziaływania słupów na konstrukcję dachu o tarczowych cechach pokrycia jak następuje:

Graniczna wartość największej rzędnej linii wpływu pierwszej podpory dla  $\eta_T = \infty$  określa wzór

$$y_1 = \frac{4n - 2}{n/n + 1} \quad (3.9)$$

gdzie:

$n$  - liczba podpór belki

Dla  $\eta_T < \infty$  jest  $y_1' > y_1$ .

Ze wzrostem liczby podpór maleje tu wartość największej rzędnej  $y_1$ .

Ze zmianą liczby podpór zmieniają się również wartości rzędnych w obrębie drugiego końca belki. Graniczną wartością rzędnej na ostatniej podporze drugiego końca belki dla  $\eta_T = \infty$  określa wzór:

$$y_n = \frac{4 - 2n}{n/n + 1} \quad (3.10)$$

Dla  $\eta_T < \infty$  jest  $|y_n'| < |y_n|$ .

Zgodnie ze wzorami (3.1) stosunek największej rzędnej linii wpływu reakcji skrajnej do rzędnej linii wpływu podpory środkowej przy  $\eta_T = \infty$  przedstawia się następująco:

$$\frac{y_1}{y_n} = \frac{4n - 2}{n + 1} \quad (3.11)$$

Ze wzoru (3.11) wynika, że ze wzrostem liczby podpór wzrasta stosunek rzędnych linii wpływu określonych tym wzorem.

Przedstawione wyniki świadczą, że siły wzajemnego sprężystego oddziaływania elementów szkieletu w skrajnych częściach różnią się od sił sprężystego oddziaływania w środkowej partii hali. Wykazane różnice mogą być jeszcze większe w przypadku szkieletu o nieregularnych układach. Stąd siły wewnętrzne w poszczególnych przekrojach słupa, wynikające z różnych wartości sprężystego oddziaływania szkieletu, będą inne /wykazano to w dalszej części pracy/ w słupach usytuowanych w skrajnych niż w słupach usytuowanych w środkowych partiach hali. W niektórych przekrojach słupa siły wewnętrzne mogą być większe, a w niektórych mniejsze.

### 3.4. Wartości współczynnika $\eta$

W celu zbadania wartości współczynnika  $\eta$  dla spotykanych w praktyce inżynierskiej konstrukcji przeprowadzono analizę obiektów zmodernizowanych jak i obiektów zrealizowanych w ostatnich dziesięcioleciach w rozwiązaniu stalowym i żelbetowym. Niektóre z analizowanych rozwiązań przedstawia się w skrótowym opisie.

W byłej hali produkcji parowozów przystosowanej do obróbki ciężkich elementów silników okrętowych zaistniała konieczność usztywnienia słupów i torów podsuwnicowych [38]. Istniejące stalowe słupy kratowe o wysokości 13,00 m, których gałęzie o rozstawie osiowym 0,60 m wykonano z I 300 były rozstawione co 8,00 m. Na słupach, na poziomie 9,30 m, oparto nieciągłe belki podsuwnicowe obciążone dwiema suwnicami o udźwigu 300,00 kN każda. Znaczne przemieszczenia słupów na poziomie torów podsuwnicowych utrudniały eksploatację suwnic. W celu usztywnienia układu konstrukcyjnego nieciąglią poziomą kratownicę o wysokości 0,60 m usztywniającą tor zastąpiono kratownicą ciągłą o wysokości 1,50 m. W wyniku powyższych zabiegów konstrukcyjnych przemieszczenia słupów na poziomie torów podsuwnicowych zmniejszyły się do 30% wartości przemieszczeń istniejących przed usztywnieniem układu. Eksploatacja suwnic polepszyła się radykalnie. W przedstawionym rozwiązaniu współczynnik  $\eta_h = 3,50$ .

Inny charakterystyczny wynik uzyskano w projekcie hali montażu silników okrętowych [34]. Hala ma wymiary: wysokość - 24,00 m, rozpiętość nawy - 30,00 m, rozstaw słupów - 12,00 m, udźwig suwnic 2 x 750,00 kN. W celu uzyskania znaczącego efektu przestrzenności konstrukcji zastosowano stężenia całej połaci dachu /wyłączając pasmo podłużnego świetlika dachowego o szerokości 6,00 m/. Zatem połaciowe usztywnienie hali stanowiły dwie kratownice o wysokości 12,00 m każda. W tym rozwiązaniu współczynnik  $\eta_t = 51,0$ . Natomiast ciągły tężnik hamowny belki podsuwnicowej mający wysokość 1,80 m charakteryzuje współczynnik  $\eta_h = 0,38$ .

Hala "uśredniania" w Hucie Miedzi Głogów II o wysokości 26,00 m i rozstawie słupów 12,00 m ma suwnice na poziomie 16,00 m oraz galerię przy słupach na poziomie 19,00 m. Ciągły tężnik belki podsuwnicowej cha-

rakteryzuje współczynnik  $\eta_h = 0,58$ , natomiast dla galerii  $\eta_g = 12,50$ .

Zgodnie z badaniami przedstawionymi w [15] tężniki połaciowe w halach stalowych charakteryzują się tym, że  $\eta_t < 10,0$ . Poziomy tężnik hamowny estakady suwnicowej przedstawionej w [3] charakteryzuje współczynnik  $\eta_h = 2,32$ .

W zakładach WZMOT w Poznaniu zrealizowano wewnątrz hali estakadę suwnicową o stosunkowo wiotkich słupach wykonanych z czterech kątowników 50 x 50 x 5 rozstawionych na odległość 500 mm i skratowanych. Zwiększone obciążenie wymagało usztywnienia słupów. Liczne instalacje zamontowane na słupach i w hali uniemożliwiały dokonanie wzmocnienia fundamentów i słupów rozstawionych co 6,00 m. Zastosowanie ciągłego tężnika o wysokości 1,50 m doprowadziło do uzyskania wystarczającej wytrzymałości i sztywności konstrukcji. Współczynnik charakteryzujący ten układ wynosi  $\eta_h = 9,50$ .

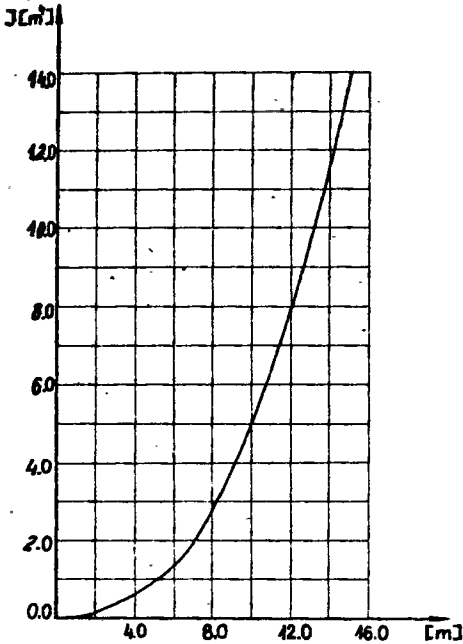
Jeszcze inaczej jest w rozwiązaniach konstrukcji, gdzie stosowano i stosuje się ciężkie pokrycie wykonane z żelbetowych płyt żebrowych. W celu oceny sztywności takiego pokrycia przeprowadzono przedstawioną niżej analizę. O sztywności dachu w jego płaszczyźnie przy ciężkim pokryciu decyduje sposób usytuowania świetlików dachowych oraz szerokość połąci dachu. Istnieje kilka sposobów rozwiązania świetlików. Najczęściej stosowano świetliki podłużne, dzielące połąc dachu na dwa pasma. Znane są też rozwiązania z podłużnymi świetlikami przerywanymi co kilka przęseł. Powszecznie stosowanym jest również rozwiązanie o świetlikach poprzecznych. Świetliki poprzeczne znajdują się w miejscu specjalnych otworów wykonanych w środkowej części prefabrykowanych płyt dachowych. W tym rozwiązaniu płyty dachowe są łączone w sposób nieprzerwany i tworzą jednolitą połąc dachu na całej szerokości nawy.

W pierwszym przypadku na sztywność wpływają dwa niezależne i rozdzielone świetlikiem pasma. W drugim i trzecim przypadku na sztywność wpływa cała połąc dachu jako jednolity element z istniejącymi w jego płaszczyźnie otworami. Mniejszą sztywnością charakteryzuje się pokrycie rozdzielone na całej swej długości świetlikiem. Zatem do oceny przyjęto to właśnie pokrycie.

Żebra płyt są łączone z dźwigarami w miejscu ich oparcia. Szczególnie pewne jest to połączenie w przypadku monolitycznego połączenia płyt np. z dźwigarami strunobetonowymi. Żebro każdej płyty /w płaszczyźnie poziomej/ jest utwierdzone w dźwigarze i nie ma możliwości przemieszczenia się względem dźwigara. Wystające z żebra pręty zbrojenia krzyżują się ze strzemionami wystającymi z dźwigara strunobetonowego oraz z montażowymi prętami ułożonymi nad strunobetonem. Po zalaniu betonem wzajemnie przenikających się prętów tworzy się monolityczne połączenie płyt żebrowych i dźwigara strunobetonowego. Praktyka wykazuje, że jest to połączenie pewne i przystosowane do przenoszenia sił działających na konstrukcję pokrycia w płaszczyźnie poziomej. Zatem poszczególne płyty są powiązane złączami w jednolitą konstrukcję, złącza zaś przenoszą siły rozciągania oraz siły rozwarstwiające. Poszczególne pasma pokrycia w swej płaszczyźnie są odpowiednio usztywnione dźwigarami dachowymi, podłużnymi żebrami płyt oraz

poprzecznymi żebrami płyt.

Dla potraktowanego w ten sposób pokrycia wykonanego z płyt żebrowych o wymiarach 6,00 x 1,50 m określono momenty bezwładności pokrycia jednej nawy składającego się z dwu par rozdzielonych świetlikiem. Wartości tych momentów, w zależności od szerokości pasma, podano na rysunku 3.9.



Rys.3.9. Wykres wartości momentów bezwładności pokrycia dla pasma o szerokości równej wielokrotności płyt dachowych

Przy szerokości pasma 15,0 m /rozpiętość nawy 36,00 m/ moment bezwładności osiąga dużą wartość, która wynosi 27,84 m<sup>4</sup>, a przy szerokości pasma 10,5 m /rozpiętość nawy 24,00 m/ moment bezwładności wynosi 12,0 m<sup>4</sup>.

Traktując pokrycie jak belkę podpartą słupami każdego układu poprzecznego o jednakowych charakterystykach i rozstawach tych układów, w oparciu o przedstawione linie wpływu, zwiastuje linie wpływu dla podpór środkowych /przy braku obrotu układu/ można ocenić dla jakich charakterystyk /współczynników  $\eta_T$ / układ ma cechy tarczy sztywnej.

Przyjmując jedną ze zrealizowanych hal żelbetowych o rozpiętości 24,00 m, rozstawie słupów 12,00 m, wysokości słupów 15,00 m i obciążeniu naw dwiema jednakowymi suwnicami o udźwigu 125,00 kN

otrzymano współczynnik  $\eta_T = 930$ . Dla hali opisanej w rozdziale piątym  $\eta_T = 1650$ .

Zbadane przypadki hal wykazały, że tężniki hamowne belek podsuwnicowych charakteryzuje współczynnik zawarty w przedziale  $0,2 < \eta_h < 1,0$ .

Przedstawione przypadki zmodernizowanych konstrukcji wykazują również, że w wyniku zastosowania ciągłego tężnika [3,38] uzyskano  $\eta_h = 2,32$ ;  $\eta_h = 3,50$ , a nawet  $\eta_h = 9,50$ . Zatem w obiektach modernizowanych zdarzają się rozwiązania, w których współczynnik  $\eta_h$  charakteryzujący poziomy tężnik belki podsuwnicowej jest wielokrotnie większy niż w obiektach zaprojektowanych zgodnie z normą na założone obciążenie eksploatacyjne.

Informację podaną w [49] o znaczącym wpływie ciągłego tężnika belki podsuwnicowej na uprzestrzennienie szkielestu, jeśli wysokość tężnika jest większa niż jedna czwarta rozpiętości, należy uznać za słuszną. Jak wykaza-



no na tle konstrukcji modernizowanych, nie oznacza to, aby w pewnych rozwiązaniach /np. konstrukcji modernizowanych/ nie wprowadzać do współdziałania ciągłego tężnika wtedy, gdy jego wysokość jest mniejsza od czwartej części rozpiętości.

Podłużne tężniki dachowe, zgodnie z [15], charakteryzuje współczynnik o wartościach  $\eta_t < 10$ . Jednak w halach ze specjalnie zaprojektowanymi tężnikami, jak przedstawiono to np. w [31], wartości współczynnika  $\eta_t$  mogą być znacznie większe.

W halach z ciężkim pokryciem wartości współczynnika  $\eta_t$  /przy takim samym rozstawie i wysokości słupów/ wzrastają z rozpiętością nawy /rys. 3.9/. Wartość współczynnika zawarta jest dla tych hal w szerokich granicach /od kilkaset do kilka tysięcy/.

Na podstawie konfrontacji linii wpływu reakcji podporowych /rys. 3.2, 3.3 i 3.4/ oraz zbadanych wartości współczynnika można uznać, że hale z ciężkim pokryciem mają cechy tarczy sztywnej.

Rola tarczy w rozdziale sił w szkielecie hali zostanie przedstawiona w rozdziale 5.

#### 4. GŁÓWNE UKŁADY STATYCZNE HAL

Najczęściej stosowanymi układami hal są ramownice ze słupami utwierdzonymi w fundamentach i powiązanych z rygłem w sposób przegubowy lub sztywny. Stosuje się też układy o przegubowym łączeniu słupów z fundamentami i sztywnym powiązaniu słupów z rygłem. Istnieją również rozwiązania o przegubowym powiązaniu słupa z fundamentem i rygłem. Rozwiązanie takie ma miejsce w halach wielonawowych, w których co najmniej jedna nawa w przekroju poprzecznym ma układ geometrycznie niezmienny. W halach wielonawowych wszystkie nawy mogą mieć jednakową wysokość lub też wysokość nawy może być różna. W halach wielonawowych często stosuje się różny rozstaw słupów w poszczególnych rzędach. Wynikają z tego różne rozwiązania konstrukcyjne dachu.

Hale przemysłowe charakteryzują się tym, że elementy szkieletu tworzą układ przestrzenny. W rozwiązaniach żelbetowych przestrzenność obiektu zapewnia pokrycie wykonane z ciężkich żelbetowych płyt dachowych w sposób monolityczny powiązanych z dźwigarami. Obudowa hali żelbetowej może być typu lekkiego /ściany oszkłone/ lub ciężkiego. Obudowa ciężka wykonana z żelbetowych prefabrykowanych płyt przyspawanych do słupów może być uznana jako konstrukcja usztywniająca słupy w płaszczyźnie ściany bocznej czy szczytowej. Innymi elementami uprzestrzeniającymi szkielet mogą być pomosty i belki hamowne torów podsuwnicowych.

Elementami uprzestrzeniającymi szkielet konstrukcji stalowej mogą być elementy ciężkiego pokrycia i obudowy ścian, podobnie jak w halach żelbetowych.

W halach stalowych o lekkim pokryciu i lekkiej obudowie ścian głównymi elementami uprzestrzeniającymi szkielet są stężenia połaciowe i stężenia w linii słupów. W przypadku ciężkiej obudowy hal stalowych i zastosowaniu wymienionych wyżej tężników zachodzi współdziałanie wszystkich elementów uprzestrzeniających układ.

Z powyższego przeglądu głównych układów wynika, że konstrukcję przestrzenną stanowi zespół elementów szkieletu i obudowy. Poszczególne elementy i zespoły konstrukcji współdziałają ze sobą przy przenoszeniu obciążeń eksploatacyjnych.

Ocena współdziałania poszczególnych elementów szkieletu jest, w przypadku ogólnym, zagadnieniem złożonym. Wpływ szeregu czynników jest trudny do określenia. Dla wielu jednak zrealizowanych i spotykanych w praktyce rozwiązań można z wystarczającą przybliżeniem ustalić schemat statyczny. Analogicznie postępuje się przy ustalaniu schematów statycznych przy roz-

wiązywaniu konstrukcji jako układu płaskiego.

W konkretnych przypadkach rozwiązywanej konstrukcji istotne jest zagadnienie, które jej elementy oraz czynniki mają wpływ na uprzestrzennienie szkieletu. Efekt uprzestrzennienia szkieletu zależy od charakterystyk poszczególnych elementów, z których zbudowano szkielet. Wpływ niektórych elementów można jednoznacznie określić lub ocenić na podstawie odpowiedniej analizy. Wpływ innych można określić jedynie na podstawie odpowiednich badań prowadzonych na zrealizowanych obiektach [24,27].

Omówione główne układy hal nie wyczerpują spotykanych w bogatej praktyce inżynierskiej rozwiązań. Na tym tle widać, że niniejsza praca zawiera rozważania dotyczące szczególnego przypadku hali. Jest to konstrukcja o słupach sztywno zamocowanych w fundamentach i przegubowo powiązanych z więzarami dachu. Połac dachu jest wspólna dla wszystkich naw i ma cechy tarczy sztywnej. Słupy mogą charakteryzować się dowolnymi cechami geometrycznymi. Hala może być pozbawiona usztywnień w linii słupów. Tory podsuwnicowe mogą być belkami nieciągłymi lub ciągłymi. Słupy i tory podsuwnicowe mogą mieć różne cechy fizyczne.

## 5. HALA O SŁUPACH UTWIERDZONYCH W FUNDAMENTACH I PRZEGUBOWO POŁĄCZONYCH Z WIĄZARAMI DACHU ORAZ O SZTYWNYM POKRYCIU

### 5.1. Układ ogólny hali

Rozważana tematyka dotyczy hal o dowolnej liczbie naw lecz o pokryciu znajdującym się na jednym poziomie. Konstrukcja pokrycia lub też konstrukcja pokrycia łącznie ze stężeniami spełnia tutaj rolę tarczy sztywnej.

Jako przykład hal, których pokrycie spełnia rolę tarczy sztywnej można wymienić żelbetowe prefabrykowane konstrukcje z dźwigarami kablobetonowymi, strunobetonowymi lub z dźwigarami stalowymi, na których położono ciężkie pokrycie z żelbetowych prefabrykowanych płyt.

Przeprowadzone dotychczas wstępne badania [55] wykazały, że lekkie pokrycie wykonane ze stalowych płyt fałdowych, przy ich odpowiednim mocowaniu do płatwi, charakteryzuje się znaczną sztywnością. Nie należy wykluczać, że dalsze badania wykażą i uzasadnią możliwość traktowania takiego pokrycia jak konstrukcji belkowej o dużej wysokości, a więc i znacznej sztywności. Spełnienie tego warunku spowoduje, że w wielu rozwiązaniach konstrukcyjnych przy lekkim pokryciu współczynnik  $\eta_T$  przyjmie wysoką wartość.

Wracając do ciężkiego pokrycia należy stwierdzić, że w kraju istnieje przeważająca liczba hal, zrealizowanych w okresie powojennym, o ciężkim i sztywnym pokryciu. Hale te były projektowane bez uwzględniania w obliczeniach statycznych przestrzenności ustroju. Konieczna modernizacja przemysłu zmusza często do wykonywania ponownej analizy statyczno-wytrzymałościowej. Przy zwiększonym obciążeniu hali suwnicami, uwzględnienie w tej analizie przestrzenności ustroju może pozwolić na uniknięcie kosztownego wzmocnienia konstrukcji.

Równocześnie nadal trwa produkcja płyt dachowych żelbetowych i sprężonych. Są one stosowane w rozwiązaniach indywidualnych i systemowych, jak np. w systemie "FF" i "P-70". W praktyce spotykane są indywidualne rozwiązania konstrukcji, w których wymogi eksploatacji narzucają stosowanie ciężkich pokryć. Ma to np. miejsce w różnego typu hamowniach silników. Zatem konstrukcje hal o ciężkim i monolitycznym pokryciu będą także w najbliższym okresie realizowane.

Wydawać by się mogło, że hala przemysłowa o tarczowych cechach prze-

krycia jest szczególnym przypadkiem hal mających usztywnienia pościowe o określonych sztywnościach.

W wyniku dużych wartości momentów bezwładności ciężkiego pokrycia /rys.3.9/ współczynniki  $\eta_T$  przyjmują tak wysoką wartość, że jak wykazano w rozdziale 3 można uznać, że ciężkie pokrycie ma cechy tarczy sztywnej. Jak już stwierdzono, w oparciu o badanie podane w [55], nie można wykluczyć, że cechy takie wykażą również hale z lekkim pokryciem.

Powyższe stwierdzenia uzasadniają prowadzenie rozważań dotyczących hal charakteryzujących się w płaszczyźnie pości tarczowymi cechami. Dalszym rozważaniom poddaje się ten przypadek hali.

### 5.2. Założenia przyjęte do rozważań

- górne końce słupów są na jednym poziomie połączone z konstrukcją dachu w sposób przegubowy wzajemnie nieprzesuwny;
- słupy są w sposób sztywny zamocowane w fundamentach;
- wymiary podłużne i poprzeczne słupów i związane z nimi sztywności są dowolne;
- rozstaw słupów w rzędzie oraz rozstaw rzędów jest dowolny;
- belki podsuwnicowe są połączone ze słupami w sposób przegubowy wzajemnie nieprzesuwny;
- hala może być z usztywnieniami lub bez usztywnień pionowych w kierunku podłużnym;
- belki podsuwnicowe są w poszczególnych nawach zamontowane na jednakowym poziomie;
- belki podsuwnicowe i słupy mogą być wykonane z różnych materiałów;
- belki podsuwnicowe mogą być nieciągłe lub ciągłe;
- liczba naw w hali jest dowolna;
- sztywność dachu w swej płaszczyźnie jest na tyle duża, że można ją uznać za nieskończoność wielką.

### 5.3. Hala pozbawiona usztywnień pionowych w szeregach słupów z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi

Konstrukcje stalowe hal przemysłowych były i są realizowane z zastosowaniem pionowych stężeń w każdym z podłużnych szeregów słupów. Zobowiązuje do tego odpowiedni przepis normy dawniej obowiązującej i aktualnej.

Inaczej jest w przypadku hal żelbetowych. Nie istnieje przepis zobowiązujący do stosowania takich stężeń. Dlatego realizowano i realizuje się nadal hale żelbetowe pozbawione stężeń pionowych w szeregach słupów. Stąd konieczność prowadzenia rozważań dotyczących takich rozwiązań.

### 5.3.1. Ogólne przemieszczenie konstrukcji dachu hali

Rozważany układ konstrukcyjny hali charakteryzuje się tym, że składowe poziome przemieszczenia wierzchołka dowolnego słupa są związane z ogólnym przemieszczeniem konstrukcji dachu potraktowanego jak tarcza o doskonałej sztywności.

Układ konstrukcyjny hali przedstawiono na rys. 5.1. Pod wpływem obciążenia dowolnego słupa nastąpi przemieszczenie tarczy dachu w ogólnym przypadku zgodnie z rys. 5.2.

Rzut hali /tarczy/ przedstawiony na rys. 5.2 można uznać za kształt tarczy w sensie ogólnym. Rzut hali będzie bowiem zawsze budowany z prostokątów a szczególnie z naw o różnej długości usytuowanych równolegle i ewentualnie prostopadle. Wymiary tarczy są ograniczone zewnętrznymi osiami słupów lub też zewnętrznymi osiami słupów i przerwami dylatacyjnymi. Stosując zasadę superpozycji rozważmy niezależnie przypadki przemieszczeń podane na rys. 5.2 b, c. Składowe przemieszczeń liniowych równoległych do osi współrzędnych  $\Delta x_s$  i  $\Delta y_s$  według rys. 5.2 b dotyczą wszystkich słupów hali. Przemieszczenia te nie zależą od miejsca usytuowania słupa. Składowe przemieszczeń liniowych  $\Delta y_{ik}$  i  $\Delta x_{ik}$  wybranego słupa związane z obrotem tarczy /przypadek według rys. 5.2 c/ są zależne od miejsca usytuowania słupa w hali.

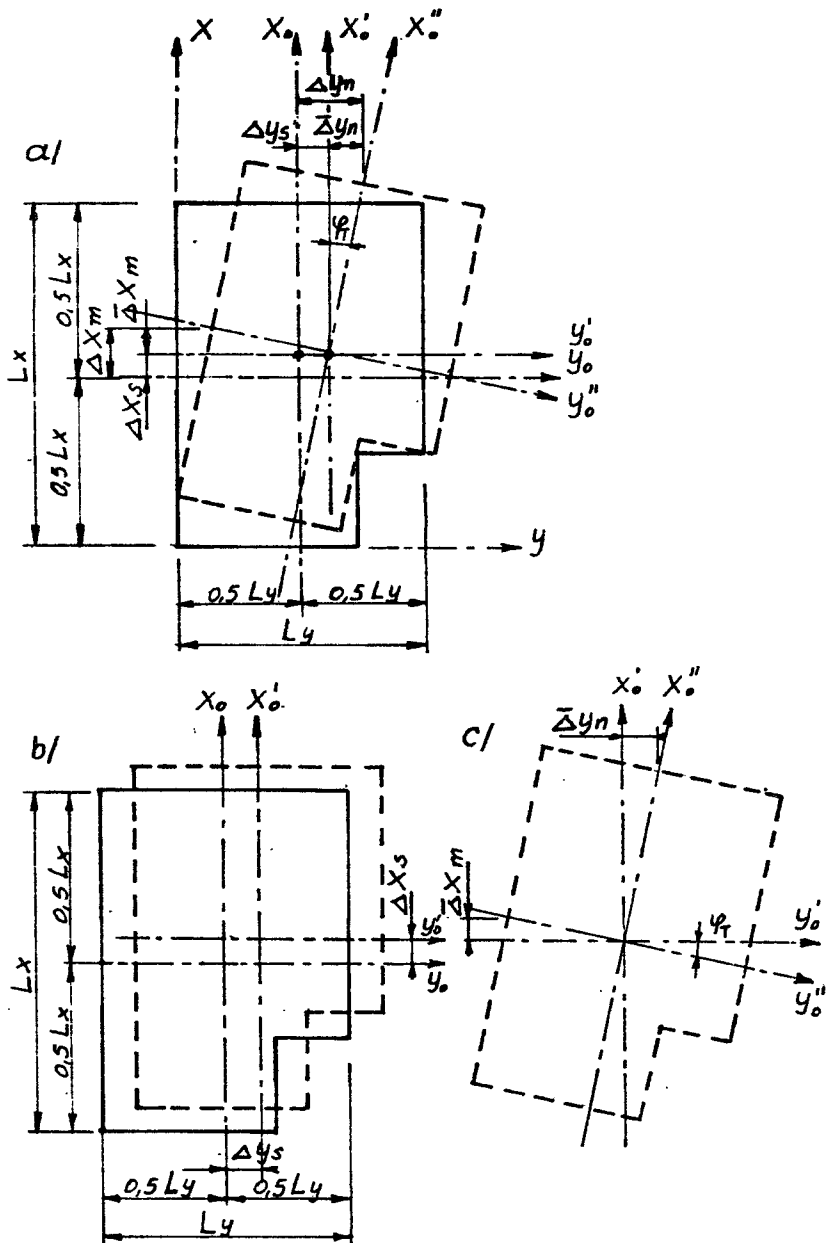
Przemieszczenie tarczy dachu pociąga za sobą przemieszczenia wierzchołków wszystkich słupów i ich odkształcenie się. Układ taki charakteryzuje się również i tym, że przemieszczenia poszczególnych rzędów słupów w kierunku podłużnej osi hali na poziomie torów podsuwnicowych są wspólne /rys. 5.19/. Z rysunków tych wynika, że szereg słupów rzędu "k" połączony prętami na poziomie torów podsuwnicowych i poziomie dachu tworzy dwupiętrową ramownicę o liczbie pręseł równej liczbie pręseł belek podsuwnicowych.

W przypadku zróżnicowanych parametrów słupów wystąpią poziome siły na poziomie dachu i torów podsuwnicowych zwane dalej niewiadomymi. Przemieszczenie tarczy dachu zostanie określone przy założeniu, że niewiadome siły  $X^T = 0$  /rys. 5.20 i 5.21/. Oznacza to, że tak obliczone przemieszczenie będzie większe od przemieszczenia rzeczywistego /z udziałem sił  $X^T$ /. W celu zbadania wpływu pominięcia sił  $X^T$  na przemieszczenie tarczy dachu w dalszej części pracy przedstawiono odpowiednią analizę. W oparciu o tę analizę można określić kryterium możliwości pominięcia wpływu poziomych sił  $X^T$  na przemieszczenie tarczy lub też ocenić przybliżenie uzyskanego wyniku.

Chcąc określić przemieszczenie tarczy dachu z uwzględnieniem niewiadomych sił działających na poziomach torów podsuwnicowych należy rozwiązać układ wielokrotnie statycznie lub geometrycznie niewyznaczalny.

Skoro stwierdzono, że istnieje możliwość oceny przybliżonego rozwiązania oraz, że pominięcie sił  $X^T$  działających na poziomie toru podsuwnicowego mało wpływa na rezultat uzyskanego wyniku przemieszczenia tarczy, celowym jest prowadzenie rozważań nad uzyskaniem wyniku przybliżonego.





Rys.5.2. Przesunięcie tarczy dachu

- a - ogólne przesunięcie
- b - przesunięcia równoległe do obu osi
- c - obrót



Wyprowadzone przy tym założeniu wzory określające przemieszczenie tarczy będą formalnie ściśle dla hal o jednolitych parametrach słupów w rzędzie oraz dla hal z dowolnymi słupami lecz z suwnicami podwieszonymi do konstrukcji dachu.

Przemieszczenie tarczy zależy od charakterystyk geometrycznych i statycznych wszystkich słupów hali. W przedstawionych rozważaniach wygodnie będzie posługiwać się współczynnikami poziomych przemieszczeń słupa "i" rzędu "k" według wzorów (2.12)

### 5.3.2. Analiza przemieszczeń słupa

W opracowaniach [6,10] przyjęto, że wszystkie reakcje toru podsuwnicowego, tzn. poziome reakcje toru działające wzdłuż rzędu słupów  $H_{ikx}$ , poziome reakcje toru działające w płaszczyźnie przekroju poprzecznego hali  $H_{iky}$ , momenty obciążające słup a wywołane pionowymi reakcjami toru  $M_{ik}$ , działają w miejscu zmiany przekroju słupa. W rzeczywistości jest inaczej. Poziome obciążenie, prostopadłe do podłużnej osi toru podsuwnicowego, działając na poziomie szyny suwnicowej zostaje przekazane na słup w miejscu połączenia górnego pasa belki ze słupem. Miejsce przyłożenia tej siły przy wysokich belkach podsuwnicowych znajduje się często w znacznej odległości od miejsca zmiany przekroju słupa. Zgodnie z [10] miejsce przyłożenia siły znajduje się w odległości od górnego końca słupa wynoszącej  $c' \cdot h$ .

Rzeczywiste miejsce przyłożenia siły znajduje się w odległości  $c'' + c' \cdot h$  / rys. 5.3/.

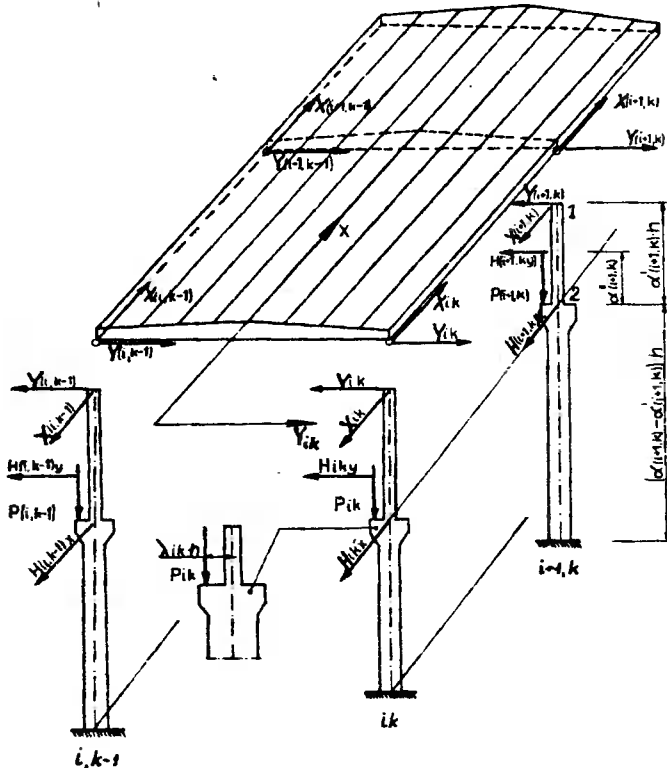
Pozostałe obciążenia, a więc siły  $H_{iky}$  oraz  $M_{ik}$  są przyłożone w miejscu pionowego oparcia belki na słupie, czyli w miejscu zmiany przekroju słupa. Układ sił obciążających słup a wywołanych reakcjami toru podsuwnicowego podano na rys. 5.3.

Z powyższych wywodów wynika konieczność przeprowadzenia analizy i zbadania czy słusznym jest lub też czy istnieje możliwość przyjęcia miejsca przyłożenia wszystkich sił w miejscu zmiany przekroju słupa. Dla przeprowadzenia tej analizy należy zbadać zmianę współczynników poziomych przemieszczeń w zależności od zmiany miejsca przyłożenia siły.

Oznaczenie i znaczenie współczynników określonych wzorami (2.12) pozostawia się bez zmian. Zastosowane dodatkowe współczynniki są związane z miejscem przyłożenia siły  $H_{iky}$  oraz z siłą działającą w tym punkcie. Znaczenie tych współczynników przedstawia się następująco:

- $V_{Hik}^{II}$  - dla przemieszczenia słupa w miejscu działania  $H_{iky}$  wywołanego jednostkową siłą poziomą działającą w punkcie 1;
- $V_{Hik}^{III}$  - dla przemieszczenia słupa w miejscu działania siły  $H_{iky}$  wywołanego jednostkową siłą działającą w miejscu działania siły  $H_{iky}$ ;

$V_{H_{ik}}^I$  - dla przemieszczenia słupa w miejscu działania siły  $H_{ik}$  wywołanego jednostkową pionową siłą przyłożoną w miejscu zmiany przekroju słupa /punkt 2/.



Rys.5.3. Schemat przestrzennej hali i układ sił zewnętrznych i niewiadomych obciążających słupy i tarczę

Zespół współczynników poziomych przemieszczeń słupa przedstawia się następująco:

$$V_{ik}^I = \frac{1}{\beta_{ik}} \left[ \alpha_{ik}^3 + \frac{\beta_{ik}}{\beta'_{ik}} \alpha_{ik}^3 - \alpha_{ik}^3 \right] \quad (5.1 a)$$

$$V_{ik}^{II} = \frac{1}{\beta_{ik}} \left[ \alpha_{ik}^3 - 1,5 \alpha_{ik}^2 - \alpha_{ik} + 0,5 \alpha_{ik}^3 \right] \quad (5.1 b)$$

$$v_{H ik}^{II} = \frac{1}{\beta_{ik}} \left[ \alpha_{ik}^3 - 1,5 \alpha_{ik}^2 \alpha'_{ik} + 0,5 \alpha_{ik}^3 + \right. \\ \left. + 1,5 \alpha''_{ik} / \alpha_{ik}^2 - \alpha_{ik}^2 \right] + \frac{1}{\beta_{ik}} / 1,5 \alpha'_{ik} - 0,5 \alpha''_{ik} / \alpha_{ik}^2 \quad (5.1 c)$$

$$v_{ik}^{III} = \frac{1}{\beta_{ik}} / \alpha_{ik} - \alpha'_{ik} / \alpha_{ik}^3 \quad (5.1 d)$$

$$v_{H ik}^{III} = \frac{1}{\beta_{ik}} \left[ / \alpha_{ik} - \alpha'_{ik} + \alpha''_{ik} / \alpha_{ik}^3 - \alpha_{ik}^3 \right] + \frac{1}{\beta_{ik}} \alpha_{ik}^3 \quad (5.1 e)$$

$$v_{ik}^{IV} = \frac{1}{\beta_{ik}} / \alpha_{ik}^2 - \alpha_{ik}^2 / 1,5 \lambda_{ik} \quad (5.1 f)$$

$$v_{ik}^V = \frac{1}{\beta_{ik}} / \alpha_{ik} - \alpha_{ik}^2 / 1,5 \lambda_{ik} \quad (5.1 g)$$

$$v_{H ik}^V = \frac{1}{\beta_{ik}} \left[ / \alpha_{ik} - \alpha'_{ik} + \alpha''_{ik} / \alpha_{ik}^2 - \alpha_{ik}^2 \right] 1,5 \lambda_{ik} \quad (5.1 h)$$

Przyjęcie  $\alpha''_{ik} = 0$  oznacza, że wszystkie reakcje toru podsuwnicowego działają w miejscu zmiany przekroju, wtedy wartości poziomych współczynników przemieszczeń określone są wzorami (2.12).

Dla dalszej analizy współczynników przemieszczeń przyjęto oznaczenie

$$a_1 = \frac{\alpha'}{\alpha} \quad (5.2)$$

$$\alpha_H'' = \frac{\alpha''}{\alpha'} \quad (5.3)$$

Stosując wyrażenia (5.2) i (5.3) wzory (5.1 c, e i h) przedstawiono w postaci

$$V_H^{II} = \frac{\alpha^3}{\beta} \left[ 1 - 1,5 a_1 + 0,5 a_1^3 + /1 - a_1^2 / \cdot 1,5 a_1 \cdot \alpha_H'' + \right. \\ \left. + \frac{\beta}{\beta^2} /1,5 a_1 - 0,5 a_1 \alpha_H'' / \cdot a_1^2 \cdot \alpha_H''^2 \right] \quad (5.4)$$

$$V_H^{III} = \frac{\alpha^3}{\beta} \left[ /1 - a_1 + a_1 \alpha_H'' /^3 - a_1^3 \alpha_H''^3 + \frac{\beta}{\beta^2} a_1^3 \alpha_H''^3 \right] \quad (5.5)$$

$$V_H^V = \frac{\alpha^2}{\beta} \left[ /1 - a_1 + a_1 \alpha_H'' /^2 - a_1^2 \alpha_H''^2 \right] 1,5 \lambda \quad (5.6)$$

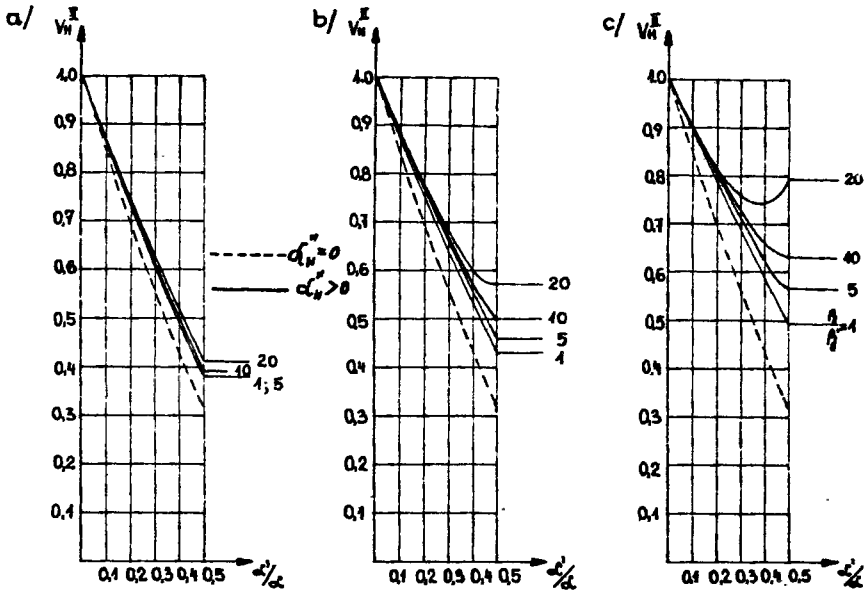
Prowadząc analizę wpływu miejsca przyłożenia siły  $H_y$  na przemieszczenie charakterystycznych punktów słupa należy przyjąć  $\alpha = 1$  i  $\beta = 1$ , gdyż analiza dotyczy wybranego z hali słupa.

Wartości funkcji (5.4) dla  $\alpha_H'' = 0,0$ ;  $\alpha_H'' = 0,10$ ;  $\alpha_H'' = 0,20$  i  $\alpha_H'' = 0,30$  przedstawiono na rys. 5.4. Wartości funkcji (5.5) podano na rys. 5.5, a wartości funkcji (5.6) na rys. 5.6. Linia przerywaną na wykresach naniesiono wartości funkcji dla  $\alpha_H'' = 0$ , czyli są to wartości przyjmowane według [10]. Z wykresów wynika, że tylko w stosunkowo wąskim zakresie można przyjąć wartość parametru  $\alpha_H'' = 0$ . Dla łatwiejszej oceny przyjętego w [6 i 10] przybliżenia wykonano wykresy stosunku powyższych funkcji do wartości tych funkcji przy  $\alpha_H'' = 0$ .

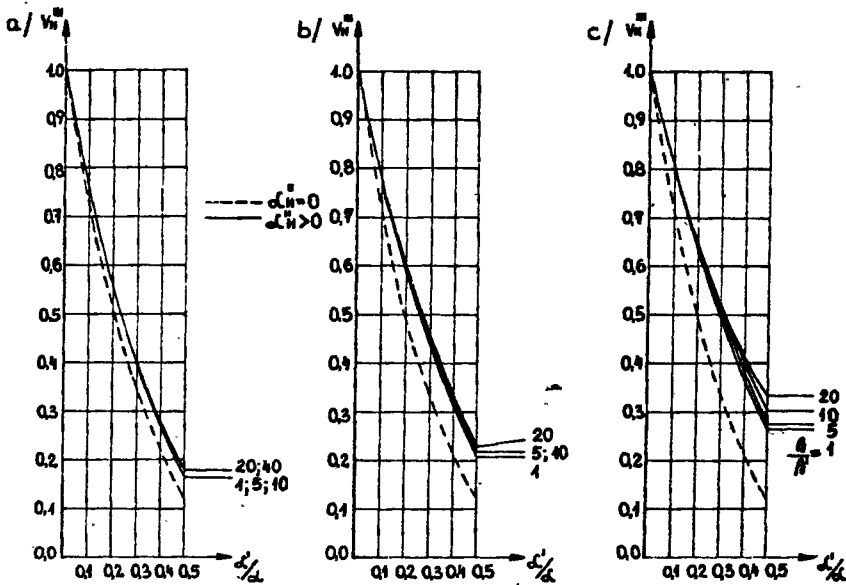
Wykresy stosunku wartości funkcji  $V_H^{II} : V_H^{II} / \alpha_H'' = 0 /$  podano na rys. 5.7, stosunku wartości funkcji  $V_H^{III} : V_H^{III} / \alpha_H'' = 0 /$  na rys. 5.8, a stosunku wartości funkcji  $V_H^V : V_H^V / \alpha_H'' = 0 /$  na rys. 5.9.

Wykresy te ocenia się w sposób następujący:

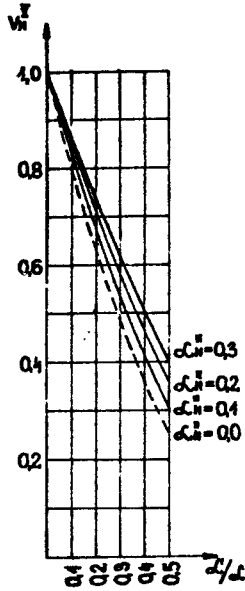
- analizowane funkcje  $V_H^{II}$ ,  $V_H^{III}$  i  $V_H^V$  można przyjmować w wersji uproszczonej przy  $\alpha_H'' = 0$  jedynie dla małych wartości  $\alpha' : \alpha$ ;  $/\alpha' : \alpha = 0,10 /$
- ze wzrostem parametru  $\alpha_H''$  uproszczenie jest możliwe jednak stosunek  $\alpha' : \alpha$  musi być tym mniejszy i tym mniejszy musi być stosunek  $\beta : \beta'$ ;
- przy wartości parametru  $\alpha_H'' = 0,30$ , przy  $\alpha' : \alpha = 0,5$  i przy  $\beta : \beta' = 10$  współczynnik przemieszczenia  $V_H^{II}$  jest 2,02 razy większy od współczynnika obliczonego według wzorów (2.12);
- rozwiązanie według [6 i 10] jest słuszne tylko w wąskim zakresie przypadków rozwiązań hal.



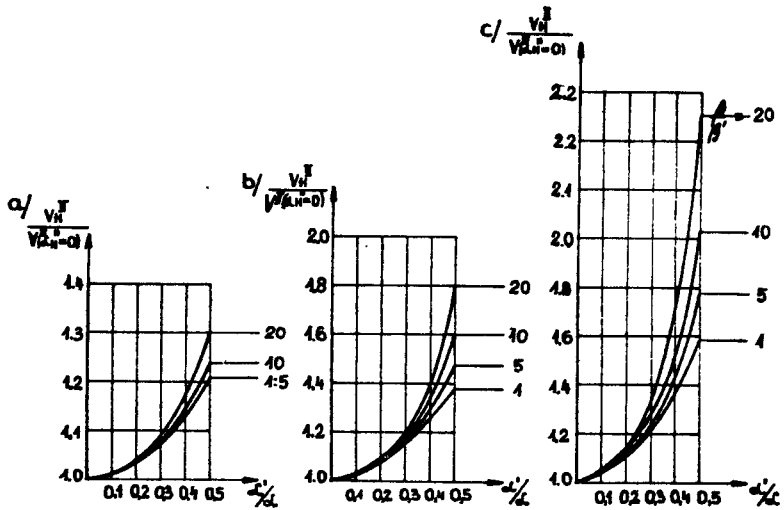
Rys.5.4. Wykresy współczynnika poziomych przemieszczeń słupa  $V_H^{II}$  wykonane dla  $\alpha = \beta = 1,0$ ; a - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 10$ , b - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 20$ , c - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 30$



Rys.5.5. Wykresy współczynnika poziomych przemieszczeń słupa  $V_H^{III}$  wykonane dla  $\alpha = \beta = 1,0$ ; a - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 10$ , b - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 20$ , c - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0, 30$



Rys.5.6. Wykresy współczynnika poziomych przemieszczeń słupa  $V_H^V$  wykonane dla  $\alpha = \beta = 1,0$

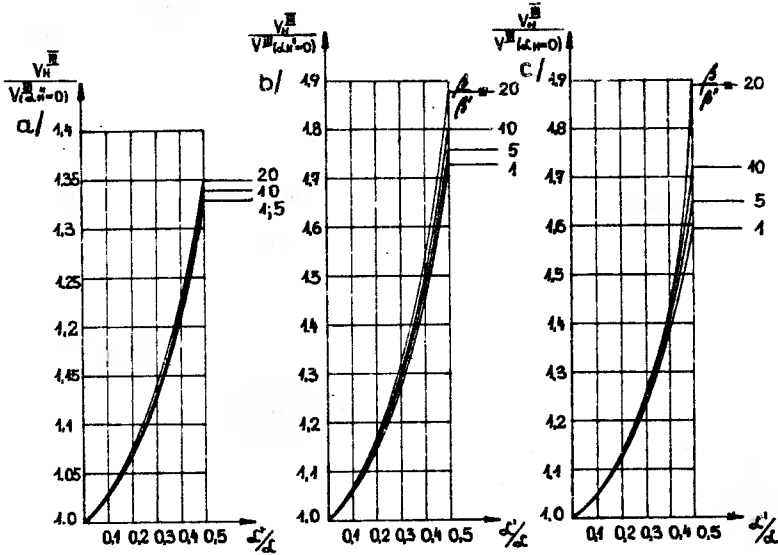


Rys.5.7. Wykresy stosunku współczynników poziomych przemieszczeń

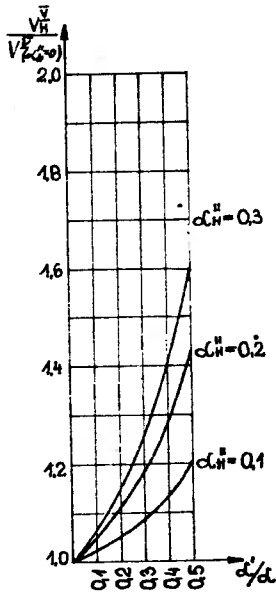
$$V_H^{II} : V_H^I / \alpha_H'' = 0 / ;$$

a - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,10$ ,

b - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,20$ , c - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,30$



Rys.5.8. Wykresy stosunku współczynników poziomych przemieszczeń  $V_H^{\text{III}} : V_H^{\text{III}} / \alpha_H'' = 0/$  ; a - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,10$  , b - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,20$  , c - wykresy dla  $\alpha_H'' = 0,30$



Rys.5.9. Wykresy stosunku współczynników  $V_H^{\text{V}} : V_H^{\text{V}} / \alpha_H'' = 0/$

### 5.3.3. Niewiadome siły $X_{1k}$ , $Y_{1k}$ działające na tarczę

Rozważania zostaną przeprowadzone w oparciu o rys. 5.3, na którym podano tylko te zewnętrzne siły obciążające, które wywołują przyjęte za dodatnie przemieszczenie słupa.

Przyjmując rozwiązanie przybliżone polegające na pominięciu wpływu niewiadomych sił działających na poziomie torów podsuwnicowych na przemieszczenie tarczy, w przypadku ogólnego przemieszczenia tarczy, zagadnienie jest trzykrotnie geometrycznie niewyznaczalne. Na tej podstawie przemieszczenia wierzchołka słupa "1k" można określić równaniami

$$\delta_{1ky}^W = \frac{Y_{1k} \cdot h^3}{3 E J} v_{1ky}^I + \frac{H_{1ky} \cdot h^3}{3 E J} v_{1ky}^{II} + \frac{P_{1k} \cdot h^3}{3 E J} v_{1k}^{IV} \quad (5.7)$$

$$\delta_{1kx}^W = \frac{X_{1k} \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^I + \frac{H_{1kx} \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^{II} \quad (5.8)$$

Po wprowadzeniu oznaczeń

$$\Delta y_{1k} = \frac{3 E J}{h^3} \delta_{1ky}^W \quad (5.9)$$

$$\Delta x_{1k} = \frac{3 E J}{h^3} \delta_{1kx}^W$$

otrzymamy

$$\Delta y_{1k} = Y_{1k} \cdot v_{1ky}^I + H_{1ky} \cdot v_{1ky}^{II} + P_{1k} \cdot v_{1k}^{IV} \quad (5.10)$$

$$\Delta x_{1k} = X_{1k} \cdot v_{1kx}^I + H_{1kx} \cdot v_{1kx}^{II} \quad (5.11)$$

Po przekształceniach ostatnich równań określimy niewiadome siły jako funkcje przemieszczeń oraz znanych sił zewnętrznych

$$Y_{1k} = \frac{1}{v_{1ky}^I} \Delta y_{1k} - \frac{v_{1ky}^{II}}{v_{1ky}^I} H_{1ky} - \frac{v_{1k}^{IV}}{v_{1k}^I} P_{1k} \quad (5.12)$$

$$X_{1k} = \frac{1}{v_{1kx}^I} \Delta x_{1k} - \frac{v_{1kx}^{II}}{v_{1kx}^I} H_{1kx} \quad (5.13)$$



Trzy składowe przemieszczeń liniowych  $\Delta x_s$ ,  $\Delta y_s$ ,  $\bar{\Delta} x_m$  lub  $\bar{\Delta} y_n$  można wyznaczyć na podstawie trzech warunków równowagi tarczy.

W hali o dowolnym kształcie rzutu według rys. 5.2 może istnieć przykładowe rozmieszczenie słupów podane na rys. 5.10. Podane na rys. 5.10 w osiach siatki prostokąty oznaczają miejsca usytuowania słupów. Krzyżykami oznaczono miejsca siatki pozbawione słupów. Z rysunku łatwo odczytać, że hala o różnej długości naw i różnym rozstawieniu słupów w poszczególnych nawach została sprowadzona do pełnej siatki prostokątnej, a tarcza otrzymała kształt prostokąta.

Każdy dowolny układ słupów da się sprowadzić do pełnej siatki prostokątnej zgodnie z wyżej podanym schematem. Początek układu współrzędnych  $x_0$ ,  $y_0$  wygodnie jest przyjąć w geometrycznym środku prostokąta /tarczy/.

Siły niewiadome  $Y_{ik}$ ,  $X_{ik}$  obciążające tarczę w układzie rzeczywistym będą identyczne jak w układzie sprowadzonym, jeśli tylko przyjąć, że współczynniki poziomych przemieszczeń wierzchołka słupów  $V_{ik}$  w miejscach braku słupów będą równe nieskończoności.

Jest to równoznaczne z przyjęciem, że dla tych oczek moment bezwładności słupa równa się zero lub też  $\beta_{ik} = 0$ .

Warunki równowagi tarczy zapiszemy następująco:

Suma sił równoległych do osi  $x_0$

$$\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m X_{ik} = 0 \quad (5.14)$$

Suma sił równoległych do osi  $y_0$

$$\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m Y_{ik} = 0 \quad (5.15)$$

Suma momentów wszystkich sił obliczona względem środka tarczy prostokątnej

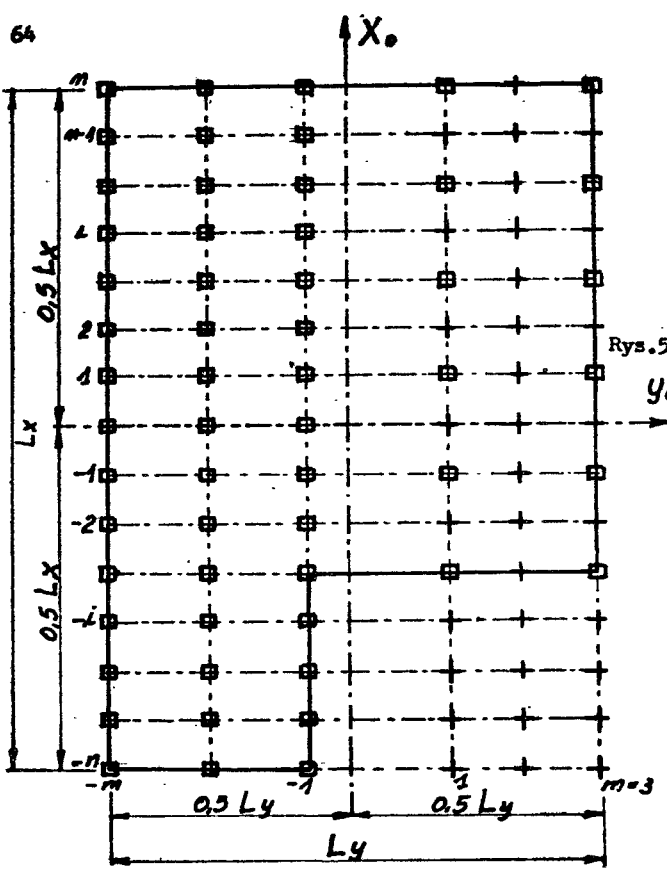
$$\sum M_0 = 0 \quad (5.16)$$

W oparciu o uzasadnienie siatki podanej na rys. 5.10 do dalszych rozwiązań przyjęto ogólną siatkę słupów opisaną na rys. 5.11.

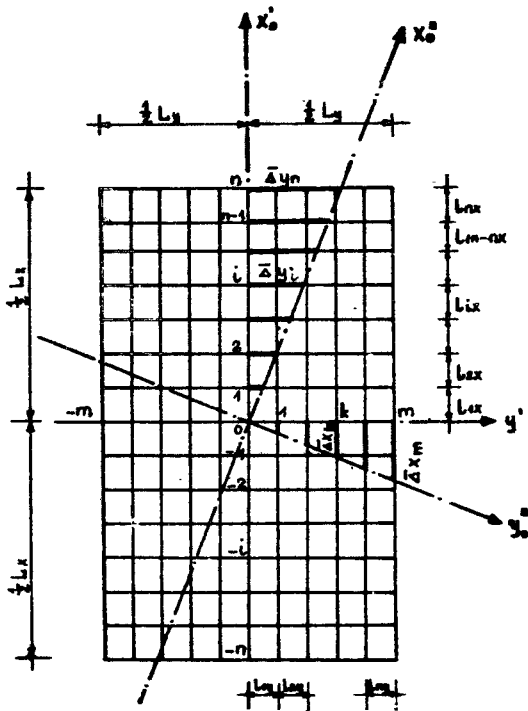
Zależności geometryczne zgodnie z rys. 5.2 i 5.11 przedstawiają się następująco:

$$\Delta y_{ik} = \Delta y_s + \bar{\Delta} y_{ik} \quad (5.17)$$

$$\Delta x_{ik} = \Delta x_s - \bar{\Delta} x_{ik} \quad (5.18)$$



Rys.5.10. Dowolna siatka słupów sprowadzona do siatki prostokątnej



Rys.5.11. Przesunięcia siatki słupów wywołane obrotem tarczy

$$\bar{\Delta} y_n = \bar{\Delta} y_{-n} \quad (5.19)$$

$$\bar{\Delta} x_m = \bar{\Delta} x_{-m} \quad (5.20)$$

$$\frac{\bar{\Delta} y_n}{L_x} = \frac{\bar{\Delta} x_m}{L_y} \quad (5.21)$$

$$\frac{\bar{\Delta} y_1}{l_{1x}} = \frac{\bar{\Delta} y_2}{l_{1x} + l_{2x}} = \dots = \frac{\Delta y_i}{\sum_1^i l_{ix}} = \dots = \frac{\bar{\Delta} y_n}{\sum_1^n l_{ix}} \quad (5.22)$$

$$\frac{\bar{\Delta} x_1}{l_{1y}} = \dots = \frac{\bar{\Delta} x_k}{\sum_1^k l_{ky}} = \dots = \frac{\bar{\Delta} x_m}{\sum_1^m l_{ky}} \quad (5.23)$$

$$\sum_1^n l_{ix} = \frac{1}{2} L_x = \frac{1}{2} L_y \cdot \frac{\bar{\Delta} y}{\Delta x} \quad (5.24)$$

$$\sum_1^m l_{ky} = \frac{1}{2} L_y$$

Po podstawieniu (5.21) do równań (5.22) otrzymano

$$\bar{\Delta} y_i = \frac{\sum_1^i l_{ix}}{0,5 L_y} \bar{\Delta} x_m \quad (5.25)$$

Analogicznie z równań (5.23) mamy

$$\bar{\Delta} x_k = \frac{\sum_1^k l_{ky}}{0,5 L_y} \bar{\Delta} x_m \quad (5.26)$$

Wstawiając do (5.14) wyrażenia (5.15), (5.18) i (5.26) otrzymamy

$$\sum_{-n}^n \left\{ \sum_{-1}^{-m} \frac{1}{v_{ikx}^i} \left[ \Delta x_s + \frac{1}{0,5 L_y} \left( \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right) \bar{\Delta} x_m \right] + \right.$$

$$\begin{aligned}
 & + \sum_1^m \frac{1}{V_{ikx}^I} \left[ \Delta x_s - \frac{1}{0,5 L_y} \left( \sum_1^k l_{ky} \right) \bar{\Delta} x_m \right] + \\
 & - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{V_{ikx}^{II}}{V_{ikx}^I} H_{ikx} \right) = 0 \quad (5.27)
 \end{aligned}$$

Wstawiając do (5.15) wyrażenia (5.12), (5.17) i (5.25) otrzymamy

$$\begin{aligned}
 & \sum_{-m}^m \left\{ \sum_1^n \frac{1}{V_{iky}^I} \left[ \Delta y_s + \frac{1}{0,5 L_y} \left( \sum_1^i l_{ix} \right) \bar{\Delta} x_m \right] + \right. \\
 & \left. + \sum_{-1}^{-n} \frac{1}{V_{iky}^I} \left[ \Delta y_s - \frac{1}{0,5 L_y} \left( \sum_{-1}^{-i} l_{ix} \right) \bar{\Delta} x_m \right] \right\} + \\
 & - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{V_{iky}^{II}}{V_{iky}^I} H_{iky} \right) - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{V_{iky}^{IV}}{V_{iky}^I} P_{ik} \right) = 0 \quad (5.28)
 \end{aligned}$$

Uwzględniając lewe strony wyrażeń (5.12) i (5.13) równanie (5.16) zapiszemy następująco:

$$\begin{aligned}
 & \sum_{-m}^m \sum_1^n \left[ Y_{ik} \sum_1^i l_{ix} \right] - \sum_{-m}^m \sum_{-1}^{-n} \left[ Y_{ik} \sum_1^{-i} l_{ix} \right] + \\
 & + \sum_{-n}^n \sum_{-1}^{-m} \left[ X_{ik} \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right] - \sum_{-n}^n \sum_1^m \left[ X_{ik} \sum_1^k l_{ky} \right] = 0 \quad (5.29)
 \end{aligned}$$

W równaniu (5.29) jako dodatnie przyjęto momenty prawoskrętne.

W dalszym ciągu do (5.29) wstawiamy wyrażenia (5.12), (5.13), (5.17), (5.18), (5.25), (5.26). Po wykonaniu działań równania (5.27), (5.28) i (5.29) zawierające trzy nieznanne wielkości oznaczające spowodowane przemieszczenia  $\Delta x_s$ ,  $\Delta y_s$ ,  $\bar{\Delta} x_m$  przedstawiają się następująco:

$$\begin{aligned}
 & \Delta x_s \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \frac{1}{V_{ikx}^I} + \bar{\Delta} x_m \frac{1}{0,5 L_y} \sum_{-n}^n \left\{ \sum_1^m \left[ \frac{1}{V_{ikx}^I} \sum_1^k l_{ky} \right] + \right. \\
 & \left. - \sum_{-1}^{-m} \left[ \frac{1}{V_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right] \right\} - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{V_{ikx}^{II}}{V_{ikx}^I} H_{ikx} \right) = 0 \quad (5.30)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \Delta y_s \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \frac{1}{v_{iky}^I} + \bar{\Delta} x_m \frac{1}{0,5 L_y} \sum_{-m}^m \left\{ \sum_1^n \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_1^i l_{ix} \right] + \right. \\
& - \left. \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_1^i l_{ix} \right] \right\} - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{Hiky}^{II}}{v_{iky}^I} H_{iky} \right) + \\
& - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} P_{ik} \right) = 0 \tag{5.31}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \Delta y_s \sum_{-n}^m \left\{ \sum_1^n \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_1^i l_{ix} \right] - \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} l_{ix} \right] \right\} + \\
& + \Delta x_s \sum_{-n}^n \left\{ \sum_{-1}^{-m} \left[ \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right] - \sum_1^m \left[ \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_1^k l_{ky} \right] \right\} + \\
& + \bar{\Delta} x_m \frac{1}{0,5 L_y} \left\{ \sum_{-m}^m \sum_{-n}^n \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \left( \sum_{-1}^i l_{ix} \right)^2 \right] + \right. \\
& + \left. \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left[ \frac{1}{v_{ikx}^I} \left( \sum_{-k}^k l_{ky} \right)^2 \right] \right\} - \sum_{-m}^m \left\{ \sum_1^n \left[ \frac{v_{Hiky}^{II}}{v_{iky}^I} \sum_1^i (l_{ix} \cdot H_{iky}) \right] + \right. \\
& + \sum_1^n \left[ \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \sum_1^i (l_{ix} \cdot P_{ik}) \right] - \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{v_{Hiky}^{II}}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} (l_{ix} \cdot H_{iky}) \right] + \\
& - \left. \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} (l_{ix} \cdot P_{ik}) \right] \right\} + \\
& - \sum_{-n}^n \left\{ \sum_{-1}^{-m} \left[ \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} (l_{ky} \cdot H_{ikx}) \right] - \sum_1^m \left[ \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \sum_1^k (l_{ky} \cdot H_{ikx}) \right] \right\} = \\
& = 0 \tag{5.32}
\end{aligned}$$

Wprowadzając oznaczenia upraszczające

$$\begin{aligned}
 F_{11} &= \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{1}{v_{ikx}^I} \right) \\
 F_{13} &= \frac{1}{0,5 L_y} \sum_{-n}^n \left[ \sum_1^m \left( \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_1^k l_{ky} \right) - \sum_{-1}^{-m} \left( \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right) \right] \\
 F_{22} &= \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \right) \\
 F_{23} &= \frac{1}{0,5 L_y} \sum_{-m}^m \left[ \sum_1^n \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_1^i l_{ix} \right) - \sum_{-1}^{-n} \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} l_{ix} \right) \right] \\
 F_{31} &= \sum_{-n}^n \left[ \sum_{-1}^{-m} \left( \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} l_{ky} \right) - \sum_1^m \left( \frac{1}{v_{ikx}^I} \sum_1^k l_{ky} \right) \right] \\
 F_{32} &= \sum_{-m}^m \left[ \sum_1^n \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_1^i l_{ix} \right) - \sum_{-1}^{-n} \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} l_{ix} \right) \right] \\
 F_{33} &= \frac{1}{0,5 L_y} \left\{ \sum_{-m}^m \sum_{-n}^n \left[ \frac{1}{v_{iky}^I} \left( \sum_{-1}^{-i} l_{ix} \right)^2 \right] + \right. \\
 &\quad \left. + \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left[ \frac{1}{v_{ikx}^I} \left( \sum_{-k}^{-k} l_{ky} \right)^2 \right] \right\} \quad (5.33) \\
 F_{10} &= - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} H_{ikx} \right) \\
 F_{20} &= - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{iky}^{II}}{v_{iky}^I} H_{iky} \right) - \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} p_{ik} \right) \\
 F_{30} &= - \sum_{-m}^m \left\{ \sum_1^n \left[ \frac{v_{iky}^{II}}{v_{iky}^I} \sum_1^i (l_{ix} \cdot H_{iky}) \right] + \sum_1^n \left[ \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \sum_1^i (l_{ix} \cdot p_{ik}) \right] + \right. \\
 &\quad - \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{v_{iky}^{II}}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} (l_{ix} \cdot H_{iky}) \right] - \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-i} (l_{ix} \cdot p_{ik}) \right] \left. \right\} + \\
 &\quad - \sum_{-n}^n \left\{ \sum_{-1}^{-m} \left[ \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^{-k} (l_{ky} \cdot H_{ikx}) \right] - \sum_1^m \left[ \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \sum_1^k (l_{ky} \cdot H_{ikx}) \right] \right\}
 \end{aligned}$$

układ równań (5.30), (5.31) i (5.32) przyjmuje postać

$$\begin{aligned} F_{11} \cdot \Delta x_s + F_{13} \cdot \bar{\Delta} x_m + F_{10} &= 0 \\ F_{22} \cdot \Delta y_s + F_{23} \cdot \bar{\Delta} x_m + F_{20} &= 0 \\ F_{31} \cdot \Delta x_s + F_{32} \cdot \Delta y_s + F_{33} \cdot \bar{\Delta} x_m + F_{30} &= 0 \end{aligned} \quad (5.34)$$

Po rozwiązaniu równań (5.34) otrzymano

$$\begin{aligned} \bar{\Delta} x_m &= F'_{11} \cdot F_{10} + F'_{12} \cdot F_{20} + F'_{13} \cdot F_{30} \\ \Delta x_s &= F'_{21} \cdot F_{10} + F'_{22} \cdot F_{20} + F'_{23} \cdot F_{30} \\ \Delta y_s &= F'_{31} \cdot F_{10} + F'_{32} \cdot F_{20} + F'_{33} \cdot F_{30} \end{aligned} \quad (5.35)$$

gdzie:

$$\begin{aligned} F'_{11} &= \frac{1}{F} \cdot F_{22} \cdot F_{31} \\ F'_{12} &= \frac{1}{F} \cdot F_{11} \cdot F_{32} \\ F'_{13} &= -\frac{1}{F} \cdot F_{11} \cdot F_{22} \\ F'_{21} &= \frac{1}{F} / F_{23} \cdot F_{32} - F_{22} \cdot F_{33} / \\ F'_{22} &= -\frac{1}{F} \cdot F_{13} \cdot F_{32} \\ F'_{23} &= \frac{1}{F} \cdot F_{13} \cdot F_{22} \\ F'_{31} &= -\frac{1}{F} \cdot F_{23} \cdot F_{31} \\ F'_{32} &= \frac{1}{F} / F_{13} \cdot F_{31} - F_{11} \cdot F_{33} / \\ F'_{33} &= \frac{1}{F} \cdot F_{11} \cdot F_{23} \\ F &= F_{11} \cdot F_{22} \cdot F_{33} - F_{13} \cdot F_{31} \cdot F_{22} - F_{11} \cdot F_{23} \cdot F_{32} \end{aligned} \quad (5.36)$$

W praktyce istnieją często rozwiązania hal symetryczne względem jednej lub obu osi. W ogromnej liczbie przypadków rozwiązań inżynierskich spotyka się układy symetryczne względem osi  $y$ . Należy rozumieć, że układ sy-

metryczny względem danej osi to taki układ, którego rozstaw słupów lub rozstaw rzędów słupów jest symetryczny oraz symetrycznie rozłożone są wartości współczynników poziomych przemieszczeń wierzchołków słupów.

Przyjmując, że układ hali jest symetryczny względem obu osi równania (5.35) przyjmą postać

$$\Delta x_s = -\frac{1}{F_{11}} F_{10}$$

$$\Delta y_s = -\frac{1}{F_{22}} F_{20} \quad (5.37)$$

$$\bar{\Delta} x_m = -\frac{1}{F_{33}} F_{30}$$

lub też

$$\Delta x_s = \frac{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{1kx}^{II}}{v_{1kx}^I} H_{1kx} \right)}{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{1}{v_{1kx}^I} \right)}$$

$$\Delta y_s = \frac{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( -\frac{v_{1ky}^{II}}{v_{1ky}^I} H_{1ky} \right) + \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{1ky}^{IV}}{v_{1ky}^I} P_{1k} \right)}{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{1}{v_{1ky}^I} \right)} \quad (5.38)$$

$$\bar{\Delta} x_m = \frac{0,5 L_y}{\sum_{-m}^m \sum_{-n}^n \left[ \frac{1}{v_{1ky}^I} \left( \sum_{-1}^1 l_{1x} \right)^2 \right] + \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left[ \frac{1}{v_{1kx}^I} \left( \sum_{-k}^k l_{1y} \right)^2 \right]} \cdot \left\{ \sum_{-m}^m \left[ \sum_1^n \frac{v_{1ky}^{II}}{v_{1ky}^I} \sum_1^1 \left( l_{1x} \cdot H_{1ky} \right) + \sum_1^n \frac{v_{1ky}^{IV}}{v_{1ky}^I} \sum_1^1 \left( l_{1x} \cdot P_{1k} \right) \right] + \right.$$

$$\left. - \sum_{-1}^{-n} \frac{v_{1ky}^{II}}{v_{1ky}^I} \sum_{-1}^{-1} \left( l_{1x} \cdot H_{1ky} \right) - \sum_{-1}^{-n} \frac{v_{1ky}^{IV}}{v_{1ky}^I} \sum_{-1}^{-1} \left( l_{1x} \cdot P_{1k} \right) \right\}$$



$$- \sum_{-n}^n \left[ \sum_{-1}^m \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \cdot \sum_{-1}^{-k} (l_{ky} \cdot H_{ikx}) - \sum_{-1}^m \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} \sum_{-1}^k (l_{kx} \cdot H_{ikx}) \right]$$

W rozwiązaniu konstrukcyjnym hali, gdy istnieją usztywnienia pionowe w szeregach słupów mamy

$$\Delta x_s = \bar{\Delta} x_m = 0$$

$$\Delta y_s = \frac{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{iky}^{II}}{v_{iky}^I} H_{iky} \right) + \sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} P_{ik} \right)}{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \left( \frac{1}{v_{iky}^I} \right)} \quad (5.39)$$

W przypadku hali symetrycznej względem osi  $y$  /bez usztywnień podłużnych/ mamy

$$\begin{aligned} \bar{\Delta} x_m &= F'_{11} \cdot F_{10} + F'_{13} \cdot F_{30} \\ \Delta x_s &= F'_{21} \cdot F_{10} + F'_{23} \cdot F_{30} \\ \Delta y_s &= F'_{32} \cdot F_{20} \end{aligned} \quad (5.40)$$

W przypadku hali symetrycznej względem osi  $x$

$$\begin{aligned} \bar{\Delta} x_m &= F'_{12} \cdot F_{20} + F'_{13} \cdot F_{30} \\ \Delta x_s &= F'_{21} \cdot F_{10} \\ \Delta y_s &= F'_{32} \cdot F_{20} + F'_{33} \cdot F_{30} \end{aligned} \quad (5.41)$$

Wyrażenia  $F_{11}$ ,  $F_{12}$ , ...,  $F_{23}$ ,  $F_{33}$  są wartościami stałymi dla przyjętych charakterystyk geometrycznych układu konstrukcyjnego hali.

Funkcje  $F_{10}$ ,  $F_{20}$ ,  $F_{30}$  są zależne od miejsca i wartości obciążenia układu konstrukcyjnego hali.

Po określeniu sprowadzonych wartości przemieszczeń  $\Delta x_s$ ,  $\Delta y_s$  i  $\bar{\Delta} x_m$  można określić ze wzorów (5.12) i (5.13) siły niewiadome  $X_{ik}$  i  $Y_{ik}$ .

Przedstawione rozwiązanie zawiera podane w sposób ogólny charakterystyki geometryczne układu konstrukcyjnego hali oraz obciążenia mostami suwnicowymi. Najogólniejszy też przypadek da się rozwiązać dla każdego lecz ustalonego obciążenia hali mostami suwnicowymi. Nie jest tutaj możliwy wybór takiego ustawienia mostów suwnicowych w hali, który wywołuje maksymalne przemieszczenie tarczy. Brak jest kryteriów umożliwiających określenia wa-

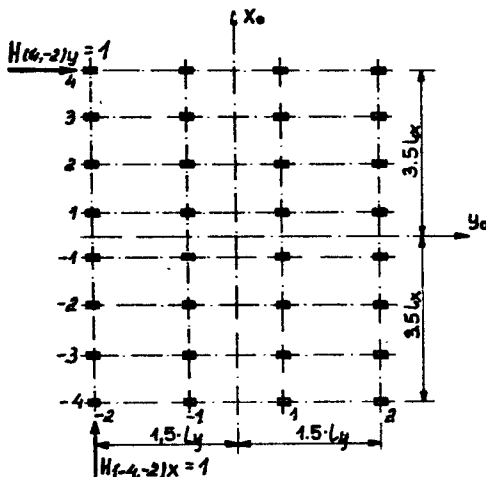
runków miejsca przyłożenia ruchomego obciążenia mostami suwnicowymi.

Przedstawiona metoda pozwala określić w sposób prosty i szybko prowadzący do celu ogólne przemieszczenie tarczy. Zadanie staje się szczególnie łatwe w przypadku jednolitych parametrów słupów lub też symetrycznych układów. Należy zwrócić uwagę, że najczęściej słupy tworzą /w rzucie/ regularne siatki, co znacznie ułatwia rozwiązanie zagadnienia.

We wzorach ujęto niezależnie wartości przemieszczeń równoległych w stosunku do początkowego położenia oraz niezależnie przemieszczeń wynikających z obrotu konstrukcji. Umożliwia to prowadzenie odpowiedniej analizy wpływu obciążenia zewnętrznego na przemieszczenie konstrukcji.

#### 5.3.4. Analiza wpływu sztywności słupów obu wzajemnie prostopadłych kierunków na przemieszczenie tarczy w wybranych rozwiązaniach konstrukcji

Analizę można przeprowadzić w oparciu o prosty układ konstrukcyjny podany na rys. 5.12.



Rys.5.12. Siatka słupów i obciążenie hali o wymiarach  $L_x = 7 l_x$ ,  $L_y = 3 e l_x$

Założono, że halę obciążają suwnice podwieszane, a słupy mają jednakową wysokość i przekrój poprzeczny. Analiza zostanie przeprowadzona przy obciążeniu skraju hali siłą poziomą raz w jednym i raz w drugim kierunku.

Rozwiązanie zadania będzie równocześnie przykładem zastosowania równań pozwalających określić przemieszczenie tarczy (5.37).

Z przyjętych założeń wynika, że

$$v_{iky}^I = v_{iky}^{II} = 1$$

$$v_{ikx}^I = v_{ikx}^{II} = \text{const}$$

Dalej założono

$$e = \frac{l_y}{l_x}$$

$$\frac{J_y}{J_x} = \frac{\beta_y}{\beta_x} = \beta$$

W podanych oznaczeniach przyjęto, że główne osie bezwładności poprzecznych przekrojów słupa są równoległe do osi tarczy i oznaczone odpowiednio symbolami x lub y.

Dla przyjętych założeń ze wzoru (2.12) wynika, że

$$v_y^I = \frac{1}{\beta_x}$$

$$v_x^I = \frac{1}{\beta_y}$$

stąd

$$\frac{v_y^I}{v_x^I} = \frac{\beta_y}{\beta_x} = \beta$$

oraz

$$v_x^I = \frac{1}{\beta}$$

Hala jest symetryczna względem obu osi, zatem stosujemy równania (5.37)

Dla obciążenia  $H/4, -2/y = 1$  oraz  $H/-4, -2/x = 0$

$$F_{10} = 0$$

$$F_{20} = -H/4, -2/y$$

$$F_{30} = -3,5 l_x H/4, -2/y$$

$$F_{22} = + \frac{32}{v_y^I} = + 32$$

$$F_{33} = \frac{1}{0,5 \cdot 3 \cdot l_x \cdot e} \left\{ 4 \cdot \frac{1}{v_y^I} \left[ 2 l_x^2 / 0,5^2 + 1,5^2 + 2,5^2 + \right. \right.$$

$$+ 3,5^2/]} + 8 \cdot \frac{1}{\sqrt{I_x}} [2 \cdot e^2 \cdot l_x^2 / 0,5^2 + 1,5^2/]] \}$$

$$F_{33} = 1 / 112,0 \cdot \frac{1}{e} + 26,67 \beta \cdot e /$$

$$\Delta y_s = \frac{H/4, -2/y}{32} = \frac{1}{32} \quad (5.42)$$

$$\bar{\Delta} x_m = \frac{e}{32,0 + 7,619 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.43)$$

$$\bar{\Delta} y_n = \frac{l_x}{l_y} \quad \bar{\Delta} x_m = \frac{7 \cdot 1}{3 \cdot 1 \cdot e} \cdot \frac{e}{32,0 + 7,619 \cdot \beta \cdot e^2}$$

$$\bar{\Delta} y_n = \frac{1}{13,714 + 3,265 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.44)$$

Dla obciążenia  $H/_{-4, -2/x} = 1$  oraz  $H/_{4, -2/y} = 0$

$$F_{30} = 0$$

$$F_{10} = - H/_{-4, -2/x}$$

$$F_{20} = - 1,5 l_y \cdot H/_{-4, -2/x} = - 1,5 e \cdot l_x$$

$$F_{11} = \frac{32}{\sqrt{I_x}} = 32 \cdot \beta$$

$$\Delta x_s = \frac{H/_{-4, -2/x}}{32 \cdot \beta} \quad (5.45)$$

$$\bar{\Delta} x_m = \frac{1,5 \cdot e \cdot H/_{-4, -2/x}}{112 \cdot \frac{1}{e} + 26,67 \cdot \beta \cdot e} = \frac{e^2}{74,67 + 17,78 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.46)$$

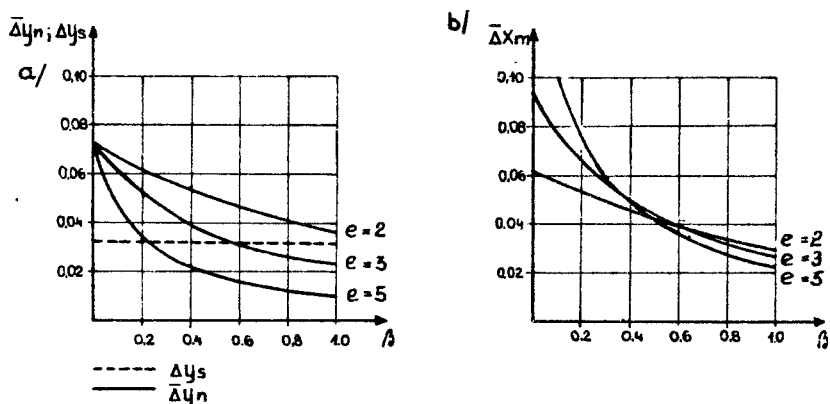
$$\bar{\Delta} y_n = \frac{7 \cdot l_x}{3 \cdot e \cdot l_x} \cdot \bar{\Delta} x_m = \frac{e}{32,0 + 7,62 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.47)$$

Wpływ sztywności słupów kierunku, w którym działają obciążenia, na przemieszczenie tarczy prezentuje pierwszy człon mianownika wyrażenia (5.44) lub drugi człon mianownika wyrażenia (5.46). Chcąc zbadać wpływ na przemieszczenie układu sztywności słupów tego kierunku należy analizować wyrażenia

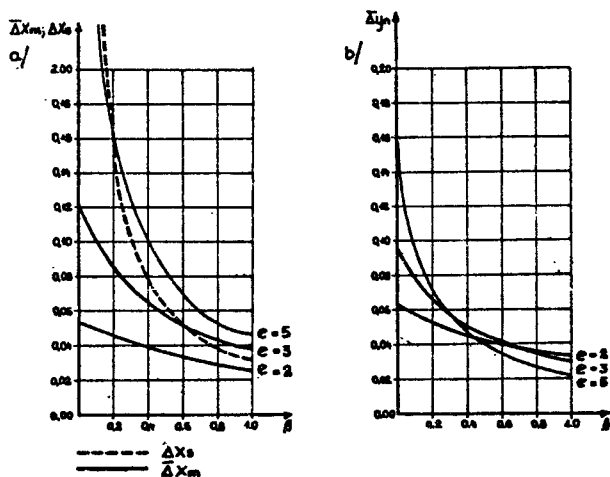
$$p_1 = \frac{13,714}{13,714 + 3,265 \cdot \beta \cdot e^2} \cdot 100 \quad (5.48)$$

$$p_2 = \frac{17,78 \cdot \beta \cdot c^2}{74,67 + 17,78 \cdot \beta \cdot e^2} \cdot 100 \quad (5.49)$$

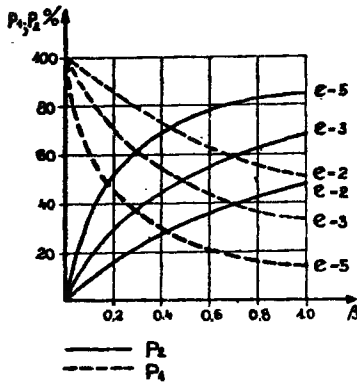
Wyrażenie funkcyjne (5.42) i (5.44) przedstawiono na rys. 5.13 a, wyrażenie (5.43) na rys. 5.13 b, a wyrażenia (5.45) i (5.46) na rys. 5.14 a, natomiast wyrażenie (5.47) przedstawiono na rys. 5.14 b, a wyrażenia (5.48) i (5.49) na rys. 5.15.



Rys. 5.13. Wykres przemieszczeń tarczy wywołanych poziomą siłą  $H/4, -2/y = 1$   
 a - przemieszczenia  $\Delta y_s, \bar{\Delta y}_n$ , b - przemieszczenia  $\bar{\Delta x}_m$



Rys. 5.14. Wykres przemieszczeń tarczy wywołanych poziomą siłą  $H/4, -2/x = 1$   
 a - przemieszczenia  $\Delta x_s, \bar{\Delta x}_m$ , b - przemieszczenia  $\bar{\Delta y}_n$



Rys.5.15. Procentowy wpływ sztywności słupów kierunku obciążonego na przejmowanie sił zewnętrznych:  $P_1$  - obciążenie hali siłą  $H/4, -2/y$ ,  $P_2$  - obciążenie hali siłą  $H/-4, -2/x$

Wyniki uzyskane dla hali o schemacie według rys. 5.16 i analogicznych warunków jak dla hali o schemacie według rys. 5.12 przedstawiają się następująco:

- dla  $H/4, -1/y = 1$  i  $H/-4, -1/x = 0$

$$\bar{\Delta} x_m = \frac{e}{48,0 + 2,286 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.50)$$

$$\Delta x_s = \frac{1}{16} = 0,0625 \quad (5.51)$$

$$\bar{\Delta} y_n = \frac{1}{6,857 + 0,327 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.52)$$

- dla  $H/4, -1/y = 0$  i  $H/-4, -1/x = 1$

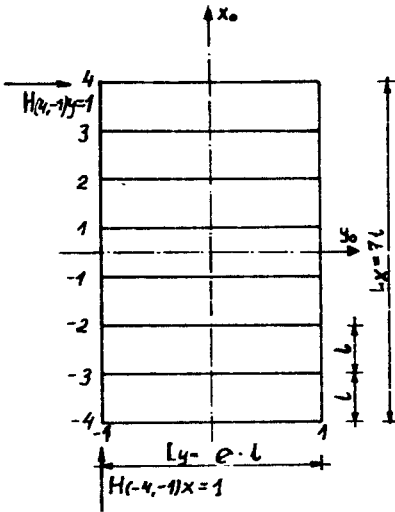
$$\Delta x_s = \frac{1}{16 \cdot \beta} \quad (5.53)$$

$$\bar{\Delta} x_m = \frac{e^2}{336,0 + 16,0 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.54)$$

$$\bar{\Delta} y_n = \frac{e}{48,0 + 2,286 \cdot \beta \cdot e^2} \quad (5.55)$$

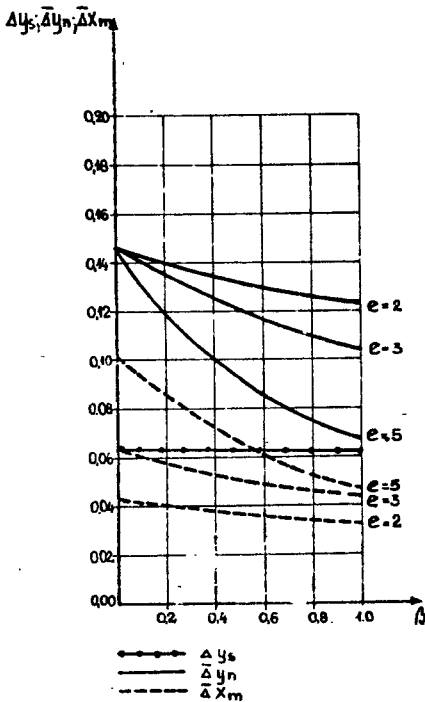
$$P_1 = \frac{6,857}{6,857 + 0,327 \cdot \beta \cdot e^2} \cdot 100 \quad (5.56)$$

$$P_2 = \frac{16,0 \cdot \beta \cdot e^2}{336,0 + 16,0 \cdot \beta \cdot e^2} \cdot 100 \quad (5.57)$$



Rys.5.16. Siatka słupów i obciążenie hali o wymiarach  $L_x = 7 \cdot l$ ,  $L_y = e \cdot l$

Wartości funkcji (5.50) do (5.57) podano na rys. 5.17, 5.18 a i 5.19 b.

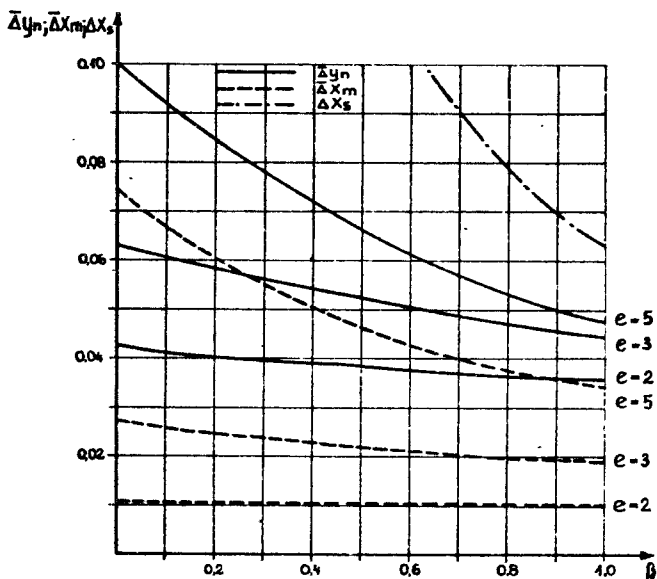


Rys.5.17. Wykres przemieszczeń tarczy wywołanych siłą poziomą  $H/4, -1/y = 1$

Z przedstawionych wykresów wykonanych dla rozwiązań hali wg rys. 5.12 i 5.16 wynikają następujące wnioski dotyczące tych dwóch rozwiązań:

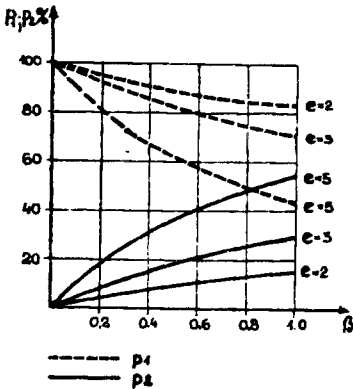
W przypadku obciążenia siłą  $H_y$  skrajnych rzędów słupów hali wg rys. 5.16 jest /w zakresie analizowanych proporcji wymiarów/  $\bar{\Delta}y_n > \Delta y_s$ . Różnica między tymi wartościami maleje ze wzrostem szerokości nawy i ze wzrostem współczynnika  $\beta$ . W przypadku hali wg rys. 5.12, przy takich samych proporcjach wymiarów jak poprzednio, dla niektórych charakterystyk układu /np. dla  $\beta < 0,2$ / jest  $\bar{\Delta}y_n > \Delta y_s$ , a dla innych /np. dla  $e > 3$  i  $\beta > 0,6$ / jest  $\bar{\Delta}y_n < \Delta y_s$ .

W przypadku obciążenia siłą  $H_x$  skrajnych rzędów słupów hali wg rys. 5.16 /w zakresie analizowanych proporcji wymiarów/ jest  $\Delta x_s > \bar{\Delta}x_m$ . Różnica tych wartości jest tym większa, im hala jest węższa i im współczynnik  $\beta$  jest mniejszy. W przypadku hali wg rys. 5.12  $\Delta x_s > \bar{\Delta}x_m$  np. dla  $e < 3$  oraz  $\beta < 0,6$ . Dla  $e = 5$  wartości  $\Delta x_s$  są zbliżone do  $\bar{\Delta}x_m$  dla wszystkich wartości  $\beta$ .



Rys.5.18a. Wykres przemieszczeń tarczy wywołanych siłą poziomą  $H_{-4, -1/x} = 1$





Rys.5.18 b. Procentowy wpływ sztywności słupów kierunku obciążonego na przejmowanie sił zewnętrznych

$p_1$  - obciążenie hali siłą  $H/4, -1/y$   
 $p_2$  - obciążenie hali siłą  $H/4, -1/x$

### 5.3.5. Niewiadome siły $X_{ik}^T, X_{ik}^W$ działające na słupy wybranego rzędu

Po określeniu ogólnego przemieszczenia tarczy dachu hali można przystąpić do określenia niewiadomych sił obciążających poszczególne słupy konstrukcji.

W halach z suwnicami podwieszonymi słupy mają najczęściej stały przekrój poprzeczny a reakcje suwnic obciążają słupy na poziomie ich głowic. Wyrażenia określające niewiadome siły obciążające słupy znacznie się upraszczają i przyjmują postać

$$Y_{ik} = \frac{1}{v_{iky}^T} \Delta y_1 \quad (5.58)$$

$$X_{ik} = \frac{1}{v_{ikx}^T} \Delta x_1 \quad (5.59)$$

W halach z suwnicami natorowymi, jak przedstawiono wyżej, na rozdział niewiadomych sił wpiywają również belki torów podsuwnicowych będące prętami łączącymi poszczególne słupy danego rzędu. W związku z tym niewiadome siły działające na poszczególne słupy usytuowane w osi danego rzędu należy określić rozwiązując układ ramowy podany na rys. 5.19. Jednym z działających na układ obciążeń zewnętrznych jest określone uprzednio przemieszczenie tarczy dachu mierzone na osi danego rzędu słupów /rzędu k/. Przemieszczenie to jest równocześnie wspólnym przemieszczeniem wierzchołka wszystkich słupów  $O_{kx}^{sw}$  tego rzędu. Pozostałe obciążenia zewnętrzne działające wzdłuż rzędu to suma wszystkich sił poziomych działających wzdłuż toru podsuwnicowego rzędu k. Celowym jest rozwiązanie zagadnienia w oparciu o wykorzystanie zasady superpozycji, rozbijając zadanie na dwa niezależne.

Niewiadome siły wywołane obciążeniem zewnętrznym /podłużnymi reakcjami mostu suwnicowego na tor podsuwnicowy/ podano na rys. 5.20, a siły wywołane przemieszczeniem tarczy /wierzchołka słupów/ na rys. 5.21.



W dalszych rozwiązaniach niewiadome siły podane na rys. 5.20 i rys. 5.21 zastąpimy siłami obciążającymi słup "1" rzędu "k" będącymi wypadkową sił działających z obu stron słupa /rys. 5.27/.

$$X_{1k} = X_{/1,1+1/k} - X_{/1-1,1/k} \quad (5.60)$$

Przeszczenie słupa "1k" na poziomie wierzchołka i toru wywołane niewiadomymi siłami  $X_{1k}$  można określić następująco:

$$\delta_x^W = \frac{X_{1k}^W \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^I + \frac{X_{1k}^T \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^{II} \quad (5.61)$$

$$\delta_x^T = \frac{X_{1k}^W \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^{II} + \frac{X_{1k}^T \cdot h^3}{3 E J} v_{1kx}^{III}$$

Stosując oznaczenie ( 5.9 ) oraz określając niewiadome siły jako funkcje przemieszczeń z równań (5.61) mamy dla rzędu "k"

$$X_{1k}^W = \frac{1}{v_{1kx}^I \cdot v_{1kx}^{III} - /v_{1kx}^{II}/^2} [v_{1kx}^{III} \cdot \Delta_k^W - v_{1kx}^{II} \cdot \Delta_k^T] \quad (5.62)$$

$$X_{1k}^T = \frac{1}{v_{1kx}^I \cdot v_{1kx}^{III} - /v_{1kx}^{II}/^2} [v_{1kx}^I \cdot \Delta_k^T - v_{1kx}^{II} \cdot \Delta_k^W] \quad (5.63)$$

Przeszczenie układu na poziomie wierzchołków słupów wynosi /rys. 5.20/

$$\Delta_k^W = 0 \quad (5.64)$$

Nieznane przemieszczenie  $\Delta_k^T$  wywołane obciążeniem zewnętrznym  $H_{1kx}$  zostanie określone z warunku

$$\sum_{-n}^n X_{1k}^T - \sum_{-n}^n H_{1kx} = 0 \quad (5.65)$$

Wprowadzając oznaczenie

$$A_{1k} = \frac{v_{1kx}^I}{v_{1kx}^I \cdot v_{1kx}^{III} - /v_{1kx}^{II}/^2}$$

$$A_{1k}'' = \frac{v_{1kx}^{II}}{v_{1kx}^I \cdot v_{1kx}^{III} - /v_{1kx}^{II}/^2} \quad (5.66)$$

$$A_{ik}''' = \frac{V_{ikx}^{III}}{V_{ikx}^I \cdot V_{ikx}^{III} - |V_{ikx}^{II}|^2}$$

z równań (5.63) i (5.65) otrzymamy

$$\Delta_k^{T1} = \frac{1}{\sum_{-n}^n A_{ik}'} \sum_{-n}^n H_{ikx} \quad (5.67)$$

Wstawiając do równań transformacyjnych (5.62) i (5.63) wyrażenia (5.64) i (5.67) otrzymano

$$X_{ik}^W = - \frac{A_{ik}'''}{\sum_{-n}^n A_{ik}'} \sum_{-n}^n H_{ikx} \quad (5.68)$$

$$X_{ik}^{T1} = \frac{A_{ik}}{\sum_{-n}^n A_{ik}'} \sum_{-n}^n H_{ikx} \quad (5.69)$$

Siły  $X_{ik}^{T1}$  określone wzorem (5.69) są równocześnie siłami obliczeniowymi obciążającymi słupy w fazie obliczenia przemieszczenia tarczy dachu. Bowiem w równaniach (5.8) i (5.13) określających  $\delta_{ik}^W$  oraz  $X_{ik}$  występuje zewnętrzna siła  $H_{ikx}$  obciążająca słupy "i" rzędu "k". Rzeczywiste siły obciążające układ powstają skutkiem podłużnego hamowania mostu suwnicowego i występują w kilku punktach toru podsuwnicowego.

Siłami tymi nie można obciążyć dowolnego słupa rzędu "k" z uwagi na to, że iloraz wyrażen  $V_{ikx}^{II}$  i  $V_{ikx}^I$  występujących w równaniach (5.9) i (5.13) jest różny dla różnych słupów w przypadku ich zróżnicowanych charakterystyk. Zatem słup "i" rzędu "k" należy obciążyć siłą  $X_{ik}^{T1}$  określoną równaniem (5.69).

Niewiadome siły  $X_{ik}^{W2}$  i  $X_{ik}^{T2}$  wywołane przemieszczeniem tarczy  $\Delta_k^W \cdot \frac{3EJ}{h^3}$  obliczonym na podstawie wzorów (5.35) określimy w oparciu o schemat obciążenia i odkształcenia układu podany na rys. 5.21. Dla tego schematu równania warunkowe przedstawiają się następująco:-

$$\sum_{-n}^n X_{ik}^W - P_z = 0 \quad (5.70)$$

$$\sum_{-n}^n X_{ik}^T = 0 \quad (5.71)$$

Po wstawieniu (5.62) i (5.63) do (5.70) i (5.71) otrzymano

$$\Delta_k^W \sum_{-n}^n A_{1k}''' - \Delta_k^T \sum_{-n}^n A_{1k}'' - P_z = 0 \quad (5.72)$$

$$\Delta_k^W \sum_{-n}^n A_{1k}'' - \Delta_k^T \sum_{-n}^n A_{1k}' = 0 \quad (5.73)$$

Z wyrażeń (5.72) i (5.73) otrzymano wzór określający siłę zastępczą

$$P_z = \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}' \sum_{-n}^n A_{1k}''' - \left/ \sum_{-n}^n A_{1k}'' \right/ ^2}{\sum_{-n}^n A_{1k}'} \Delta_k^W \quad (5.74)$$

Siła zastępcza  $P_z$  jest siłą, która wywoła przemieszczenie wierzchołka słupów rzędu "k" odpowiadające przemieszczeniu  $\Delta_k$  wierzchołka słupów tego rzędu związanego z przemieszczeniem tarczy. Z wyrażenia (5.73) otrzymano wzór określający przemieszczenie rzędu słupów na poziomie toru, a wywołane przemieszczeniem tarczy

$$\Delta_k^{T_2} = \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}''}{\sum_{-n}^n A_{1k}'} \Delta_k^W \quad (5.75)$$

Wartości niewiadomych sił otrzymamy ze wzorów transformacyjnych (5.62) i (5.63) po wstawieniu do nich wyrażenia (5.75) i znanej wartości przemieszczenia tarczy:

$$X_{1k}^{W_2} = \left[ A_{1k}''' - A_{1k}'' \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}''}{\sum_{-n}^n A_{1k}'} \right] \Delta_k^W \quad (5.76)$$

$$X_{1k}^{T_2} = \left[ A_{1k}' \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}''}{\sum_{-n}^n A_{1k}'} - A_{1k}'' \right] \Delta_k^W \quad (5.77)$$

W przypadku identycznych słupów w rzędzie, siły na poziomie toru wywołane obciążeniem zewnętrznym wyniosą

$$X_{ik}^T = \frac{\sum_{x=1}^n H_x}{n} \quad (5.78)$$

Natomiast siły działające w wierzchołku słupa, wyniosą

$$X_{ik}^W = 0$$

a siły wywołane przemieszczeniem tarczy wyniosą

$$X_{ik}^T = 0$$

$$X_{ik}^W = \frac{1}{V_{ik}^I} \Delta_k^W \quad (5.79)$$

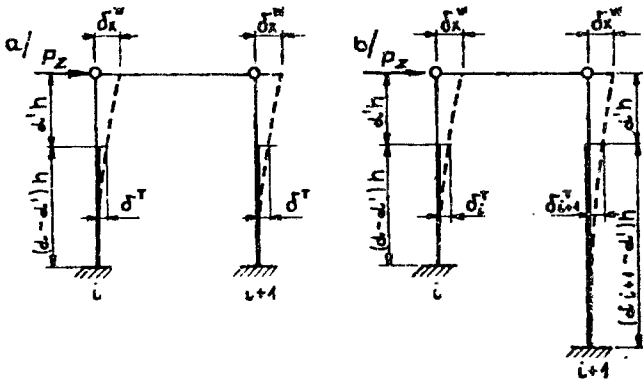
Ostateczne siły  $X_{ik}^W$  i  $X_{ik}^T$  działające w poszczególnych rzędach słupów na poziomie wierzchołka słupa i toru podsuwnicowego wyniosą /rys. 5.20 i 5.21/

$$X_{ik}^W = X_{ik}^W + X_{ik}^W \quad (5.80)$$

$$X_{ik}^T = X_{ik}^T + X_{ik}^T \quad (5.81)$$

### 5.3.6. Analiza wpływu pominięcia sił $X_{ik}^T$ działających na poziomie torów podsuwnicowych na przemieszczenie tarczy

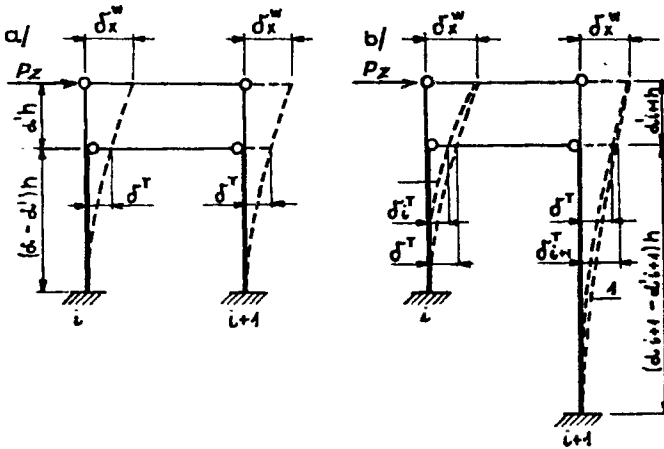
Pod wpływem obciążenia dowolnego słupa hali nastąpi przemieszczenie wszystkich słupów na poziomie dachu o wielkości  $\delta_x^W$  i  $\delta_y^W$ . W hali pozbawionej torów podsuwnicowych słupy doznają odkształceń zgodnie ze schematami podanymi na rys. 5.22. W hali o identycznych charakterystykach słupów w danym rzędzie odkształcenia i przemieszczenia słupów na poziomie toru są identyczne, a w hali o różnych charakterystykach słupów w rzędzie przemieszczenia słupów są różne. W hali z torami podsuwnicowymi o różnych charakterystykach słupów, w wyniku powiązania słupów torami, na poziomie torów przemieszczenia wszystkich słupów muszą być identyczne. Z tego względu linie odkształcenia słupów przyjmą kształty podane na rys. 5.23b. Na rysunku tym naniesiono również odkształceniowe linie słupów o takich samych charakterystykach bez powiązania ich torem podsuwnicowym. Wartości sił niewiadomych na poziomie toru podsuwnicowego są związane z różnicą przemieszczeń między tymi liniami na poziomie toru. O wartości tych sił decydują jedynie charakterystyki geometryczne danego rzędu słupów. Zatem należy zbadać jak kształtują się przemieszczenia dla dowolnych charakterystyk danego rzędu słupów z torem i bez toru podsuwnicowego.



Rys.5.22. Schematy odkształcenia słupów w hali pozbawionej torów podsuwnicowych /opartych na słupach/ wywołanego przemieszczeniem tarczy lub siłą zastępczą  $P_z$

a - hale o jednakowych słupach w rzędzie

b - hale o różnych wysokościach słupów w rzędzie



Rys.5.23. Schematy odkształcenia słupów w hali z torami podsuwnicowymi wywołanego przemieszczeniem tarczy dachu lub siłą zastępczą  $P_z$

a - hala o jednolitych słupach w rzędzie

b - hala o różnych wysokościach słupów w rzędzie

Analiza zostanie przeprowadzona dla obciążenia układów według rys. 5.22 i rys. 5.23 siłą zastępczą  $P_z = 1$ .

Przemieszczenie słupów rzędu na poziomie wierzchołków dla schematu według rys. 5.22 b wynosi

$$\Delta^{\prime 1} = \frac{1}{\sum_{-n}^n \frac{1}{v_{1k}^3}} \cdot \frac{3 E J}{h^3} \quad (5.82)$$

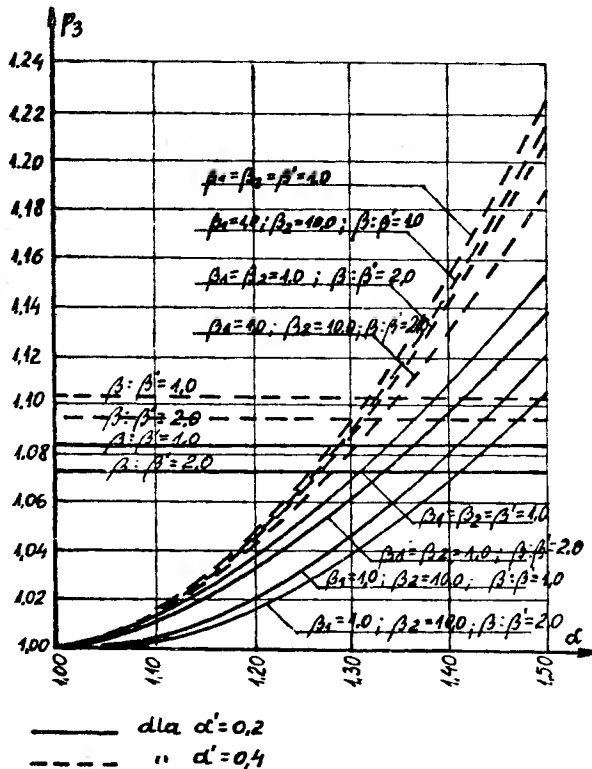
Przemieszczenie słupów rzędu na poziomie wierzchołków dla schematu według rys. 5.23 b wynosi

$$\Delta w_2 = \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}}{\sum_{-n}^n A_{1k} \sum_{-n}^n A_{1k}''' - / \sum_{-n}^n A_{1k}''^2} \cdot \frac{3 E J}{h^3} \quad (5.83)$$

Stosunek wyrażeni 5.82 i 5.83 przedstawia się następująco

$$P_3 = \frac{\sum_{-n}^n A_{1k}' \sum_{-n}^n A_{1k}''' - / \sum_{-n}^n A_{1k}''^2}{\sum_{-n}^n \frac{1}{v_{1k}'} \cdot \sum_{-n}^n A_{1k}'} \quad (5.84)$$

Z licznych zbadanych przypadków wybrano niektóre wyniki wartości funkcji (5.84) i przedstawiono je w postaci wykresów na rys. 5.24.



Rys.5.24. Stosunek przemieszczeń wierzchołków słupów w rzędzie bez torów podsuwnicowych i połączonych torów podsuwnicowych



Poszczególne krzywe podane na rysunku zostały wykonane dla układu ramowego zbudowanego z dwu różnych długości słupów oraz różnych wartości współczynników  $\alpha$ ,  $\alpha'$ ,  $\beta$ ,  $\beta'$ . Zakres poszczególnych współczynników jest następujący:

- współczynnik  $\alpha$  zawarto od 1,0 do 1,5
- współczynnik  $\alpha'$  zawarto od 0,2 do 0,4
- współczynnik  $\beta$  zawarto od 1,0 do 10,0
- współczynnik  $\beta'$  zawarto od 0,1 do 1,0

Linie poziome naniesione na rysunku dotyczą wartości otrzymanych z rozwiązania układu zbudowanego ze słupów o równych momentach bezwładności i czterech różnych długościach o następujących współczynnikach

$$\alpha_1 = 1,00 \quad , \quad \alpha_2 = 1,10 \quad , \quad \alpha_3 = 1,30 \quad , \quad \alpha_4 = 1,50 \quad .$$

Wyniki podane na rys. 5.24 uzyskano przy założeniu, że dla słupa najkrótszego  $\alpha = 1,0$  oraz  $\beta = 1,0$ . Ze wzrostem długości słupa wzrastał współczynnik  $\beta$  oraz dla danego rozwiązania  $\beta / \beta' = \text{const.}$

Analizując wyniki z rys. 5.24 można stwierdzić co następuje:

1. Przy dwóch różnych długościach słupów w rzędzie, przy takich samych i stałych ich sztywnościach, dla  $\alpha' = 0,2$  oraz dla

- $\alpha_2 = 1,1 \quad p_3 = 1,0120$
- $\alpha_2 = 1,2 \quad p_3 = 1,0390$
- $\alpha_2 = 1,5 \quad p_3 = 1,1542$

2. Przy dwóch różnych długościach słupów w rzędzie, przy 10-krotnie większej sztywności słupa dłuższego /  $\beta_1 = 1, \beta_2 = 10$  / i przy 2-krotnie mniejszej sztywności górnej części słupa /  $\beta_1 / \beta_1' = 2,0, \beta_2 / \beta_2' = 2,0$  / dla  $\alpha' = 0,2$  oraz dla

- $\alpha_2 = 1,1 \quad p_3 = 1,0031$
- $\alpha_2 = 1,2 \quad p_3 = 1,0164$
- $\alpha_2 = 1,5 \quad p_3 = 1,1070$

3. Dla odpowiednich warunków podanych w p. 1 i 2 lecz dla  $\alpha' = 0,4$  wyniki są odpowiednio większe.

4. W układzie rzędu słupów przy czterech różnych ich długościach /  $\alpha_1 = 1, \alpha_2 = 1,1, \alpha_3 = 1,2, \alpha_4 = 1,5$  /, przy takich samych i stałych ich sztywnościach oraz dla  $\alpha' = 0,2$

$$p_3 = 1,0806$$

5. Dla warunków jak w p. 4 lecz przy  $\alpha' = 0,4$  i  $\frac{\beta_1}{\beta_1'} = \dots = \frac{\beta_4}{\beta_4'} = 0,5$

$$p_3 = 1,1123$$

6. Z wykresów podanych na rys. 5.24 można odczytać lub ocenić wyniki dla szerokiego zakresu charakterystyk geometrycznych słupów w rzędzie /współczynników  $\alpha, \alpha', \beta, \beta'$  /.

7. Przedstawione, wyniki dotyczą wybranego rzędu słupów hali. Jeśli przyjmą, że wyniki te dotyczą rzędu słupów hali o najbardziej zróżnicowanych charakterystykach, to stosunek przemieszczenia tarczy bez udziału toru podsuwnicowego do przemieszczenia tarczy z udziałem toru podsuwnicowego jest mniejszy od stosunku  $p_3$  tych przemieszczeń określonego dla badanego rzędu słupów.

Na podstawie wykonanych analiz oraz przedstawionych wybranych wyników z tych analiz można podać wnioski ogólne.

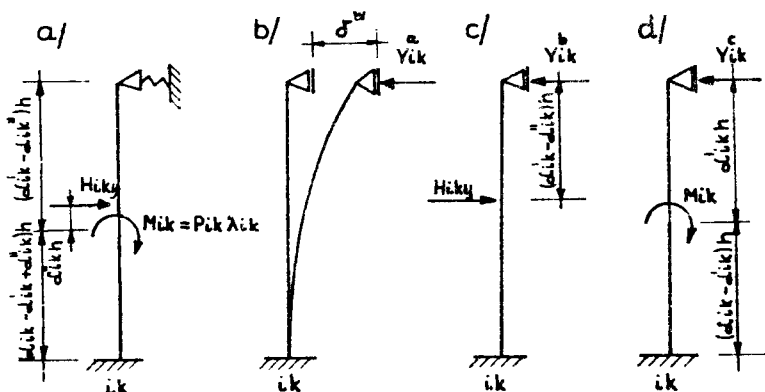
1. Podstawowy wpływ na wartość funkcji (5.84) ma zmiana długości słupów /współczynników  $d_1$ /.
2. Wzrost współczynnika  $d'$  w sposób znaczący wpływa na wzrost funkcji (5.84).
3. Zmiana sztywności górnej części słupa stosunkowo mało wpływa na zmianę wartości wyrażenia (5.84). Zachodzi przy tym zależność, że im współczynnik  $\beta'$  jest mniejszy, tym mniejsza jest wartość wyrażenia (5.84).
4. Zmiana sztywności poszczególnych słupów w rzędzie stosunkowo mało wpływa na zmianę wartości wyrażenia (5.84). Zachodzi przy tym zależność, że z odpowiednim wzrostem sztywności słupów dłuższych maleje wartość wyrażenia (5.84).
5. W przypadku zróżnicowanej długości wszystkich słupów w rzędzie wartość funkcji (5.84) jest mniejsza niż dla przypadku dwóch rodzajów słupów o identycznych w obu przypadkach długości słupów najkrótszego i najdłuższego /por. na rys. 5.24 wartości krzywych z wartościami prostych poziomych/.
6. W oparciu o wyrażenie (5.84) łatwo jest ocenić stopień przybliżenia przemieszczenia tarczy dowolnego przypadku układu konstrukcyjnego omawianego typu hali, obliczonego bez udziału toru łączącego słupy rzędu.

### 5.3.7. Siły obciążające wyodrębniony słupek

Przedstawione wyżej rozważania pozwoliły określić nieznanne siły równoległe do osi układu x. Obecnie należy przedstawić warunki umożliwiające określenie nieznanymi sił równoległych do osi y. Schemat wyodrębnionego z konstrukcji słupa  $ik$  przedstawiono na rys. 5.25 a. Znając przemieszczenie wierzchołka słupa oraz stosując zasadę superpozycji schemat według rysunku 5.25 a zastąpiono schematami podanymi na rys. 5.25 b, c, d.

Siłę  $Y_{ik}^a$  /schemat 5.25 b/ wywołaną przemieszczeniem tarczy można określić wykorzystując wzór (5.12). Wynosi ona

$$Y_{ik}^a = \frac{1}{V_{ik}^I} \cdot \Delta y_{ik} \quad (5.85)$$



Rys.5.25. Schematy statyczne słupa obciążonego w poprzecznym układzie hali /równoległe do osi y/

- a - schemat statyczny i obciążenie zewnętrzne
- b - siła wywołana przemieszczeniem wierzchołka słupa
- c, d - siły wywołane obciążeniem zewnętrznym słupa

Nieznane siły wywołane bezpośrednim zewnętrznym obciążeniem słupa można określić w oparciu o schematy przedstawione na rys. 5.25 c, d. W wyniku obciążenia słupa poziomą siłą zewnętrzną oraz momentem zginającym powstającym od działania pionowej reakcji toru podsuwnicowego /rys.5.25d/ powstają siły  $Y_{ik}^b$  i  $Y_{ik}^c$  działające na górny koniec słupa. Siły te określimy ze wzorów:

$$Y_{ik}^b = \frac{v_{H_{iky}}^{II}}{v_{iky}^I} \cdot H_{iky} = m_{ik}' \cdot H_{iky} \quad (5.86)$$

$$Y_{ik}^c = \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \cdot P_{ik} = m_{ik}'' \cdot P_{ik} \cdot \lambda_{ik} \quad (5.87)$$

gdzie:

$$m_{ik}' = \frac{v_{H_{iky}}^{II}}{v_{iky}^I} \quad (5.88)$$

$$m_{ik}'' = \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I \cdot \lambda_{ik}} \quad (5.89)$$

Wprowadzając oznaczenia według (5.2) i (5.3) wyrażenia (5.88) i (5.89) przyjmą postać

$$m_{ik}^{\prime} = \frac{1}{1 - a_{1ik}^3 + \frac{\beta_{1kx}}{\beta_{1kx}} a_{1ik}^3} \left[ 1 - 1,5 a_{1ik} + 0,5 a_{1ik}^3 + \right. \\ \left. + 1,5 a_{1ik} / 1 - a_{1ik}^2 / \alpha_{Hik}^{\prime\prime} + \frac{\beta_{1kx}}{\beta_{1kx}} / 1,5 a_{1ik} + \right. \\ \left. - 0,5 a_{1ik} \cdot \alpha_{Hik}^{\prime\prime} / a_{1ik}^2 \cdot \alpha_{Hik}^{\prime\prime 2} \right] \quad (5.90 a)$$

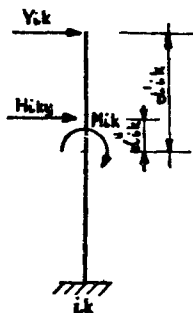
Przyjmując uproszczenie, że  $\alpha_{Hik}^{\prime\prime} = 0$  otrzymano

$$m_{oik}^{\prime} = \frac{1 - 1,5 a_{1ik} + 0,5 a_{1ik}^3}{1 - a_{1ik}^3 + \frac{\beta_{1kx}}{\beta_{1kx}} a_{1ik}^3} \quad (5.90 b)$$

$$m_{ik}^{\prime\prime} = \frac{1,5 / 1 - a_{1ik}^2}{\alpha_{1ik} \left[ 1 - a_{1ik}^3 + \frac{\beta_{1kx}}{\beta_{1kx}} a_{1ik}^3 \right]} \quad (5.91)$$

Ostateczne obciążenie słupa, w rozważanej płaszczyźnie, w wyniku superpozycji sił, przedstawiono na rys. 5.26. Siłę  $Y_{ik}$  określa wzór

$$Y_{ik} = Y_{ik}^a - Y_{ik}^b - Y_{ik}^c \quad (5.92)$$

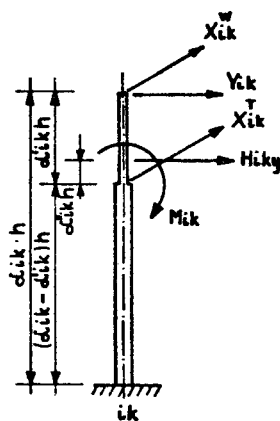


Rys.5.26. Schemat wyodrębnionego z konstrukcji słupa ik obciążonego w układzie poprzecznym hali

Opierając się na przedstawionych rozważaniach i wynikających z nich wzorach, sporządzenie wykresów momentów zginających i sił tnących, wywołanych obciążeniem suwnicami nie następuje już trudności.

Należy zauważyć, że w przedstawionych rozważaniach w szerokim zakresie wykorzystano zasadę superpozycji. Z zasady tej skorzystano przy określeniu przemieszczenia tarczy oraz przy określeniu nieznanymi sił  $X^W$ ,  $X^T$  obciążających słupy. W podsumowaniu należy prześledzić sposób postępowania w przeprowadzonych rozważaniach. W przypadku konstrukcji o dowolnych parametrach słupów rozwiązanie należy rozpocząć od określenia sił obliczeniowych, obciążających słupy poszczególnych rzędów i działających zgodnie z kierunkiem osi toru. Metodę oraz wzory umożliwiające określenie tych sił przedstawiono w p. 5.3.5. W drugiej kolejności należy określić ogólne przemieszczenie tarczy według p. 5.3.3. W trzeciej kolejności można określić siły wierzchołkowe  $Y_{ik}$  prostopadłe do podłużnej osi hali korzystając ze wzoru (5.92). Siły  $X^W$ ,  $X^T$  wybranego rzędu słupów występujące na poziomie toru podsuwnicowego i wierzchołków słupów, należy określić w czwartej i piątej kolejności. W czwartym rozwiązaniu określa się siły  $X^W$ ,  $X^T$  wywołane przemieszczeniem wierzchołków słupów danego rzędu /p. 5.3.5/. W piątym rozwiązaniu określamy siły  $X^W$ ,  $X^T$  wywołane obciążeniem zewnętrznym, działającym wzdłuż toru podsuwnicowego /p. 5.3.5/.

Określenie powyższych sił daje rozwiązanie zagadnienia. Siły te obciążają wyodrębniony z konstrukcji słupek mający schemat statyczny prostego wspornika. Schemat wydzielonego słupa i siły go obciążające podano na rys. 5.27.



Rys.5.27, Schemat wydzielonego słupa "ik" obciążonego siłami działającymi w dwu wzajemnie prostopadłych płaszczyznach

#### 5.4. Hale z podłużnymi usztywnieniami szeregów słupów z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi

Stężenia pionowe poszczególnych szeregów słupów uniemożliwiają powstanie przemieszczeń szeregów słupów w kierunku podłużnej osi hali oraz obrót tar-

czy. Możliwe jest jedynie przemieszczenie w kierunku poprzecznym hali /kierunek osi  $y$ /. Obowiązują zatem następujące warunki

$$\Delta x_s = \bar{\Delta} y_n = \bar{\Delta} x_m = 0 \quad (5.93)$$

$$\Delta y_s \neq 0$$

Układ konstrukcyjny charakteryzuje się tym, że poziome przemieszczenie wierzchołka dowolnego słupa jest związane z przemieszczeniem tarczy i starożytność łatwego do określenia, poprzecznego przemieszczenia tarczy  $\Delta y_s$ , aby jednocześnie uzyskać jednoznacznie określone przemieszczenie wierzchołka dowolnego słupa.

Przemieszczenie wierzchołka słupa tego przypadku określa wzór (5.7). Natomiast nieznanne siły  $Y_{1k}$  działające na poziomie tarczy określa wzór (5.12). Zgodnie z warunkiem (5.93) siły  $X_{1ik} = 0$ . Również siły działające na poziomie toru i równoległe do osi toru  $X_{1ik}^T = 0$ .

Analiza wzoru (5.7) wykazuje, że nie jest obojętne, które słupy hali są obciążone. Z uwagi jednak na to, że suwnice pracują na określonych torowiskach należy również stwierdzić, że nie jest obojętne, które torowiska są obciążone. W związku z tym należy przeprowadzić odpowiednią analizę sposobu obciążenia hali. Zatem wygodnie będzie, jeśli przemieszczenie tarczy  $\Delta y_s$  zostanie rozdzielone na przemieszczenia wywołane obciążeniem poszczególnych rzędów słupów. Opierając się na powyższych wywodach przemieszczenie tarczy określimy wzorem

$$\Delta y_s = \Delta y_{s1} + \Delta y_{s2} + \dots + \Delta y_{sk} + \dots + \Delta y_{sm} \quad (5.94)$$

Warunek równowagi tarczy jest tu następujący

$$\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m Y_{1k} = 0 \quad (5.95)$$

Korzystając z wyrażeń (5.12), (5.94) i (5.95) uzyskano

$$\Delta y_{s1} = \frac{\sum_{-n}^n \frac{v_{H11y}^{II}}{v_{i1y}^I} \cdot H_{11y} + \sum_{-n}^n \frac{v_{i1y}^{IV}}{v_{i1y}^I} \cdot P_{11}}{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \frac{1}{v_{iky}^I}}$$

⋮

$$\Delta y_{si} = \frac{\sum_1^n \frac{v_{H\,iky}^{II}}{v_{iky}^I} \cdot H_{iky} + \sum_1^n \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \cdot P_{ik}}{\sum_1^n \sum_1^m \frac{1}{v_{iky}^I}} \quad (5.96)$$

$$\Delta y_{sm} = \frac{\sum_{-n}^n \frac{v_{H\,imv}^{II}}{v_{imv}^I} \cdot H_{imv} + \sum_{-n}^n \frac{v_{imv}^{IV}}{v_{imv}^I} \cdot P_{im}}{\sum_{-n}^n \sum_{-m}^m \frac{1}{v_{iky}^I}}$$

Wzory (5.96) umożliwiają przeprowadzenie oceny, które rzędy słupów należy obciążyć celem określenia największego przemieszczenia tarczy. Ostatecznym rozwiązaniem zagadnienia jest określenie nieznanych sił w oparciu o rys. 5.25 oraz przy pomocy wzoru (5.12):

#### 5.5. Hale o jednolitych parametrach słupów w rzędzie z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi

Rozważany przypadek rozwiązania hali jest przypadkiem ogólnym, jednak zawężonym w stosunku do przypadku przedstawionego uprzednio. Zawężenie polega na tym, że słupy muszą mieć w danym rzędzie jednakowe charakterystyki geometryczne. Charakterystyki te mogą być natomiast różne w różnych rzędach. Należy podkreślić, że ten przypadek rozwiązania konstrukcyjnego hali jest często spotykany w praktyce inżynierskiej. W przypadku hal o jednolitych parametrach słupów w rzędzie oraz pozbawionych usztywnień pionowych poszczególne szeregi słupów, przemieszczenie tarczy dachu należy określić z równań (5.35). Jeśli zachodzi symetria układu względem obu osi lub względem jednej z osi, to korzystamy odpowiednio z równań (5.37), (5.40) lub (5.41).

Określone przemieszczenia nie są tutaj obarczone błędem wynikającym z uproszczenia przyjętego w punkcie 5.3.

Siły działające na poziomie i wzdłuż toru określa wzór

$$X_{ik}^T = \frac{\sum H_{ikx}}{n} \quad (5.97)$$

W dalszych rozważaniach można tor podsumnicowy jako pręt łączący słupy danego szeregu pominąć. Na tej podstawie siły X i Y działające na poziomie tarczy można określić ze wzorów (5.12) i (5.13). Do wzoru (5.13) należy tutaj zamiast  $H_{ikx}$  wstawić zależności (5.97).

W przypadku hali z podłużnymi usztywnieniami w szeregach słupów rozwiązanie jest podobne do przedstawionego w punkcie 5.4. Jedyne równania (5.96) upraszczają się tu do następujących

$$\Delta y_{s1} = \frac{\frac{v_{H11y}^{II}}{v_{11y}^I} \sum_{-n}^n H_{11y} + \frac{v_{11y}^{IV}}{v_{11y}^I} \sum_{-n}^n P_{11}}{n \sum_{-n}^m \frac{1}{v_{iky}^I}}$$

⋮

$$\Delta y_{s1} = \frac{\frac{v_{Hiky}^{II}}{v_{iky}^I} \sum_{-n}^n H_{iky} + \frac{v_{iky}^{IV}}{v_{iky}^I} \sum_{-n}^n P_{ik}}{n \sum_{-m}^m \frac{1}{v_{iky}^I}} \quad (5.98)$$

⋮

$$\Delta y_{sm} = \frac{\frac{v_{Himy}^{II}}{v_{imy}^I} \sum H_{imy} + \frac{v_{imy}^{IV}}{v_{imy}^I} \sum_{1}^n P_{im}}{n \sum_{1}^m \frac{1}{v_{iky}^I}}$$

## 5.6. Hale z podłużnymi usztywnieniami szeregów słupów z ciągłymi belkami podsumnicowymi

Jak już powiedziano wyżej, omawiany rodzaj hali jest przypadkiem szczególnym wśród znanych i stosowanych w praktyce rozwiązań hal. Cechy szczególne wynikają z faktu uznania konstrukcji dachu w swej płaszczyźnie za tarczę doskonale sztywną. Rozwiązanie tego szczególnego układu, z uwzględnieniem wpływu ciągłych belek podsumnicowych na rozdział sił wewnętrznych, w przypadku dowolnych wymiarów słupów i dowolnego ich rozstawu, jest złożone. Trudności wynikają głównie z faktu, że nie są znane kryteria określające położenie ruchomego obciążenia suwacami, które wywoła powstanie ekstremalnych sił wewnętrznych oraz przemieszczeń poszczególnych elementów konstrukcji. Już przy założeniu jednakowych rozpiętości i sztywności pręseł



belek podsuwnicowych oraz jednakowej charakterystyce sprężystych podpór, konieczna jest odpowiednia analiza ustawienia mostów suwnicowych na torze /w celu określenia maksymalnych reakcji torów podsuwnicowych na słupy/. Jest to przypadek najprostszy, na co zwrócono uwagę w rozdziale 3. Nie ma możliwości ujęcia problemu w ramy prostych równań, jak to przedstawiono w publikacji [7], mimo zastosowanych tam uproszczeń.

Nie ma też potrzeby, jak to przedstawiono w opracowaniach [7] i [10], wiązania przemieszczenia tarczy jako elementu wspólnego dla wszystkich słupów, z indywidualnymi przemieszczeniami poszczególnych słupów.

W rozwiązaniu można w szerokim zakresie wykrzystać zasadę 'superpozycji. Niezależnie można określić nieznanne siły wynikające z przemieszczenia tarczy oraz niezależnie siły wynikające z bezpośredniego obciążenia toru podsuwnicowego, a zatem i obciążenia dowolnego słupa. Stosując zasadę superpozycji zagadnienie można rozwiązać rozważając niezależnie następujące problemy:

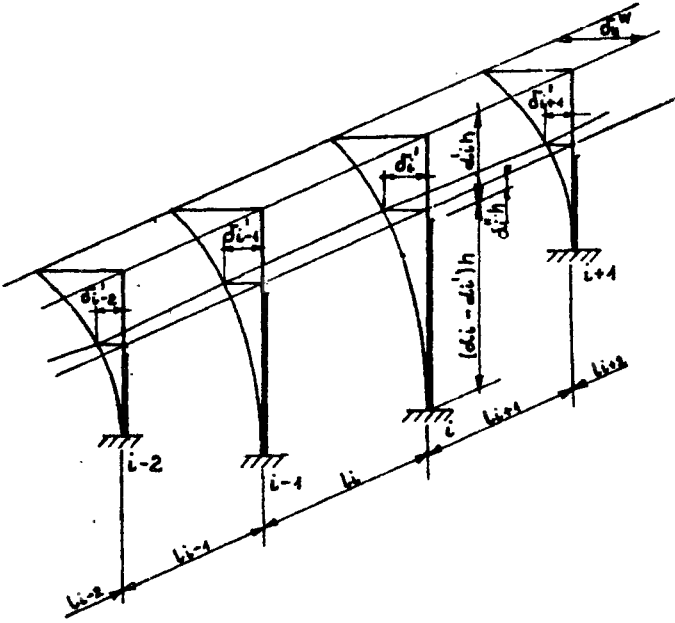
- a/ przemieszczenie tarczy jako czynnik wywołujący powstanie nieznanych sił w słupach;
- b/ względnych przemieszczeń słupów na poziomie toru podsuwnicowego /rys. 5.29/, wywołanych przemieszczeniem tarczy  $\Delta y$ , których skutkiem są obciążenia słupów;
- c/ obciążenia słupów wynikającego z bezpośredniego obciążenia toru podsuwnicowego.

W wyniku obciążenia dowolnego słupa "i" w dowolnym rzędzie "k" hali nastąpi przemieszczenie tarczy oraz odkształcenie wszystkich nieobciążonych słupów. Odkształcenie słupów oraz charakterystyczne przemieszczenia dachu i toru podsuwnicowego przedstawiono na rys. 5.28. Skutki przemieszczeń łatwo odczytać z rysunku

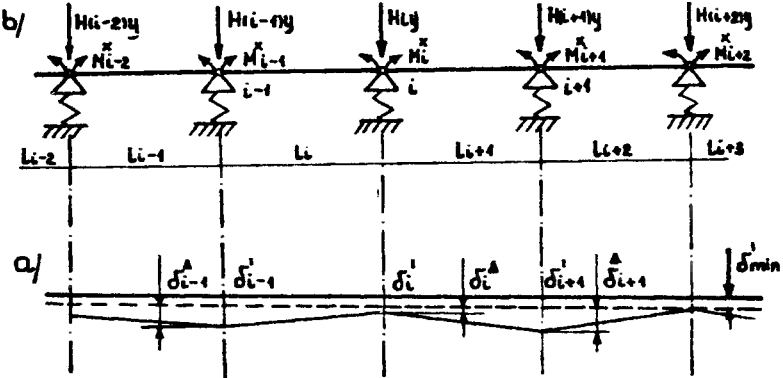
- z przemieszczeniem tarczy  $\delta_y^W$  jest związane powstanie nieznanych sił we wszystkich słupach hali;
- z przemieszczeniem tarczy jest związane powstanie przemieszczeń  $\delta_i'$  wszystkich słupów hali na poziomie torów podsuwnicowych.

Przemieszczenia  $\delta_i'$  zależą od poprzecznych i podłużnych wymiarów danego słupa. Przemieszczenia względne  $\delta_i^* = \delta_i' - \delta_{\min}'$  /rys. 5.29 a/ można traktować jako "osiadanie" /przesunięcie/ podpory belki ciągłej, opartej na sprężystych podporach, w tym przypadku - ciągłej poziomej belki usztywniającej tor podsuwnicowy.

Oddzielnym zagadnieniem jest rozdział na słupy rzędu "k" sił zewnętrznych bezpośrednio obciążających ciągły tor podsuwnicowy.

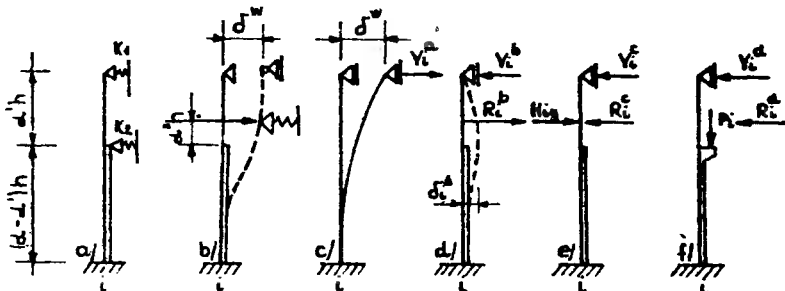


Rys.5.28. Odształcenia i przemieszczenie charakterystycznych przekrojów słupów rzędu "k" wywołane przemieszczeniem tarczy



Rys.5.29. Schemat ciągłej poziomej belki toru podsuwnicowego  
 a - schemat przemieszczeń oraz przemieszczeń względnych podpór spowodowanych przemieszczeniem tarczy  
 b - schemat obciążenia sprężystych podpór toru zewnętrznymi siłami

Schemat statyczny słupa "ik" wyodrębnionego z konstrukcji przedstawia rys. 5.30 a. Na rys. 5.30 b podano schemat statyczny słupa bezpośrednio obciążonego, z uwzględnieniem przemieszczenia tarczy. Stosując zasadę superpozycji schemat 5.30 b można zastąpić schematami 5.30 c, d, e, f.



Rys. 5.30. Schemat statyczny wyodrębnionego słupa "ik" podpartego w sposób sprężysty tarczą dachu i torem podsuwnicowym

- a - schemat statyczny słupa "ik"
- b - schemat statyczny po przemieszczeniu tarczy
- c - siła  $Y_1$  wywołana przemieszczeniem się wierzchołka słupa
- d - schemat zastępczy i oddziaływanie sprężyste toru podsuwnicowego wywołane względnym przemieszczeniem słupa na poziomie toru podsuwnicowego
- e, f - schematy zastępcze i obciążenie słupa siłami zewnętrznymi i sprężystego oddziaływania toru

W pierwszej kolejności należy określić przemieszczenie tarczy dachu. Usztywnienia podłużne poszczególnych szeregów słupów uniemożliwiają obrót tarczy oraz przemieszczenie w kierunku podłużnej osi hali. Mamy zatem w tej fazie rozważań zagadnienie jednokrotnie geometrycznie niewyznaczalne ponieważ  $\Delta x = \Delta y_n = 0$ , a  $\Delta y_s$  określa wzór (5.39). Przemieszczenie tarczy określone wzorem (5.39) daje wynik przybliżony. Przybliżenie wynika z faktu, że na tym etapie rozwiązania nie są znane poziome reakcje ciągłego toru podsuwnicowego na słupy. Dokładność wyniku będzie tym większa im mniej będą zróżnicowane charakterystyki słupów hali. Istnieje jednak możliwość oceny przybliżenia. Można tego dokonać na podstawie podanych w dalszej części pracy wzorów i wykresów.

W następnej kolejności rozważania dotyczą wpływu toru podsuwnicowego na rozdział sił na słupy wyodrębnionego rzędu "k". Można zatem w dalszych rozważaniach pominąć indeks "k".

W wyniku przemieszczenia tarczy  $\delta_y^W$  będącego jednocześnie przemieszczeniem wierzchołka słupa  $\delta_{1y}^W$ , nastąpi na poziomie toru podsuwnicowego przemieszczenie tego słupa  $\delta_1$  /rys. 5.28/. Przemieszczenie to dla ciągłej

belki podsuwnicowej w płaszczyźnie poziomej uwidoczni się jako przesunięcie /osiadanie/ podpory "i". Z powodu przemieszczenia się wszystkich słupów na uwagę zasługuje jedynie względne przemieszczenie na poziomie toru, powodujące włączenie się do współdziałania, z pozostałymi elementami hali, toru podsuwnicowego. Miarodajną różnicę przemieszczeń  $\delta_i^A$  uznaną za wielkość osiadania /przesunięcia/ podpory "i" /rys. 5.29 a/ określa zależność

$$\delta_i^A = \delta_i' - \delta_{\min}' \quad (5.99)$$

Przesunięcie poziome /osiadanie/ podpory "i" o wielkość  $\delta_i^A$  w wyniku sprężystego oddziaływania ciągłego toru podsuwnicowego wywoła powstanie sił obciążających pozostałe słupy rzędu. Sprężyste oddziaływanie toru na słupy /podpory/ wywołane osiadaniami podpór belki opartej na sprężystych podporach można określić na podstawie równań pięciu momentów [43]. Schemat belki i obciążenie reakcjami toru podsuwnicowego działającymi na sprężyste podpory oraz osiadanie podpór podano na rys. 5.29 a, b.

Równanie pięciu momentów ma postać

$$a_{i,i-2} M_{i-2}^X + a_{i,i-1} M_{i-1}^X + a_{i,i} M_i^X + a_{i,i+1} M_{i+1}^X + a_{i,i+2} M_{i+2}^X = N_i \quad (5.100)$$

gdzie:

$$a_{i,i-2} = 6 E_c J_c \cdot \frac{k_{i-1}}{l_{i-1} \cdot l_i}$$

$$a_{i,i-1} = l_i' - \frac{6 E_c J_c}{l_i} \left[ k_{i-1} / \frac{1}{l_{i-1}} + \frac{1}{l_i} / + k_i / \frac{1}{l_i} + \frac{1}{l_{i+1}} / \right]$$

$$a_{i,i} = 2 / l_i' + l_{i+1}' / + 6 E_c J_c \left[ \frac{k_{i-1}}{l_i^2} + k_i / \frac{1}{l_i} + \frac{1}{l_{i+1}} / ^2 + \right.$$

$$\left. + \frac{k_{i+1}}{l_{i+1}^2} \right] \quad (5.101)$$

$$a_{i,i+1} = l_{i+1}' - \frac{6 E_c J_c}{l_{i+1}} \left[ k_i / \frac{1}{l_i} + \frac{1}{l_{i+1}} / + k_{i+1} / \frac{1}{l_{i+1}} + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{l_{i+2}} / \right]$$

$$a_{i,i+2} = 6 E_c J_c \frac{k_{i+1}}{l_{i+1} \cdot l_{i+2}}$$

$$l_1' = \frac{J_c}{J_i} \cdot l_1 \quad (5.102)$$

W przypadku obciążenia według rys. 5.29 a /osiadanie podpór belki/ prawa strona równania (5.100) przyjmuje postać

$$N_{i\Delta} = -6 E_c J_c \left[ \frac{\delta_{i-1}^\Delta}{l_1} - \delta_1^\Delta \left/ \frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_{i+1}} \right/ + \frac{\delta_{i+1}^\Delta}{l_{i+1}} \right] \quad (5.103)$$

W przypadku obciążenia według rys. 5.29 b /poziome obciążenie słupów wywołane reakcjami toru podsuwnicowego/ prawa strona równania (5.100) przyjmuje postać

$$N_{iH} = -6 E_c J_c \left[ H_{/i-1/y} \cdot \frac{k_{i-1}}{l_1} - H_{1y} \cdot k_i \left/ \frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_{i+1}} \right/ + H_{/i+1/y} \cdot \frac{k_{i+1}}{l_{i+1}} \right] \quad (5.104)$$

Pionowe reakcje torów podsuwnicowych obciążające słupy wywołają poziome przemieszczenie słupów w miejscu oparcia torów podsuwnicowych. Przemieszczenie to określone w oparciu o schemat podany na rys. 5.31 b wynosi

$$\delta_i^M = \left[ \frac{V_{HI}^V}{V_i^I} - \frac{V_i^{II} \cdot V_i^{IV}}{V_i^I} \right] \frac{P h^3}{3 E J} \quad (5.105)$$

Podstawiając do (5.105) wyrażenia określające współczynniki poziomych przemieszczeń określone wzorami (5.1 a, b, f, h) otrzymujemy

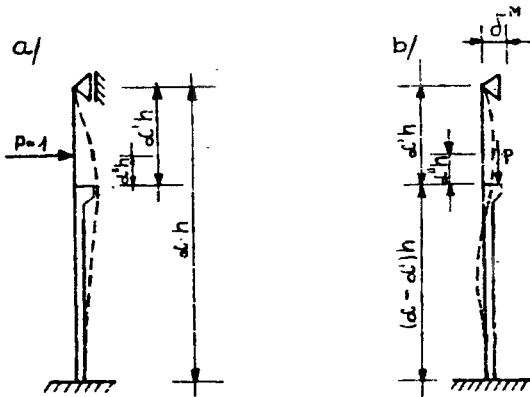
$$\delta_i^M = \frac{1,5 \lambda_i}{\beta_i} \left\{ \left[ / \alpha_i - \alpha_i' + \alpha_i'' / 2 \right] + \frac{/ \alpha_i^3 - 1,5 \alpha_i^2 \alpha_i' + 0,5 \alpha_i'^3 // \alpha_i^2 - \alpha_i'^2 / \beta_i \right\} \frac{P h^3}{3 E J} \cdot \frac{\alpha_i^3 \cdot \beta_i' + \alpha_i'^3 / \beta - \beta'}{\beta_i} \quad (5.106)$$

Zatem prawa strona równania (5.100) w przypadku obciążenia hali pionowymi siłami wywołanymi przez suwnice będzie zawierać wyrażenia (5.105) lub (5.106) i wyniesie

$$N_{1i} \delta^M = -6 E_c \cdot J_c \left[ \frac{\delta_{i-1}^M}{l_1} - \delta_i^M / \frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_{i+1}} / + \frac{\delta_{i+1}^M}{l_{i+1}} \right]$$

(5.107)

Współczynnik sprężystej podatności podpór zostanie określony w oparciu o schemat podany na rys. 5.31 a.



Rys.5.31. Schemat wyodrębnionego z konstrukcji słupa

a - schemat do obliczenia współczynnika k

b - schemat do obliczenia przemieszczenia słupa na poziomie toru wywołanego pionową reakcją toru podsunnicowego

Przemieszczenie słupa w miejscu poziomego oparcia toru podsunnicowego wywołane jednostkowym obciążeniem /rys.5. 31 a/ i będące współczynnikiem sprężystej podatności podpór wynosi

$$k_1 = \frac{h^3}{3 E J} \left[ v_{HI}^{III} - \frac{(v_{HI}^{II})^2}{v_i^I} \right] \quad (5.108)$$

Podstawiając do (5.108) wyrażenia (5.1 a, c, e) otrzymamy

$$k_1 = \frac{h^3}{3 E J} \cdot \frac{\alpha_i^3}{\beta_i} \left\{ 1 - a_{11} + a_{11} \alpha_{HI}'' / 3 - a_{11}^3 \alpha_{HI}''^3 + \right. \\ \left. + \frac{\beta_i}{\beta_i} a_{11}^3 \alpha_{HI}''^3 - m_i^0 [1 - 1,5 a_{11} + 0,5 a_{11}^3 + 1,5 a_{11} \alpha_{HI}'' / 1 + \right. \\ \left. - a_{11}^2 / + \frac{\beta}{\beta'} / 1,5 a_{11} - 0,5 a_{11} \alpha_{HI}'' / \alpha_{HI}''^2 a_{11}^2] \right\} \quad (5.109)$$

Przyjmując uproszczenie, że  $\alpha_{Hi}'' = 0$  współczynnik sprężystej podatności podpór wynosi:

$$k_{oi} = \frac{h^3}{3 EJ} \frac{\alpha_1^3}{\beta_1} \left[ 1 - a_{11}/^3 - m_{oi}' / 1 - 1,5 a_{11} + 0,5 a_{11}^3 / \right] \quad (5.110)$$

Można teraz przystąpić do określenia, na podstawie równania (5.100) poziomego oddziaływania toru podsuwnicowego na słupy dla przedstawionych wyżej przypadków obciążenia belki, a mianowicie sił  $R_{11}^b, R_1^c, R_1^d$  /rys. 5.30/. Następnie określamy oddziaływanie słupów na tarczę dachu dla kolejnych przypadków obciążenia słupa /rys. 5.30/. Dla schematu obciążenia według rys. 5.30 d

$$Y_i^b = \frac{V_{Hi}^{II}}{V_1^I} R_1^b \quad (5.111)$$

Dla schematu obciążenia według rys. 5.30 e

$$Y_i^c = \frac{V_{Hi}^{II}}{V_1^I} / H_{1y} - R_1^c / \quad (5.112)$$

Dla schematu obciążenia według rys. 5.30 f

$$Y_i^d = - \frac{V_{Hi}^{II}}{V_1^I} R_1^d + \frac{V_1^{IV}}{V_1^I} P_1 \quad (5.113)$$

Wykorzystując wzory (5.90 a) i (5.91) mamy

$$\begin{aligned} Y_i^b &= m_i' \cdot R_1^b \\ Y_i^c &= m_i' / H_{1y} - R_1^c / \\ Y_i^d &= m_i'' P_1 \lambda_1 - m_i' \cdot R_1^d \end{aligned} \quad (5.114)$$

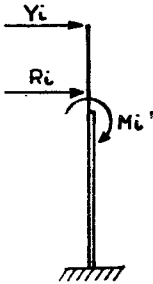
Ostateczne obciążenie słupów wybranego rzędu, w płaszczyźnie przekroju poprzecznego hali, uzyskamy w wyniku superpozycji sił określonych w poszczególnych rozwiązaniach. W konsekwencji określono siły obciążające słup o schemacie prostego wspornika przedstawionego na rys. 5.32. Siły obciążające ten słup określają wzory

$$Y_i = Y_i^a - Y_i^b - Y_i^c - Y_i^d \quad (5.115)$$

$$R_i = H_{1y} + R_1^b - R_1^c - R_1^d \quad (5.116)$$

$$M_i = \lambda_i \cdot P_i \cdot h \quad (5.117)$$

Opierając się o wzory (5.115), (5.116) i (5.117) nie ma już trudności w sporządzeniu wykresów momentów zginających i sił tnących dla dowolnego słuipa rzędu "k", a wywołanych obciążeniem hali suwnicami.



Rys.5.32. Schemat wyodrębnionego słupa

W przypadku hal ze słupami o jednolitych parametrach geometrycznych w rzędzie przemieszczenie tarczy dachu należy określić na podstawie wzorów (5.94) i (5.98). Jest to przypadek, kiedy przemieszczenie tarczy nie spowoduje oddziaływań toru podsuwnicowego na słupy. Tor podsuwnicowy przemieści się równoległe do przemieszczenia tarczy dachu.

Będzie zatem

$$\delta_i^A = 0 \quad \text{oraz} \quad N_i \delta_i^A = 0$$

Równocześnie współczynniki sprężystej podatności podpór mają dla danego toru wartość stałą. Dlatego też w przypadku niezależnego obciążania poszczególnych torów podsuwnicowych, współczynnik sprężystej podatności podpór można określić ze wzoru (5.109) przy założeniu, że  $\alpha_i = \beta_i = 1$ . W takim przypadku również i przemieszczenie słupa wywołane pionowymi reakcjami torów  $\delta_i^H$  /wzór 5.106/ można określić przy założeniu  $\alpha_i = \beta_i = 1$ .

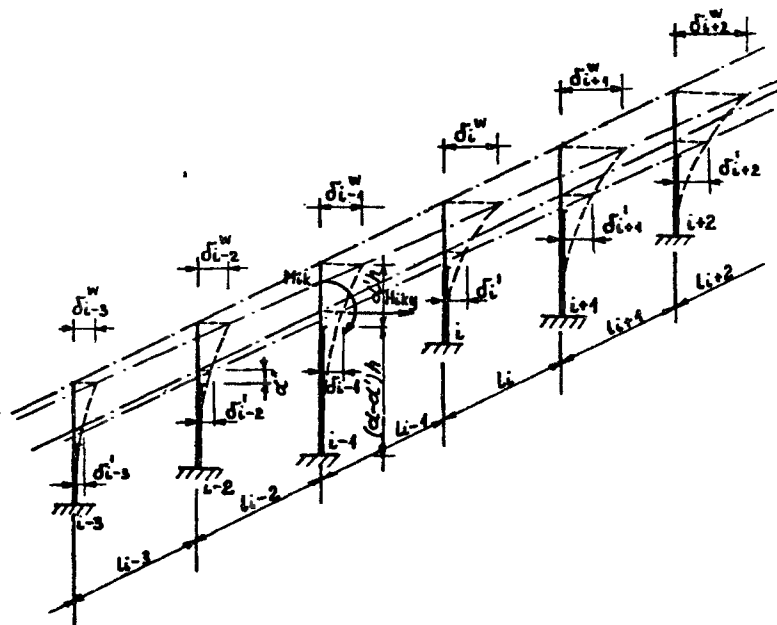
Dalsze rozważania są identyczne jak dla przypadku słupów o dowolnych parametrach geometrycznych.

#### 5.7. Hale pozbawione podłużnych usztywnień w szeregach słupów z ciągłymi belkami podsuwnicowymi

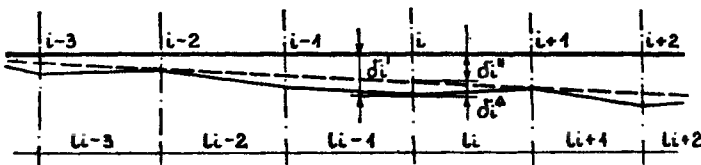
Zagadnienie to da się rozwiązać w oparciu o dotychczas przeprowadzone rozważania. Przeszczenie tarczy obliczamy analogicznie jak w przypadku hali pozbawionej usztywnień podłużnych słupów z wolnopodpartymi belkami podsuwnicowymi / (5.30), (5.31) i (5.32) /. Z przeszczeniem tarczy jest związane przeszczenie wierzchołków słupów wybranego rzędu "k". Przeszczenia te przedstawiono na rys. 5.33. W wyniku obrotu tarczy nastąpi również obrót osi toru podsuwnicowego. Obrót toru zależy równocześnie od charakterystyk poszczególnych słupów w rzędzie. Umowny obrót toru oznaczono prostą linią przerywaną na rys. 5.34. Linię tę wyznaczają przeszczenia dwóch słupów. Ciągła pozioma belka toru podsuwnicowego nie będzie oddziaływać na słupy tak długo, jak długo przeszczenia słupów na poziomie toru podsuwnicowego leżeć będą na linii obrotu toru podsuwnicowego. Tor podsuwnicowy, pod wpływem przeszczeń tarczy, będzie oddziaływał na słupy



dopiero wtedy, gdy przemieszczenia względne /rys. 5.34/ będą większe od zera.



Rys.5.33. Schemat obciążenia i odkształcenia wyodrębnionego rzędu słupów hali bez usztywnień podłużnych lecz z ciągłym torem podsawnicowym



Rys.5.34. Schemat przemieszczeń oraz przemieszczeń względnych słupów na poziomie toru podsawnicowego spowodowanych ogólnym przemieszczeniem tarczy dachu

Przemieszczenia względne wyraża wzór

$$\delta_1^A = \delta_1' - \delta_1'' \quad (5.118)$$

Zatem siły  $Y_{1k}$  należy określać zgodnie z rozdziałem 5.5 /w przypadku, kiedy  $\int_1^A = 0$ / lub też zgodnie z rozdziałem 5.6 /w przypadku, kiedy  $\int_1^A > 0$ /. Natomiast siły  $X_{1k}^T$  i  $X_{1k}^W$  należy określać na podstawie rozważań i wzorów podanych w podrozdziale 5.3.5.

### 5.8. Kryteria oceny wpływu obciążenia słupów na przemieszczenie tarczy

Przedstawiona metoda rozwiązania zagadnienia, w przypadku zróżnicowanych parametrów słupów i torów podsuwnicowych, pozwala uzyskać wyniki jedynie przybliżone. Przybliżenie wynika z trudności ustalenia, w początkowej fazie rozwiązania, sił obciążających poszczególne słupy. Istnieje jednak możliwość ustalenia kryteriów oceny wpływu obciążenia dowolnego słupa na przemieszczenie tarczy.

Na poziome przemieszczenia tarczy mają wpływ następujące czynniki:

- sztywność na zginanie  $\frac{EJ}{h}$  wszystkich słupów hali;
- sztywność na zginanie słupów rzędu "k" oraz sztywność na zginanie nieciągłego lub ciągłego toru podsuwnicowego, jako elementy wpływające na rozkład sił na poszczególne słupy rzędu "k";
- sposób obciążenia hali mostami suwnicowymi.

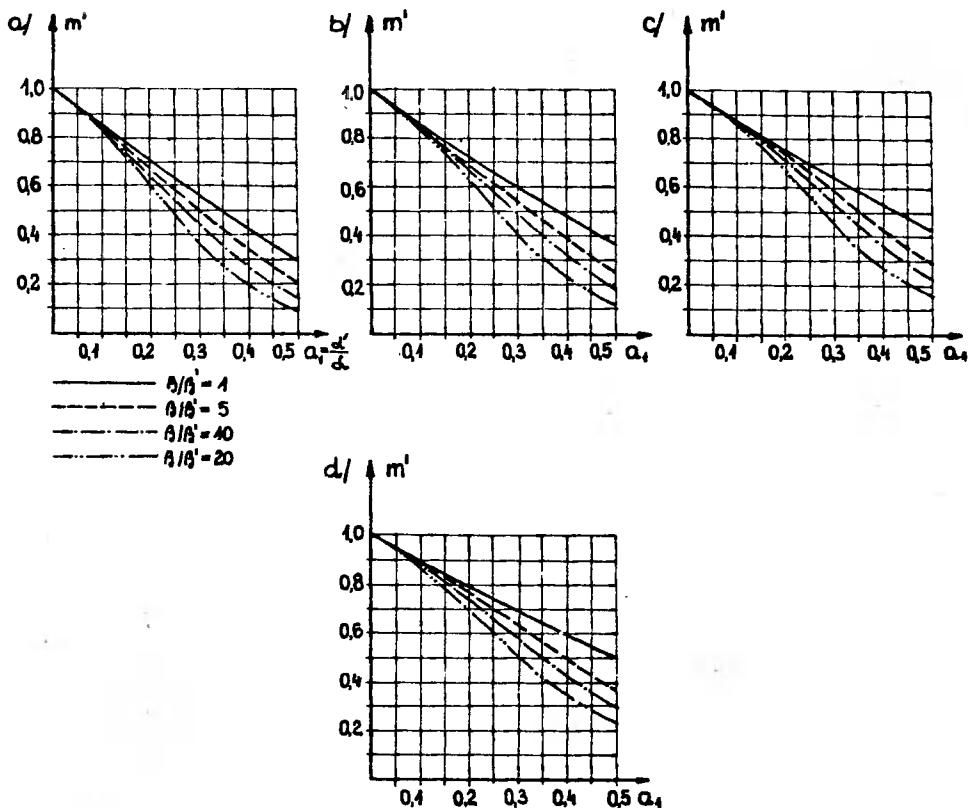
Szczególnie łatwe jest, w prostszych przypadkach kombinacji parametrów słupów i torów podsuwnicowych, przeprowadzenie analizy sposobu obciążenia hali, przy którym uzyskuje się maksymalne przemieszczenie tarczy.

Wpływ sztywności słupów na przemieszczenie tarczy można określić w wyniku analizy wzorów (5.98). Z analizy tych wzorów wynika przede wszystkim, że nie jest obojętne, które ze słupów hali poddane zostaną obciążeniu. Dotyczy to zarówno obciążenia poszczególnych rzędów jak i obciążenia słupów w poszczególnych rzędach. Przemieszczenie tarczy jest tym większe im większe wartości przyjmują wyrażenia określone wzorami (5.90) i (5.91). Zatem w celu dokonania oceny wpływu zmiany sztywności /na zginanie/ słupów na przemieszczenie tarczy należy przeprowadzić analizę funkcji  $m'$  i  $m''$ . Zależność (5.90) jako funkcję wyrażenia  $a_1 = \alpha'/\alpha$  przedstawiono w postaci wykresów na rys. 5.35. Wykresy podane na rys. 5.35 a dotyczą przypadku przybliżonego, gdzie przyjęto, że poziome obciążenie słupa suwnicami działa w miejscu zmiany przekroju słupa. Dla oceny stopnia tego przybliżenia zbadano stosunek wyrażenia (5.90 a) do wyrażenia (5.90 b) i wykonano wykresy, które przedstawiono na rys. 5.36.

Z wykresów podanych na rys. 5.35 wynika, że ze wzrostem  $\alpha''_H$  wzrasta wartość funkcji  $m'$ . Równocześnie ze wzrostem  $\alpha''_H$  łagodniej maleje wartość funkcji  $m''$ . Współczynnik  $\alpha'$  określa miejsce zmienności sztywności słupa. Współczynnik ten dla poszczególnych rzędów można uznać za stały. Nie jest bowiem możliwy taki przypadek, aby na odcinku hali określonym przerwami dylatacyjnymi, tory podsuwnicowe mogły zmieniać poziomy. Dlatego też dla danego rzędu  $\alpha'_{ik} = \alpha'_k = \text{const.}$ , z wyrażenia 5.2 możemy określić

$$\alpha'_{ik} = \frac{\alpha'_k}{a_1} \quad (5.119)$$

Zatem z wykresów podanych na rys. 5.35 dla różnych wartości  $a_1$ , można odczytać wartości  $m'$ , a z wyrażenia (5.119) określić długości przyjętych do analizy słupów.

Rys.5.35. Wykresy funkcji  $m'$ a - dla  $\alpha_H''' = 0$ b - dla  $\alpha_H''' = 0,1$ c - dla  $\alpha_H''' = 0,2$ d - dla  $\alpha_H''' = 0,3$ 

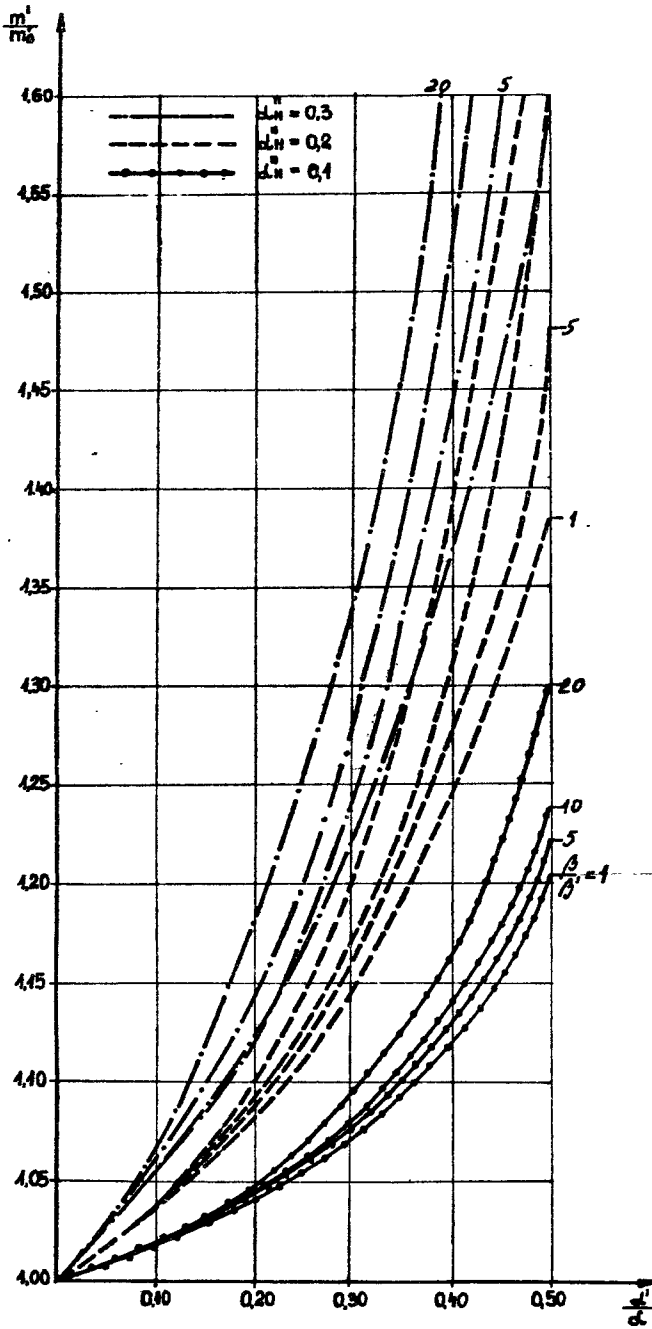
Analizując rozwiązanie, dla którego  $\alpha_H''' = 0,30$ ,  $\alpha'' = 0,20$  i  $\beta/\beta' = 10$  oraz przyjmując dwa różne słupy, o współczynnikach  $a_1 = 0,1$  i  $a_1 = 0,15$  otrzymano

$$\alpha_1 = \frac{0,20}{0,10} = 2,000$$

$$m_1' = 0,8956$$

$$\alpha_2 = \frac{0,20}{0,15} = 1,333$$

$$m_2' = 0,8105$$



Rys.5.36. Wykresy stosunku funkcji  $\frac{m^1}{m_0^1}$

Powyższe wyniki wskazują, że mimo iż różnica długości słupów jest znaczna, to różnica wartości  $m_1$  i  $m_2$  jest stosunkowo mała. Procentowo różnice te wynoszą

$$\frac{\alpha_1 - \alpha_2}{\alpha_2} \cdot 100 = 33,33 \%$$

$$\frac{m_1' - m_2'}{m_1'} \cdot 100 = 9,90 \%$$

Z wykresów podanych na rys. 5.35 wynika również, że w zakresie małych wartości  $a_1$  zmiana sztywności górnej i dolnej części słupa mało wpływa na zmianę wartości  $m'$ . Zmiana wartości  $m$  jest tym mniejsza im mniejsza jest wartość współczynnika  $\alpha_H''$ .

Ważne jest tutaj spostrzeżenie, że ze wzrostem współczynnika  $\alpha$  /wzrost wysokości słupa/ wzrasta wartość funkcji  $m'$ .

Z wykresów podanych na rys. 5.36, wynika, że możliwe jest dla pewnych wartości stosunku współczynników  $\frac{\alpha}{\beta}$  i  $\frac{\beta}{\beta'}$  uproszczenie polegające na przyjęciu, że  $\alpha_H'' = 0$ . Uproszczenie to może mieć miejsce przy małych wartościach stosunku współczynników  $\frac{\alpha}{\alpha'}$  i przy równocześnie małych wartościach stosunku współczynników  $\frac{\beta}{\beta'}$ .

Przebieg funkcji  $m_{ik}''$  określonej wzorem (5.91) przedstawiono na rys. 5.37. Wykresy dotyczą wybranego rzędu "k". Zatem można je było wykonać dla  $\alpha_{ik}' = \text{const}$  oraz uwzględnić porównawczą długość słupa, dla której  $\alpha = 1$ . Przyjmując różne wersje wymiarów hali  $m_{ik}''$  można uzależnić od  $a_1 = \frac{\alpha'}{1} = \alpha'$ . W ten sposób wyrażenie (5.91) dla porównawczego słupa rzędu "k" przedstawia się następująco

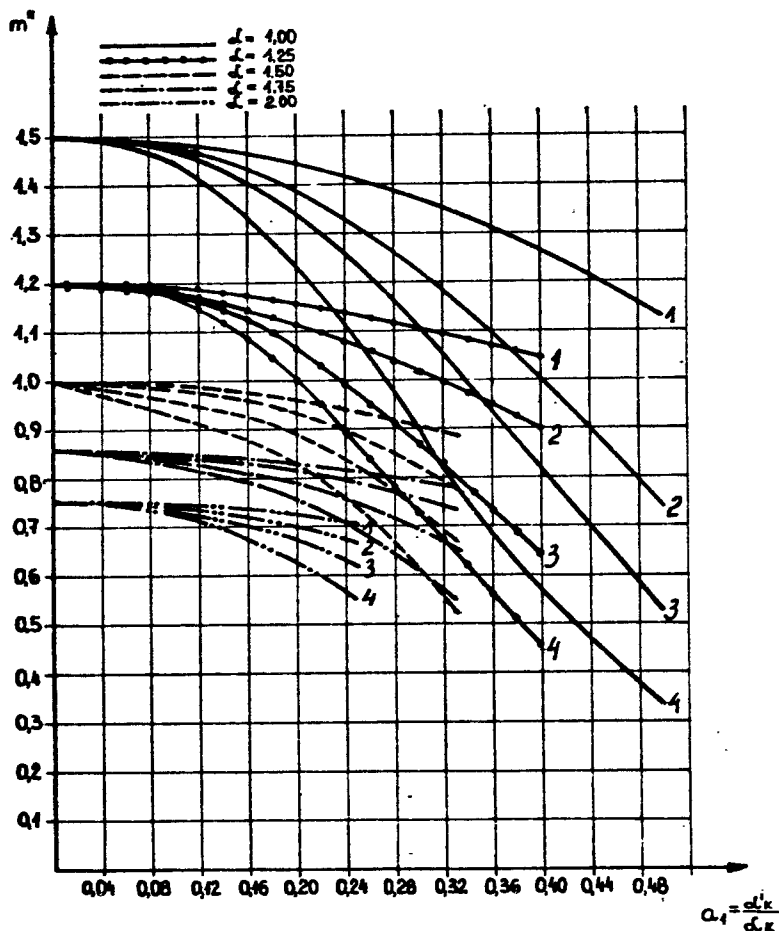
$$m_{ik}'' / \alpha = 1 / = \frac{1,5 [1 - / \alpha_k' / 2]}{1 - / \alpha_k' / 3 + \frac{\beta_{1k}}{\beta_{1k}'} / \alpha_k' / 3} \quad (5.120)$$

Z uwagi na to, że funkcja (5.91) zależy od  $a_1 = \frac{\alpha_{ik}'}{\alpha_{ik}}$  oraz od  $\alpha_{ik}$  dla pozostałych słupów rzędu "k", wyrażenie (5.91) należy przedstawić następująco

$$m_{ik}'' / \alpha > 1 / = \frac{1,5 [1 - / \frac{\alpha_k'}{\alpha_{ik}} / 2]}{\alpha_{ik} [1 - / \frac{\alpha_k'}{\alpha_{ik}} / 3 + \frac{\beta_{1k}}{\beta_{1k}'} / \frac{\alpha_k'}{\alpha_{ik}} / 3]} \quad (5.121)$$

Z porównania wyrażeń (5.120) i (5.121) wynika, że dla słupów rzędu "k" przy  $\alpha > 1,0$  krzywe funkcji  $m_{ik}''$  należy budować z uwzględnieniem  $a_1 = \frac{\alpha_k'}{\alpha_{ik}}$ .

Znaczy to, że przy takich samych współczynnikach  $\alpha_k'$  wartość  $a_1$  należy podzielić przez  $\alpha_{ik}$ . Stąd na rys. 5.37 krzywe wykonane dla  $\alpha_{ik} > 1,0$  mają tym mniejszy zakres, im większe jest  $\alpha$ . Wszystkie krzywe skończono dla  $\alpha_k = 0,5$ . Przyjęta konstrukcja wykresów umożliwia przeprowadzenie analizy uzyskanych wyników.



Rys.5.37. Wykresy funkcji  $m''$

- 1 - krzywe dla  $\frac{\beta}{\beta^*} = 1$       2 - krzywe dla  $\frac{\beta}{\beta^*} = 5$   
 3 - krzywe dla  $\frac{\beta}{\beta^*} = 10$       4 - krzywe dla  $\frac{\beta}{\beta^*} = 20$

Na podstawie wykresów /rys. 5.37/ można stwierdzić, że:

1. Im współczynnik porównawczy  $\alpha$  jest większy tym różnica między dwiema długościami słupa mniej wpływa na różnice wartości  $m''$  /krzywe wykonane dla  $\alpha = 1,75$  i  $\alpha = 2,0$  leżą bliżej siebie niż krzywe wykonane dla  $\alpha = 1,25$  i  $\alpha = 1,00/$ .
2. Im współczynnik  $\alpha$  jest większy tym zmiana współczynników  $\frac{\beta}{\beta'}$  mniej wpływa na zmianę wartości  $m''$ .
3. Przy zróżnicowanych współczynnikach porównawczych długości słupów  $\alpha$  / i współczynnikach momentów bezwładności  $\beta$  / mogą zachodzić przypadki, dla których wartości  $m''$  będą do siebie zbliżone. Wynika to z pokrywania się poszczególnych krzywych na wykresie.

Z wykresów przedstawionych na rys. 5.35 i 5.37 wynika, że krzywe  $m'$  i  $m''$  mają odmienny przebieg. Z działaniem obciążeń pionowych na słupy jest związane działanie poziomych sił wywołanych przez suwnice. Na tym tle widoczny jest związek między  $m'$  i  $m''$ . Postanowiono zatem zbadać jakie wartości przyjmuje i jak przebiega stosunek tych dwóch funkcji

$$\mathcal{G}_{ik} = \frac{m''_{ik}}{m'_{ik}} \quad (5.122)$$

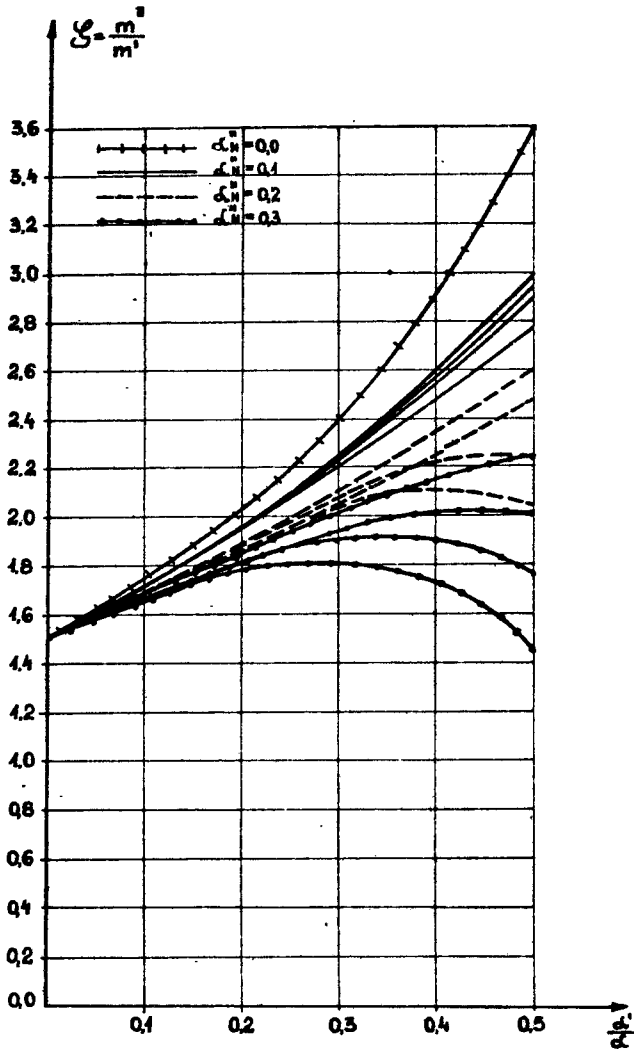
oraz

$$m''_{ik} = \mathcal{G}_{ik} \cdot m'_{ik} \quad (5.123)$$

Podstawiając wyrażenia 5.90 i 5.91 otrzymano

$$\mathcal{G}_{ik} = \frac{1,5 / 1 - a_{1ik}^2 /}{\alpha_{ik} \left[ 1 - 1,5 a_{1ik} + 0,5 a_{1ik}^3 + 1,5 a_{1ik} / 1 - a_{1ik}^2 / \alpha_{H1k}'' + \right.} \\ \left. + \frac{\beta_{1k}}{\beta'_{ik}} / 1,5 a_{1ik} - 0,5 a_{1ik} \cdot \alpha_{H1k}'' / a_{1ik}^2 - \alpha_{H1k}''^2 \right]} \quad (5.124)$$

Przebieg funkcji  $\mathcal{G}$  dla stałej długości słupa czyli dla  $\alpha_{1k} = 1$  oraz zmiennych współczynników  $\alpha'_{ik}$ ,  $\frac{\beta_{1k}}{\beta'_{ik}}$  oraz  $\alpha_{H1k}''$  przedstawiono na rys. 5.38. Należy zwrócić uwagę, że dla wskazanych na wykresach zmiennych współczynników funkcja spełnia warunek  $\mathcal{G} > 1,5$ . Dla pewnych współczynników, np.  $\frac{\alpha'}{\alpha} = 0,5$ ,  $\alpha_{H1k}'' = 0,1$   $\mathcal{G}$  przyjmuje stosunkowo dużą wartość. Znaczy to, że  $m''$  może być kilka razy większe niż  $m'$ . Dla  $\alpha > 1$  wartość funkcji  $\mathcal{G}$  jest odpowiednio mniejsza. Na podstawie wykresów podanych na rys. 5.35 i 5.37 można ocenić, że funkcja  $\mathcal{G}$  przyjmie również wartości mniejsze od jedności.

Rys.5.38. Wykresy funkcji  $\varphi$ 

### 5.9. Kryteria oceny wpływu przemieszczenia tarczy na zróżnicowanie przemieszczeń słupów na poziomie toru podsuwnicowego

Analiza dotyczy, jak poprzednio, wybranego rzędu słupów. Założono, że znane jest przemieszczenie tarczy  $\delta^W$ , a więc i przemieszczenie wierzchołka słupa  $\delta_1^W$ .

Określając ugięcie wierzchołka słupa, odpowiadające znanemu przemieszczeniu  $\delta_1^W$ , wywołane poziomą siłą skupioną  $H_1^W$  działającą w wierzchołku



słupa uzyskano

$$\delta_1^W = v_1^I \cdot H_1^W \cdot \frac{h^3}{3EJ} \quad (5.125)$$

Ze wzoru 5.125 otrzymano

$$H_1^W = \frac{3EJ}{h^3} \cdot \frac{\delta_1^W}{v_1^I} \quad (5.126)$$

Szukamy przemieszczenia  $\delta_1^r$  /przemieszczenie słupa na poziomie toru podsuwnicowego/, które powstanie na tym poziomie w wyniku działania siły  $H_1^W$ .

$$\delta_1^r = H_1^W \cdot v_1^{II} \cdot \frac{h^3}{3EJ} \quad (5.127)$$

Podstawiając (5.126) do (5.127) otrzymano

$$\delta_1^r = \frac{v_1^{II}}{v_1^I} \cdot \delta_1^W \quad (5.128)$$

Wykorzystując wyrażenie (5.88) mamy

$$\delta_1^r = m_1^r \cdot \delta_1^W \quad (5.129)$$

Zróznicowane charakterystyki geometryczne słupów rzędu "k", w wyniku przemieszczenia tarczy, uwidocznia się we współdziałaniu toru ze słupami tylko w przypadku, kiedy przemieszczenie względne /wzór 5.99 /  $\delta_1^a > 0$ .

Interesujące jest zatem przeprowadzenie analizy przemieszczenia względnego słupów rzędu "k" przy zmianie charakterystyk geometrycznych tego rzędu. Przyjmujemy do analizy, jako porównawcze, wymiary słupa o najmniejszej wysokości. Zatem dla słupa porównawczego  $\alpha = 1$ , a dla pozostałych słupów rzędu  $\alpha > 1$ . Z wykresów podanych na rys. 5.35, dla  $\alpha_k^r = \text{const}$  wynika, że ze wzrostem wysokości słupa /  $\alpha > 1,0$  / wzrasta funkcja  $m^r$ . Dla stałej wartości  $\frac{\beta}{\beta^*}$  wartość funkcji jest najmniejsza dla najmniejszej wartości  $\alpha$  czyli dla  $\alpha = 1$ . Biorąc równocześnie pod uwagę przebieg krzywych na rys. 5.35 można stwierdzić, że dla pewnych wartości  $\frac{\beta}{\beta^*}$ , zwłaszcza przy małych wartościach  $a_1$  i  $\alpha_H''$ , min.  $\delta^r$  uzyskamy dla  $\alpha = 1$ . Powyższe stwierdzenie dotyczy wszystkich przypadków objętych zmiennymi współczynnikami podanymi na rys. 5.35. Należy zaznaczyć, że z praktycznego punktu widzenia podany zakres współczynników jest znaczący.

Określamy zatem

$$\delta_{\min}^r = m_k^{r''''} \cdot \delta^W \quad (5.130)$$

gdzie:

$$m''' = \frac{1}{1 - \alpha_k'^3 + \frac{\beta_{kx}}{\beta_k''} \cdot \alpha_k'^3} \left[ 1 - 1,5 \alpha_k' + 0,5 \alpha_k'^3 + \right. \\ \left. + 1,5 \alpha_k' / \beta_k'' - \alpha_k'^2 / \alpha_{Hk}'' + \frac{\beta_{kx}}{\beta_k''} / 1,5 \alpha_k' + \right. \\ \left. - 0,5 \alpha_k' \cdot \alpha_{Hk}'' / \alpha_k'^2 \cdot \alpha_{Hk}''^2 \right] \quad (5.131)$$

Wyrażenie (5.131) otrzymano dla  $\alpha = 1$ , a więc dla  $a_1 = \alpha'$ . Wartości funkcji według (5.131) dla odpowiednich współczynników porównawczych można odczytać z wykresów podanych na rys. 5.35.

Wzór (5.99) przedstawimy następująco

$$\delta_1^A = /m_1' - m''' / \delta_1^W \quad (5.132)$$

lub też

$$\delta_1^A = J \cdot \delta_1^W \quad (5.133)$$

gdzie:

$$J = m_1' - m''' \quad (5.134)$$

Wartość funkcji (5.134) dla odpowiednich współczynników odczytuje się z rys. 5.35. Określmy przykładowo wartości tej funkcji dla niektórych współczynników porównawczych słupów. Uzyskane wyniki zestawiono w tabelicy 5.1. Z tabelicy wynika, że niektóre wartości przemieszczeń  $\delta_1^A$  stanowią mały procent przemieszczenia  $\delta_1^W$ . Dla podanych w tabelicy współczynników  $J$  wynosi od 2 % do 40 % wartości  $\delta_1^W$ . Interesujące jest, że dla  $\alpha = 1,25$  /dla długości słupa większej o 25 % od długości słupa porównawczego/,  $\alpha_H'' = 0,30$ ,  $\alpha' = 0,20$  oraz  $\frac{\beta}{\beta''} = 20$   $\delta_1^A = 0,09 \cdot \delta_1^W$ . Dla podanych tu współczynników słupa określona wartość przemieszczenia względnego jest mała.

Znając przemieszczenia względne  $\delta_1^A$  łatwo otrzymać np. z równań (5.100) wartości sił obciążających słupy, a spowodowane przemieszczeniem tarczy. Im siły te będą mniejsze, w stosunku do pozostałych sił obciążających słupy, tym siły wewnętrzne określone na podstawie przedstawionej metody przybliżonej, będą bliższe siłom rzeczywistym istniejącym w przekrojach słupów.

Tablica 5.1

$\alpha_H$	$\frac{\beta}{\beta'}$	$\alpha$		1,25			1,50			2,00		
		$\alpha'$	$m'$	$\frac{\alpha'}{\alpha}$	$m'$	$\xi$	$\frac{\alpha'}{\alpha}$	$m'$	$\xi$	$\frac{\alpha'}{\alpha}$	$m'$	$\xi$
0,10	1	0,1	0,86	0,08	0,88	0,02	0,066	0,90	0,04	0,05	0,92	0,06
		0,2	0,73	0,16	0,78	0,05	0,133	0,82	0,09	0,10	0,86	0,13
		0,4	0,48	0,32	0,58	0,10	0,266	0,64	0,16	0,20	0,73	0,25
	20	0,1	0,83	0,08	0,86	0,03	0,066	0,90	0,07	0,05	0,92	0,09
		0,2	0,63	0,16	0,72	0,09	0,133	0,77	0,14	0,10	0,83	0,20
		0,4	0,22	0,32	0,36	0,14	0,266	0,48	0,26	0,20	0,62	0,40
0,30	1	0,1	0,89	0,08	0,91	0,02	0,066	0,93	0,04	0,05	0,95	0,06
		0,2	0,79	0,16	0,83	0,04	0,133	0,88	0,09	0,10	0,90	0,11
		0,4	0,59	0,32	0,67	0,08	0,266	0,72	0,13	0,20	0,79	0,20
	20	0,1	0,87	0,08	0,90	0,03	0,066	0,92	0,05	0,05	0,95	0,08
		0,2	0,69	0,16	0,78	0,09	0,133	0,82	0,13	0,10	0,87	0,18
		0,4	0,33	0,32	0,46	0,13	0,266	0,56	0,23	0,20	0,69	0,36

## 5.10. Przykład

Schemat hali i niezbędne wymiary jednej ze zrealizowanych hal podano na rys. 5.39. Słupy hali są żelbetowe, a belka podsuwnicowa stalowa. W hali są eksploatowane dwie suwnice o udźwigu 200,0 kN każda.

Współczynniki porównawcze wymiarów i momentów bezwładności są następujące:

$$\beta_{1ky} = \beta_y = 1,0$$

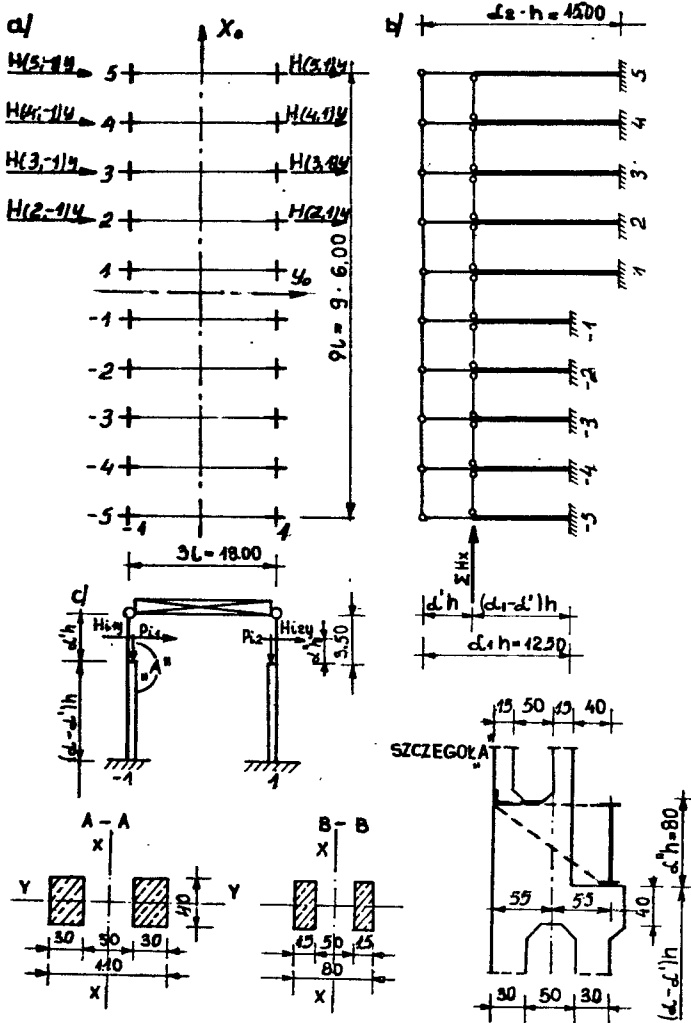
$$\beta_{1ky} = \beta_y = 0,323$$

$$\beta_{1kx} = \beta_x = 0,08$$

$$\beta_{1kx} = \beta_x = 0,04$$

$$\lambda_{1k} = \lambda = 0,044$$

$$\alpha = 0,28$$



Rys.5.39. Schemat hali do przykładu liczbowego

- a - rzut hali
- b - przekrój podłużny
- c - przekrój poprzeczny

$$\alpha_{/1,1/} = \dots = \alpha_{/5,1/} = \alpha_{/1,-1/} = \dots = \alpha_{/5,-1/} = 1,20$$

$$\alpha_{/-1,1/} = \dots = \alpha_{/-5,1/} = \alpha_{/-1,-1/} = \dots = \alpha_{/-5,-1/} = 1,00$$

$$\alpha'' = 0,064$$

Współczynniki poziomych przemieszczeń obliczone ze wzorów (5.1) podane w tablicy 5.2.

Tablica 5.2

Nr słu- pa w rzę- dzie	Współ- czynnik dla osi	Rząd słupów: 1 i /-1/							
		V <sup>I</sup>	V <sup>II</sup>	V <sup>II</sup> <sub>H</sub>	V <sup>III</sup> <sub>I</sub>	V <sup>III</sup> <sub>H</sub>	V <sup>IV</sup>	V <sup>V</sup>	V <sup>V</sup> <sub>K</sub>
-1,-2	V <sub>x</sub>	12,775	7,3875	-	4,6650	-	0,7600	0,4275	-
-3,-4	V <sub>y</sub>	1,046	0,591	0,6844	0,3732	0,4824	0,0608	0,0342	0,0403
-5									
+1,+2	V <sub>x</sub>	21,875	14,1775	-	9,7338	-	1,1238	0,6988	-
+3,+4	V <sub>y</sub>	1,774	1,1342	1,2698	0,7787	0,9533	0,0899	0,0559	0,0636
+5									

Ustawienie dwóch suwnic na torze wywołującym najniekorzystniejsze obciążenie słupa skrajnego jest tutaj równocześnie najniekorzystniejszym ustawieniem dla słupa drugiego. Dla takiego ustawienia reakcje belki nieciągłej wynoszą:

- obciążenie słupa skrajnego  $R_{/5,-1/} = 0,833 P$
- obciążenie słupa przedskrajnego  $R_{/4,-1/} = 1,895 P$
- obciążenie słupa trzeciego  $R_{/3,-1/} = 1,165 P$
- obciążenie słupa czwartego  $R_{/2,-1/} = 0,107 P$

$$\sum R_{ik} = 4,000 P$$

Stosunek minimalnego nacisku kół suwnic do maksymalnego wynosi

$$P_{\min} : P_{\max} = 0,273$$

$$H_{iky} = 0,10 R_{ik}$$

$$\max \sum H_x = 0,12 \cdot 4 \cdot P = 0,48 P$$

Wartości pomocnicze obliczone na podstawie równań (5.66) zestawiono w tabeli 5.3.

Tabela 5.3

Nr słupa w rzędzie	Rząd słupów 1 i -1		
	$A'_{1k}$	$A''_{1k}$	$A'''_{1k}$
-1, -2, -3, -4, -5	2,5447	1,4716	0,9292
+1, +2, +3, +4, +5	1,8343	1,1888	0,8162
$\sum_{-1}^{+1} A_{1k}$	5 · 4,3790	5 · 2,6604	5 · 1,7454

Zgodnie ze wzorem (5.69) oddziaływanie toru na słupy wynosi

$$\frac{T_1}{X/1,-1/} = \dots = \frac{T_1}{X/5,-1/} = 0,0402 \text{ P}$$

$$\frac{T_1}{X/-1,-1/} = \dots = \frac{T_1}{X/-5,-1/} = 0,0558 \text{ P}$$

---


$$\sum X_{1k}^{T_1} = 0,4800 \text{ P}$$

Obciążenie hali mostami suwnicowymi wywołującymi największe przemieszczenie tarczy podano na rys. 5.39.

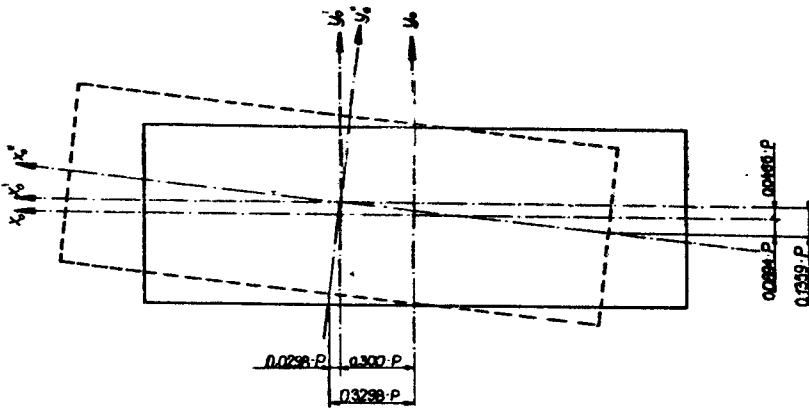
W oparciu o wzory (5.33), (5.36) i (5.41) otrzymano następujące wartości przemieszczeń tarczy dachu /dla sił pionowych przyjęto współczynnik dynamiczny o wartości 1,10/

$$\bar{\Delta} X_m = - 0,0298 \text{ P}$$

$$\Delta X_s = 0,3000 \text{ P}$$

$$\Delta y_s = 0,0465 \text{ P}$$

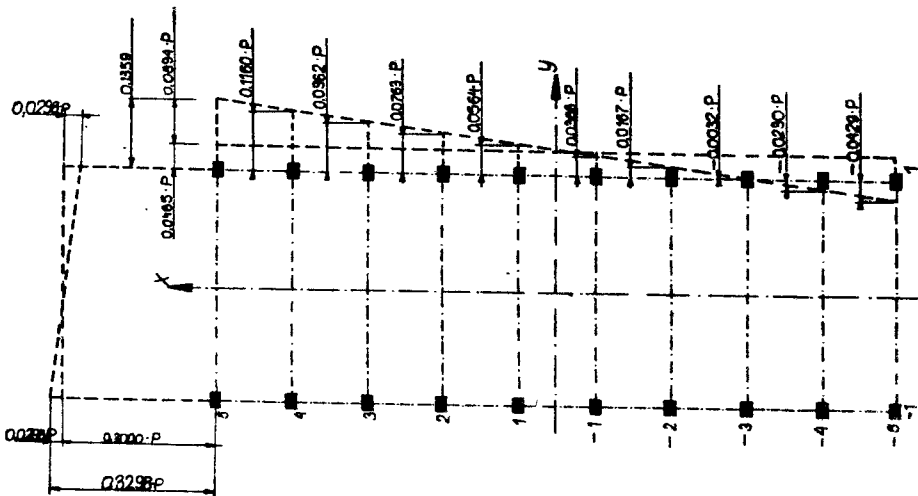
Przemieszczenie tarczy podano na rys. 5.40, przemieszczenia wierzchołków słupów na rys. 5.41, a siły X i Y działające na tarczę na rys. 5.42 a.



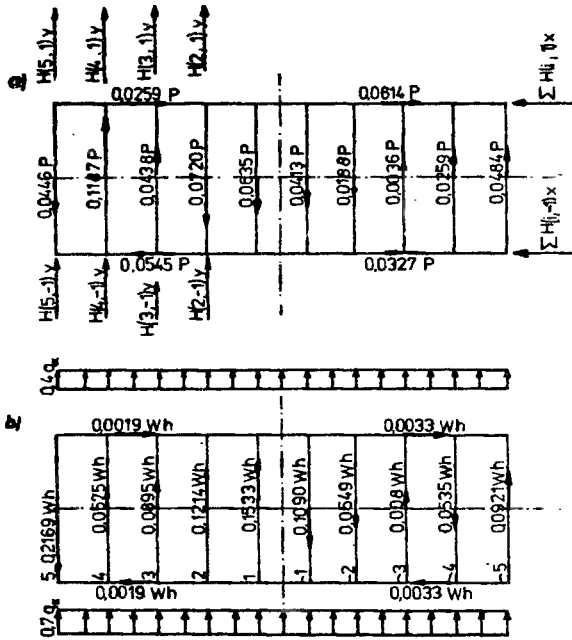
skala długości 1:500

skala przemieszczeń  $0.200 P = 10 \text{ mm}$

Rys.5.40. Obliczone w przykładzie przemieszczenie tarczy wywołane obciążeniem suwnicami



Rys.5.41. Przemieszczenie wierzchołków słupów



Rys.5.42. Obliczone w przykładzie siły wierzchołkowe działające na tarczę  
 a - obciążenie suwnicami  
 b - obciążenie wiatrem działającym na ściany boczne

Nieznane siły w dwupiętrowej ramownicy wg rys. 5.39 b określono w oparciu o równania:

- (5.68) i (5.69) dla przypadku obciążenia układu siłami  $H_{ikr}$ ,
- (5.76) i (5.77) dla przypadku przemieszczenia układu na poziomie wierzchołków słupów o wartości  $\Delta X_m$ .

Obliczone siły zestawiono w tabelicy 5.4.

Tablica 5.4

Oznaczenie siły	Nr słupa w rzędzie 1	
	-1, -2, -3, -4, -5	+1, +2, +3, +4, +5
$X^W1$	- 0,0323 P	- 0,0259 P
$X^W2$	0,0116 P	0,0314 P
$X^W$	- 0,0207 P	0,0055 P
$X^T1$	0,0558 P	0,0402 P
$X^T2$	0,0246 P	- 0,0274 P
$X^T$	0,0794 P	0,0128 P



Zgodnie ze wzorem (5.83) wpływ pominięcia sił  $X^{T2}$  na przemieszczenie rzędu słupów wynosi

$$p_3 = \frac{4,3790 \cdot 1,7454 - 2,6604^2}{\left[ \frac{1}{12,775} + \frac{1}{21,875} \right]} = 1,024$$

Różnica przemieszczeń obu różnej wysokości słupów na poziomie toru wynosi

$$\int_x \Delta T_2 = \int_x^{T_2} - \int_x^{T_2} / 1+1, k/x = \left[ \frac{v_{ikx}^{II}}{v_{ikx}^I} - \frac{v_{/1+1, k/x}^{II}}{v_{/1+1, k/x}^I} \right] \int_x^W$$

$$\int_x \Delta T_2 = \left[ \frac{14,1775}{21,875} - \frac{7,3875}{12,775} \right] \int_x^W = 0,0698 \int_x^W$$

Ze wzoru (4.9) obliczamy

$$\int_x^W = \frac{1250^3}{3 \cdot 2700000 \cdot 4020000} \Delta = 0,0000599 \Delta$$

Dla nacisku na koło szynicy  $P = 164,00 \text{ kN}$  jest

$$\int_x^W / k = -1/x = 0,0000599 \cdot 0,3298 \cdot 164000 = 2,936 \text{ cm}$$

Przemieszczenie wierzchołka słupa wynoszące  $\int_x^W = 2,936 \text{ cm}$  kilkakrotnie przekracza przemieszczenie dopuszczalne. Wynika to z małej sztywności słupów względem osi  $x / \beta_x = 0,08/$ . Ograniczając przemieszczenia słupa na poziomie toru do wartości normowej

$$\int_x^T = \frac{900}{2000} = 0,45 \text{ cm}$$

będzie

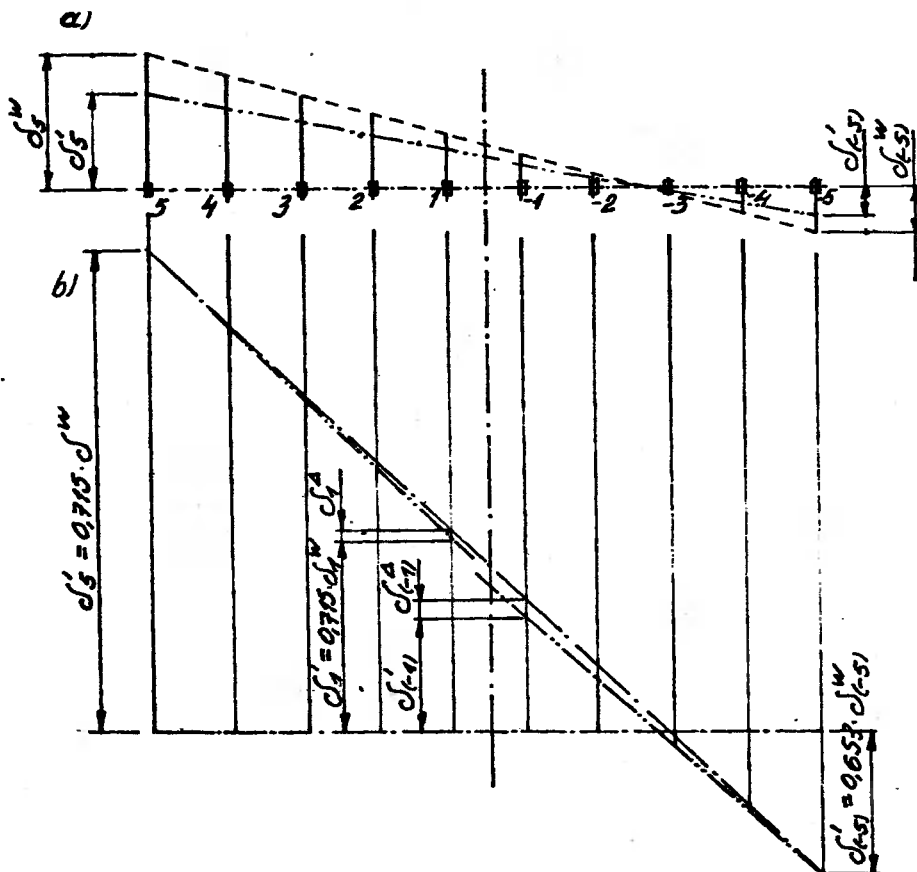
$$\int_x^W = \frac{21,875}{14,1775} \cdot 0,45 = 0,694 \text{ cm}$$

$$\int_x \Delta T_2 = 0,0698 \cdot 0,694 = 0,048 \text{ cm} = 0,48 \text{ mm}$$

Zakładamy, że tolerancje wymiarowe łączników umożliwiają powstanie swobodnych przemieszczeń torów względem słupów o wartości  $1,00 \text{ mm}$ . Stąd przy przemieszczeniu wierzchołka słupa o wartości  $0,694 \text{ cm}$  nie nastąpi

współdziałanie torów ze słupami.

Przesunięcia słupów na poziomie toru podsuwnicowego  $\delta_y'$  podano na rys. 5.43.



Rys. 5.43. Przesunięcia słupów

- a - przesunięcie wierzchołków i na poziomie toru
- b - przesunięcie względne

Dla słupów oznaczonych liczbami dodatnimi  $\delta_{iy}' = 0,715 \delta_{iy}^W$ , a dla słupów pozostałych  $\delta_{iy}' = 0,653 \delta_{iy}^W$ .

Największe przesunięcie wierzchołka słupa wynosi

$$\delta_{5y}^W = 0,0000599 \cdot 0,1359 = 0,0000081 \text{ P}$$

$$\delta_{5y}^W = 0,0000081 \cdot 164000 = 1,328 \text{ cm}$$

$$\delta_{/-5/y}^W = 0,0000599 \cdot 0,0429 \cdot 164000 = 0,41 \text{ cm}$$

Przyjmujemy, że oś obrotu tarczy przechodzi przez punkty przemieszczeń dwóch skrajnych słupów /rys. 5.43 b/.

Z rysunku łatwo obliczyć wartości  $\delta_1^{\Delta}$  zawarte między cięciwą a przemieszczeniami słupów  $\delta_{iy}^{\Delta}$ . Z rysunku widać, że największa wartość  $\delta_1^{\Delta}$  dotyczy słupa oznaczonego liczbą /-1/ i wynosi

$$\delta_{/-1/}^{\Delta} = 0,0276 \cdot \delta_{/5/}^W = 0,366 \text{ mm}$$

Przemieszczenia względne na poziomie toru podsuwnicowego są na tyle małe, że mieszczą się w tolerancjach wymiarowych śrub i otworów, za pomocą których łączy się tory ze słupami. Wniosek z tego, że przemieszczenie tarczy nie powoduje tutaj współdziałania ciągłego toru ze słupami.

Wierzchołkowe siły  $Y_1$  działające na słup nr 4 rzędu lewego wywołane przemieszczeniem tarczy, poziomymi siłami  $H_{1ky}$  oraz pionowymi reakcjami torów podsuwnicowych dla podanych niżej przypadków rozwiązania konstrukcji przedstawiają się następująco:

a/ hala bez usztywnień podłużnych w rzędach słupów. Zgodnie ze wzorami (5.85), (5.86), (5.87) i (5.92) obliczamy

$$\begin{aligned} Y_{/4,-1/} &= \frac{P}{1,774} [0,1160 - 1,2698 \cdot 0,1895 - 1,1 \cdot 0,0899 \cdot 1,895] = \\ &= -0,3120 \cdot \frac{P}{1,774} = -0,1759 P \end{aligned}$$

b/ hala z usztywnieniami w liniach słupów /wzór (5.39)/

$$\begin{aligned} \Delta Y_8 &= \frac{0,4 \cdot /1,0 + 0,273/ \cdot 1,2698 + 4 \cdot /1,00 - 0,273/ \cdot 0,0899 \cdot 1,1}{1,774 \left[ \frac{1}{1,046} + \frac{1}{1,774} \right] \cdot 10} P = \\ &= \frac{0,9342}{26,949} P = 0,0347 P \end{aligned}$$

Zgodnie ze wzorami jak w p. a jest

$$Y_{/4,-1/} = \frac{P}{1,774} [0,0347 - 1,2698 \cdot 0,1895 - 1,1 \cdot 0,0899 \cdot 1,895] =$$

$$= - \frac{0,3933}{1,774} P = - 0,2217 P$$

c/ rozwiązanie w układzie płaskim

$$\Delta y_s = \frac{P / 1,273 \cdot 0,1895 \cdot 1,2698 + 0,727 \cdot 0,0899 \cdot 1,895 \cdot 1,1 /}{1,774 \cdot 2 \cdot \frac{1}{1,774}}$$

$$= 0,2213 P$$

$$y_{/4,-1/} = \frac{P}{1,774} \left[ 0,2213 - 1,2698 \cdot 0,1895 - 0,0899 \cdot 1,895 \cdot 1,1 \right] =$$

$$= - \frac{0,2067}{1,774} P = - 0,1165 P$$

Zestawienie sił i przemieszczeń wierzchołka słupa dla poszczególnych rozwiązań zestawiono w tabelicy 5.5.

Tabela 5.5

Schemat układu i oznaczenie	Przemieszczenia	Siły
	$\int_{-1,4/y}^W$	$y_{-1,4/}$
bez usztywnień $\Delta y_a$	$0,1160 P \frac{h^3}{3 E J}$	$- 0,1759 P$
z usztywnieniami $\Delta y_b$	$0,0347 P \frac{h^3}{3 E J}$	$- 0,2217 P$
układ płaski $\Delta y_c$	$0,2213 P \frac{h^3}{3 E J}$	$- 0,1165 P$
$\Delta y_c : \Delta y_a$	1,905	-
$\Delta y_c : \Delta y_b$	6,375	-
$\Delta y_a : \Delta y_b$	3,343	-

Dla przypadku rozwiązania konstrukcji z ciągłymi torami podsuwnicowymi i ciągłymi tężnikami hamowymi sprężyste oddziaływanie toru na słupy zostanie określone również przy ustawieniu suwnic w hali wg rys. 5.39. Ob-

ciążony odcinek toru podsuwnicowego znajduje się w obrębie pięciu słupów o stałych charakterystycznych geometrycznych. Stąd sprężyste oddziaływanie toru na słupy wywołane bezpośrednim obciążeniem toru zostanie określone przy pomocy linii wpływu reakcji wykonanych dla belki pięciopodporowej. Pionowe reakcje ciągłego toru na słupy wynoszą:

- obciążenie słupa skrajnego  $R_{/+5,-1/} = 0,736 \text{ P}$
- obciążenie słupa drugiego  $R_{/+4,-1/} = 2,018 \text{ P}$
- obciążenie słupa trzeciego  $R_{/+3,-1/} = 1,222 \text{ P}$
- obciążenie słupa czwartego  $R_{/+2,-1/} = 0,024 \text{ P}$

$$\sum R_{ik} = 4,000 \text{ P}$$

Sprowadzone wartości przemieszczeń tarczy wywołane układem tych sił wynoszą

$$\bar{\Delta X}_m = - 0,0298 \text{ P}$$

$$\Delta X_g = 0,3000 \text{ P}$$

$$\Delta y_g = 0,0465 \text{ P}$$

Moment bezwładności kratownicy usztywniającej tor wynosi  $J_c = 164000 \text{ cm}^4$ , a moment bezwładności dolnej części słupa  $J = 4020000 \text{ cm}^4$ .

Współczynnik sprężystej podatności podpór obliczony na podstawie wzoru (5.108) wynosi

$$k = 0,0444 \frac{h^3}{3 E J}$$

Staly współczynnik belki opartej na sprężystych podporach dla powyższych danych wynosi  $\eta_h = 0,255$ . Przy tym współczynniku reakcja  $R_{/+4,-1/} = 0,180 \text{ P}$ . Zatem sprężyste oddziaływanie tężnika na słup wynosi

$$R_{/+4,-1/}^c = /0,2018 - 0,180/ \text{ P} = 0,0218 \text{ P}$$

Zgodnie z zależnościami (5.103) i (5.104) można napisać

$$\frac{H_i \cdot k_i}{\delta_i^M} = \frac{R^c}{R^d}$$

Ze wzoru (5.105) jest

$$\delta_{/+4,-1/}^M = /0,0636 - \frac{1,2698 \cdot 0,0899}{1,774} / \frac{Ph^3}{3 E J} = - 0,0008 \frac{Ph^3}{3 E J}$$

$$R_{/+4,-1/}^d = - \frac{0,0008}{0,0444} \cdot \frac{0,0218}{0,2018} P = - 0,002 P$$

Siła wierzchołkowa słupa w hali bez usztywnień w linii słupów

$$\Delta Y_{/+4,-1/} = \left[ 0,0465 + 3 \cdot \frac{3,5}{4,5} \cdot 0,0298 \right] P = 0,1160 P$$

$$Y_{/+4,-1/} = \frac{P}{1,774} \left[ 0,1160 - 1,2698 / 0,2018 - 0,0218 + 0,0020 / + \right. \\ \left. - 1,1 \cdot 0,0899 \cdot 2,0206 \right] = 0,1775 P$$

Siła wierzchołkowa słupa w hali z usztywnieniem w linii słupów

$$Y_{/+4,-1/} = \frac{P}{1,774} \left[ 0,0347 - 1,2698 / 0,2018 - 0,0218 + 0,0020 / + \right. \\ \left. - 1,1 \cdot 0,0899 \cdot 2,0206 \right] = 0,2233 P$$

Obciążenie hali /rys. 5.30/ suwnicami usytuowanymi w środkowej części /hala z nieciąglymi belkami i bez usztywnień w linii słupów/ daje następujące wyniki:

$$R_{/+2,-1/} = 0,833 P$$

$$R_{/+1,-1/} = 1,895 P$$

$$R_{/-1,-1/} = 1,163 P$$

$$R_{/-2,-1/} = 0,107 P$$

$$\bar{\Delta X}_m = - 0,0084 P$$

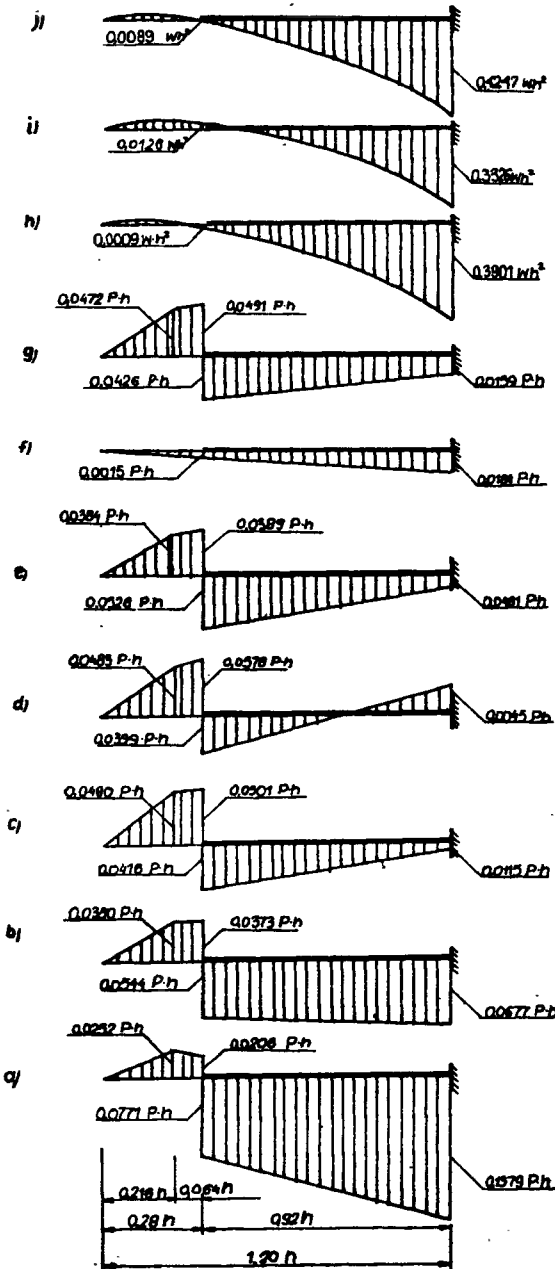
$$\Delta X_s = 0,3000 P$$

$$\Delta Y_s = 0,0384 P$$

$$\Delta Y_{/+2,-1/} = \left[ 0,0384 + 3 \cdot 0,0084 \cdot \frac{0,5}{4,5} \right] P = 0,0412 P$$

$$Y_{/+2,-1/} = \frac{P}{1,774} \left[ 0,0412 - 1,2698 \cdot 1,895 - 1,1 \cdot 0,00899 \cdot 1,895 \right] = \\ = 0,2180 P$$

Wykresy momentów zginających dla poszczególnych przypadków obciążenia i rozwiązań konstrukcyjnych przedstawione na rys. 5.44.



Rys. 5.44. Wykresy momentów zginających

- a, j - wykresy  $M_x$  dotyczą układu płaskiego
- b, c, d, e, h - wykresy  $M_x$  dotyczą słupów  $+4, -1$
- g, i - wykresy  $M_x$  dotyczą słupów  $+1, -1$
- b - układ bez usztywnień podłużnych z nieciągłymi belkami
- e - układ z usztywnieniami podłużnymi z nieciągłymi belkami
- d - układ z usztywnieniami podłużnymi z ciągłymi belkami
- e - układ bez usztywnień podłużnych z ciągłymi belkami
- f - wykres  $M_y$  układ bez usztywnień podłużnych
- g - układ bez usztywnień podłużnych z nieciągłymi belkami / suwnice w środkowej części hali/

Stosunek momentów zginających wywołanych obciążeniem suwnicami usytuowanymi w skrajnej części hali do momentów zginających wywołanych suwnicami usytuowanymi w środkowej partii hali w poszczególnych przekrojach słupa najbardziej obciążonego /dotyczy słupa przedskrajnego (+4,-1) i słupa środkowego (+1,-1) / wynosi

$$\text{- u podstawy słupa. } \frac{0,0677 \text{ Ph}}{0,0159 \text{ Ph}} = 4,26$$

$$\text{- powyżej zmiany przekroju } \frac{0,0373 \text{ Ph}}{0,0491 \text{ Ph}} = 0,760$$

Ta duża wartość stosunku momentów, zwłaszcza u podstawy słupa, zmniejszy się po uwzględnieniu pozostałych obciążeń słupa, jak np. obciążenia wiatrem i oddziaływaniem dźwigara dachowego.

Przemieszczenie wierzchołka słupa obciążonego wiatrem w sposób równomierny na całej wysokości wynosi

$$\int^W = \frac{h}{3 E J} \cdot W \cdot h \cdot v^{VI}$$

$$v^{VI} = \frac{3}{8 \beta} | \alpha^4 - \alpha^{-4} + \frac{\beta}{\beta^2} \cdot \alpha^{-4} |$$

$$\text{Dla } \alpha = 1,0 \quad v_y^{VI} = 0,3798, \text{ a dla } \alpha = 1,20 \quad v_y^{VI} = 0,7824$$

Zgodnie ze wzorami (5.33) dla obciążenia wiatrem ścian bocznych hali jest

$$F_{10} = 0$$

$$F_{20} = -h \sum_{-n}^n \sum_{-n}^n \left[ \frac{v_{iky}^{VI}}{v_{iky}^I} \cdot W_{iky} \right]$$

$$F_{30} = -h \sum_{-n}^n \left\{ \sum_1^n \left[ \frac{v_{iky}^{VI}}{v_{iky}^I} \sum_1^1 (W_{iky} \cdot l_{ix}) \right] + \right. \\ \left. - \sum_{-1}^{-n} \left[ \frac{v_{iky}^{VI}}{v_{iky}^I} \sum_{-1}^{-1} (W_{iky} \cdot l_{ik}) \right] \right\}$$

Dla parcia i ssania wiatru współczynniki ciśnienia zewnętrznego wynoszą 1,1 zatem



$$F_{20} = - \left[ 4,5 \cdot \frac{0,3798}{1,046} + 4,5 \cdot \frac{0,7824}{1,774} \right] 1,1 \text{ W h} =$$

$$= - 3,9803 \text{ W h}$$

$$F_{30} = - 1,1 \text{ W h l} \left[ \frac{0,3798}{1,046} (0,5 \cdot 4,5 + 3,5 + 2,5 + 1,5 + 0,5) + \right.$$

$$\left. - \frac{0,7824}{1,774} (0,5 \cdot 4,5 + 3,5 + 2,5 + 1,5 + 0,5) \right] = 0,8783 \text{ W h l}$$

Podstawiając do równań (5.35) otrzymano

$$\bar{\Delta x}_m = - 0,0425 \text{ W h}$$

$$\Delta x_s = 0$$

$$\Delta y_s = 0,2801 \text{ W h}$$

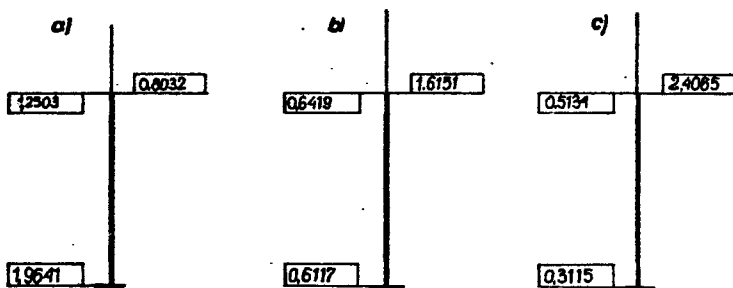
Oddziaływanie wierzchołków słupów na tarczę wywołane poszczególnymi przypadkami obciążenia zostało przedstawione na rys. 5.42 b, a wykresy momentów zginających w przekrojach słupa na rys. 5.44 h, i. Szczegółowe wartości momentów zginających obliczono dla obciążenia normowego wiatrem o wartości  $W = 150 \text{ dN/m}$ .

Na rys. 5.45 podano wartości stosunków momentów zginających w charakterystycznych przekrojach słupa następujących przypadków:

- słupa przedskrajnego do słupa środkowego /rys. 5.45 a/
- słupa przedskrajnego do słupa z układu płaskiego /rys. 5.45 b/
- słupa środkowego do słupa z układu płaskiego /rys. 5.45 c/.

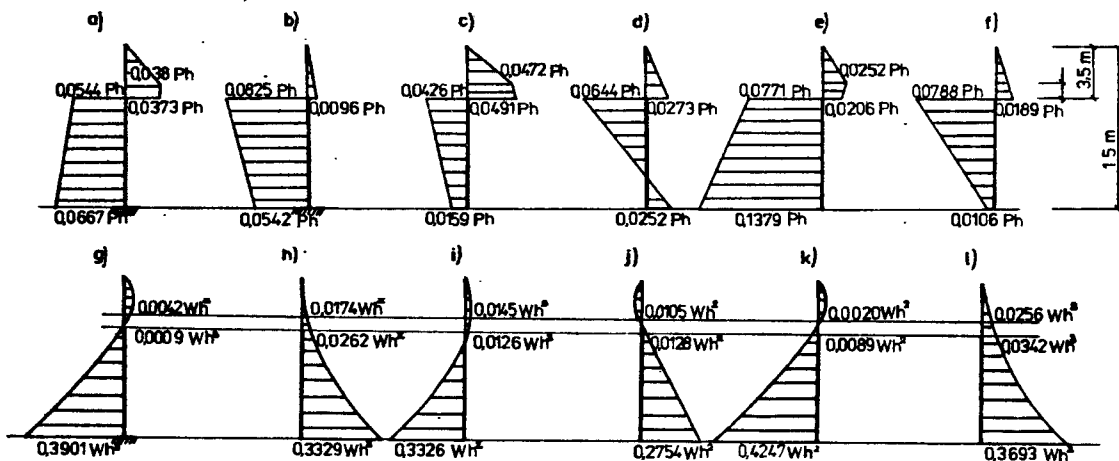
Współczynniki podane na rys. 5.45 a, b, c zostały określone z uwzględnieniem obciążenia hali suwnicami i wiatrem przyjmując wartości ekstremalne /rys. 5.46/ i uwzględniając współczynniki obciążenia.

Na podstawie analizy współczynników podanych na rys. 5.45 można stwierdzić, że wartości momentów zginających w poszczególnych przekrojach słupów przedskrajnych i słupów środkowych znacznie się różnią. W słupach przedskrajnych większe wartości występują w dolnej części a mniejsze w górnej części niż w słupach środkowych. Inaczej jeszcze przedstawiają się wartości współczynników uzyskanych z porównania układu płaskiego ze słupami środkowymi czy przedskrajnymi. Wnioski wynikają wprost z wyników podanych na rys. 5.45.



Rys.5.45. Stosunki momentów zginających

- a - słupa przedskrajnego /+4,-1/ do słupa środkowego  
 b - słupa przedskrajnego /+4,-1/ do słupa z układu płaskiego  
 c - słupa środkowego /+1,-1/ do słupa z układu płaskiego



Rys.5.46. Wykresy momentów zginających wykorzystane do obliczenia wartości ekstremalnych w poszczególnych przekrojach słupa

- |   |  |
|---|--|
| a - słup /+4,-1/ obciążony siłami $P, H_x, H_y$           | g - słup /+4,-1/ obciążony parciem wiatru                |
| b - słup /+4,-1/ obciążony siłami $P, H_x$                | h - słup /+4,-1/ obciążony ssaniem wiatru                |
| c - słup /+1,-1/ obciążony siłami $P, H_x, H_y$           | i - słup /+1,-1/ obciążony parciem wiatru                |
| d - słup /+1,-1/ obciążony siłami $P, H_x$                | j - słup /+1,-1/ obciążony ssaniem wiatru                |
| e - słup /+4,-1/ obciążony siłami $P, H_y$ /układ płaski/ | k - słup /+4,-1/ obciążony parciem wiatru /układ płaski/ |
| f - słup /+4,-1/ obciążony siłami $P$ /układ płaski/      | l - słup /+4,-1/ obciążony ssaniem wiatru /układ płaski/ |

## 5.11. Wpływ tolerancji połączeń na wyniki rozważań

W rozważaniach rozdziału 5 założono, że belki podsuwnicowe są ze słupami połączone przegubowo nieprzesuwne. Założenie to nie odpowiada w pełni rzeczywistości stanowi realizowanych w praktyce połączeń. Belki podsuwnicowe oraz hamowne tężniki belek są łączone ze słupami śrubami zgrubnymi. Należy zatem liczyć się w miejscach połączeń z luzem dochodzącym do 2,00 mm. Jest to dużo, jeśli zważyć że przemieszczenie względne na poziomie belki podsuwnicowej dla najczęściej spotykanych przypadków wynosi od kilku do kilkunastu procent /tablica 5.1/ przemieszczenia wierzchołka słupa.

Podobnie kształtują się przemieszczenia względne sąsiednich słupów w rzędzie /rys. 5.23 b/.

Przemieszczenie wierzchołka słupa jest równocześnie ograniczone warunkami normowymi. Stąd dla najczęściej spotykanych przypadków przemieszczenia względne okazują się mniejsze od tolerancji wymiarowych śrub /podobne wyniki uzyskano w załączonym w pracy przykładzie liczbowym/. Z przedstawionych względów ciągły tężnik hamowny oraz belki podsuwnicowe nieciągłe lub ciągłe w linii słupów w procesie przemieszczania się tarczy nie będą współdziałać ze słupami tak długo, jak długo przemieszczenia względne słupów nie przekroczą wartości tolerancji wymiarowych łączników.

W rzeczywistości mamy przypadek zmienności losowej usytuowania otworów względem trzpienia śruby. W celu przeprowadzenia dyskusji współdziałania elementów szkieletu zakłada się, że otwory i trzpienie śrub usytuowane są względem siebie w sposób centryczny. Przy tym założeniu, w początkowym stadium procesu obciążenia dowolnej nawy hali /obciążenie wzrasta od zera do swej skończonej wartości/, połączenie słupów z belkami podsuwnicowymi ma cechy połączenia przegubowo-przesuwne /pomija się siły tarcia wywołane ciężarem własnym torów podsuwnicowych/. Wyjątek stanowią belki bezpośrednio obciążone w płaszczyźnie pionowej mostami suwnicowymi, gdzie siły tarcia w miejscu oparcia belki na słupie są większe od sił poziomych.

Współdziałanie belek podsuwnicowych ze słupami w początkowym stadium procesu obciążenia nazywać będziemy pierwszym stanem współdziałania słupów z belkami podsuwnicowymi.

W dalszym stadium procesu obciążenia hali, w chwili kiedy przemieszczenie względne niektórych słupów /tych, które doznają największych przemieszczeń względnych/ zrównają się z wartościami tolerancji wymiarowych, połączenie przegubowo-przesuwne tych słupów stanie się połączeniem przegubowo-nieprzesuwne. W procesie dalszego wzrostu sił obciążających wzrastać będzie liczba połączeń przekształcających się z przegubowo-przesuwnych w przegubowo-nieprzesuwne. W końcowej fazie tego stadium obciążenia wszystkie połączenia przekształcą się w połączenia typu przegubowo-nieprzesuwne. Współdziałanie belek podsuwnicowych ze słupami w tym stadium procesu obciążenia nazywać będziemy drugim stanem współdziałania. Zatem w końcowym stadium procesu obciążenia, kiedy wszystkie słupy współdziałają z belkami stan ten określamy jako trzeci stan współdziałania. Jest oczywiste, że poszczególne stany współdzia-

łania dotyczące występowania sił  $X_{1k}^{T2}$  działających na poziomie belki w linii szeregu słupów oraz występowania sił sprężystego oddziaływania ciągłego tężnika hamownego nie pokrywają się.

Z przedstawionego wyводу wynika, że przemieszczająca się tarcza dachu, w pierwszym stanie współdziałania szkieletu, nie spowoduje powstania sił sprężystego oddziaływania na słupy ciągłego tężnika hamownego oraz nie spowoduje powstania sił  $X_{1k}^{T2}$  działających na słup w linii belek. Wyjątek stanowią jedynie siły  $X_{1k}^{T2}$  w miejscach belek bezpośrednio obciążonych mostami suwnicowymi. W przypadku hal wielonawowych i wieloprzęsłowych liczba słupów bezpośrednio obciążonych mostami suwnicowymi /reakcjami pionowymi obciążonych belek/ jest małą w stosunku do ogólnej liczby słupów hali. Stąd w takiej hali liczba połączeń belek ze słupami typu przegubowo-nieprzesuwne jest mała w stosunku do liczby połączeń przegubowo-przesuwnych. Należy wziąć pod uwagę równocześnie wartości funkcji  $p_3$  /wzór 5.84/ przedstawione na wykresach /rys. 5.24/ i wskazujące jaki jest wpływ połączeń przegubowo-nieprzesuwnych w stosunku do połączeń przegubowo-przesuwnych dla powszechnie spotykanych rozwiązań. Analiza tych dwóch czynników wskazuje, że w halach wielonawowych i wieloprzęsłowych można przyjąć, iż wszystkie połączenia belek ze słupami są przegubowo-przesuwne.

Jeżeli proces obciążenia hali kończy się w pierwszym stanie współdziałania szkieletu /wszystkie przemieszczenia względne są mniejsze od tolerancji wymiarowych w końcowym stanie obciążenia/, to przy założeniu istnienia wszystkich połączeń jako przegubowo-przesuwnych nie występuje współdziałanie toru ze słupami. W tym przypadku wyrażenia (5.82) i (5.83) są sobie równe, a zatem  $\Delta^{W1} = \Delta^{W2}$ . Stąd funkcja (5.84) przyjmuje wartość równą jedności / $p_3 = 1,00$ /. W takim przypadku wzory określające przemieszczenie tarczy są wzorami formalnie ścisłymi.

Jeśli natomiast w hali liczba słupów bezpośrednio obciążonych pionowymi reakcjami belek podsuwnicowych przekracza 30% wszystkich słupów; to proponuje się uznać, że rozwiązanie jest przybliżone. Stopień przybliżenia uzyskanego wyniku łatwo ocenić korzystając z funkcji  $p_3$  /wzór 5.84/ w sposób następujący: w wyrażeniu (5.82), traktowanym jako licznik funkcji  $p_3^{1/}$ , sumą obejmuje się wszystkie słupy hali. Wtedy mianownik wyrażenia (5.82) składać się będzie z wyrażenia (5.82) i (5.83). Sumowanie wyrażenia (5.82) należy przeprowadzić dla słupów z połączeniami uznanymi jako przegubowo-przesuwne, a sumowanie wyrażenia (5.83) przeprowadzić dla słupów z połączeniami zakwalifikowanymi jako przegubowo-nieprzesuwne. W tym ostatnim przypadku wartość funkcji  $p_3^{1/}$  jest oczywiście mniejsza niż to wynika z wykresów podanych na rys. 5.24 / $p_3^{1/} < p_3$ /.

W przypadku, kiedy proces obciążenia kończy się w drugim stanie współdziałania słupów z belką podsuwnicową, na wynik wpływa większa liczba słupów niż w pierwszym stanie współdziałania. Stąd wartość funkcji  $p_3^{2/}$  określającej stopień przybliżenia w przypadku drugiego stanu współdziałania jest większa od wartości funkcji pierwszego stanu współdziałania / $p_3^{2/} > p_3^{1/}$ /.

W przypadku trzeciego stanu współdziałania wartość funkcji  $p_3^{/3/}$  określającej stopień przybliżenia będzie większa od wartości funkcji drugiego stanu współdziałania  $p_3^{/2/}$ . Równocześnie obowiązuje warunek  $p_3 > p_3^{/3/}$ .

Przedstawione warunki wskazują zatem, że zagadnienie tolerancji wymiarowych łączników jest problemem ważnym i wymagającym oddzielnego opracowania. Natomiast przyjęte uproszczenia w rozdziale 5, a dotyczące pominięcia sił sprężystego oddziaływania torów na słupy przy określaniu przemieszczenia tarczy /wzory 5.35 / należy uznać za słuszne. Rezygnacja z przyjętych uproszczeń nie doprowadzi do wyniku dokładnego przy równoczesnym skomplikowaniu rozwiązań.

## 6. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W pracy przeanalizowano wpływ przestrzenności szkieletu na rozdział sił wewnętrznych w elementach hali o tarczowych cechach przekrycia znajdującego się na wspólnym poziomie dla wszystkich naw oraz ze słupami zamocowanymi dołem sztywno, a górą w sposób przegubowy. Do analizy przyjęto dowolne /różne wysokości i sztywności słupów itp./ charakterystyki poszczególnych elementów szkieletu, przyjęto możliwość powstania ogólnego przemieszczenia tarczy dachu oraz uwzględniono udział nieciągłego lub ciągłego toru podsuwnicowego w rozdziale sił wewnętrznych.

Zatem w pracy poddano rozważaniom stosunkowo prosty, pod względem statycznym, przypadek spośród licznych bardziej złożonych i spotykanych w praktyce inżynierskiej rozwiązań hal. Okazuje się, że ten przypadek wymaga dociekań i ustaleń dotychczas mało lub w ogóle nie opracowanych, przy czym istniejące opracowania, jak również przedstawione w tej pracy, zostały oparte na uproszczeniach.

Dla przeważającej liczby realizowanych hal, a więc i dla przeważającej liczby spotykanych charakterystyk geometrycznych elementów szkieletu, wynik uzyskany w oparciu o podane w pracy algorytmy można uznać jako formalnie ścisły. Dotyczy to tych wszystkich rozwiązań konstrukcji, które w podrozdziale 5.11 zakwalifikowano jako znajdujące się w pierwszym stanie współdziałania szkieletu. Dla rozwiązań konstrukcji, które charakteryzowały się będą drugim i trzecim stanem współdziałania szkieletu uzyskany wynik można uznać jako zadowalający nawet dla szerokiego zakresu parametrów szkieletu. Zakres parametrów dla hal z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi można ocenić w wyniku analizy wykresów podanych na rys. 5.24 przy z góry założonym stopniu przybliżenia. Proponuje się przyjąć, że wynik jest zadowalający z praktycznego punktu widzenia, jeśli funkcja  $p_3$  /wzór (5.84) i rys. 5.24/ nie przekroczy wartości 1,20, a zatem dla  $p_3 < 1,20$ . Funkcja  $p_3$  określa teoretycznie uzyskany stopień przybliżenia, który jest większy od wyniku rzeczywistego. Wynik rzeczywisty dla drugiego stanu współdziałania szkieletu określa wyrażenie  $p_3^{2/}$ , a dla trzeciego stanu współdziałania wyrażenie  $p_3^{3/}$ .

Zatem w oparciu o przedstawione w pracy analizy, dla konkretnego rozwiązania hali, można określić czy uzyskany wynik jest dokładny czy też przybliżony oraz jaki jest stopień uzyskanego przybliżenia.

W halach z ciągłym tężnikiem hamownym, przy zróżnicowanych wymiarach słupów, na przemieszczenie tarczy wpływają także siły sprężystego oddzia-

ływania tężnika, powstające w procesie przemieszczającej się tarczy. Jednak i w tym przypadku, podobnie jak w linii słupów, w pierwszym stanie współdziałania szkieletu ciągły tężnik hamowny nie oddziałuje na słupy, w wyniku przemieszczającej się tarczy.

Oddziaływanie tężnika wystąpi w drugim i trzecim stanie współdziałania szkieletu. Zatem wzory (5.35) określające przemieszczenie tarczy będą przybliżone dopiero w drugim i trzecim stanie współdziałania szkieletu. W tych dwóch stanach współdziałania szkieletu przemieszczenia względne słupów  $\delta_1^A$  na poziomie torów podsuwnicowych są większe od tolerancji wymiarowych łączników. Odpowiednią analizę wartości przemieszczeń względnych  $\delta_1^A$  podano w p. 5.9. W konkretnym przypadku hali łatwo określić wartość wyrażenia  $\delta_1^A$ . Mając te wartości oraz tolerancje wymiarowe śrub na podstawie wyrażen (5.100) i (5.103) można określić siły sprężystego oddziaływania toru na słupy. Porównanie tych sił z poziomymi reakcjami toru wywołanymi obciążeniem zewnętrznym pozwoli określić stopień uzyskanego przybliżenia. Proponuje się uznać, że wynik jest wystarczająco dokładny, jeśli reakcje sprężystego oddziaływania tężnika hamownego na słupy powstałe w wyniku przemieszczenia się tarczy, a zatem wywołane względny przemieszczeniem  $\delta_1^A$  /uwzględniając tolerancje wymiarowe śrub/ wyniosą nie więcej niż 10% reakcji toru wywołanego przez obciążenie zewnętrzne.

W pracy nie przeprowadzono analizy wpływu sprężystego odkształcenia się podłużnych stężeń w linii słupów na przemieszczenie tarczy. Liczący się wpływ sprężystego odkształcenia się stężeń może mieć miejsce w halach z ciężkimi suwnicami zamontowanymi na dużych wysokościach /w halach wysokich/. Sprężyste odkształcenie się stężeń spowoduje, że rzeczywiste wyniki będą zawarte w przedziale wyników uzyskanych dla hali bez tężników, a wynikami uzyskanymi dla hali z tężnikami przyjętymi jako nieodkształcalne. Chcąc uwzględnić wpływ sprężystego odkształcenia się podłużnych stężeń do wzorów podanych w pracy należy wprowadzić zamiast charakterystyk słupów /w miejscu stężeń/ zastępczą charakterystykę geometryczną /dotyczącą momentu bezwładności/ układu składającego się z dwu słupów powiązanych stężeniami.

Wykazano, że w niektórych rozwiązaniach hal przemieszczenia wywołane obrotem tarczy  $\Delta x$  i  $\Delta y$  znacznie przekraczają przemieszczenia  $\Delta x_s$  i  $\Delta y_s$  równoległe do osi hali. W związku z tym siły wewnętrzne /głównie momenty zginające/ w poszczególnych przekrojach słupa, wywołane przemieszczeniem tarczy, w słupach skrajnych i przedskrajnych będą inne niż w słupach środkowych. Również siły sprężystego oddziaływania ciągłych tężników hamownych belek podsuwnicowych będą inne w miejscu słupów skrajnych i przedskrajnych niż środkowych. Jak wynika z tablicy 3.1 przy odpowiednich wartościach współczynnika  $\eta_h$  siły sprężystego oddziaływania ciągłego tężnika na słupy skrajne i przedskrajne są większe niż na słupy środkowe. Zatem w halach bez usztywnień podłużnych w linii słupów i z ciągłymi tężnikami hamownymi belek podsuwnicowych na inne obciążenie słupów skrajnych i przedskrajnych mogą wpłynąć oba omówione zjawiska.

Należy podać, że przedstawiona w pracy metodyka postępowania prowadząca do określenia sił wewnętrznych w szkielecie hali /o tarczowych cechach przekrycia/ umożliwi wykorzystanie istniejących programów liczących płaskie układy prętowe oraz belki na sprężystych podporach. Programy te nadają się również do obliczenia sił i przemieszczeń potrzebnych do przeprowadzenia oceny stopnia przybliżenia uzyskanych przybliżonych wyników.

W oparciu o metodykę postępowania i algorytmy podane w pracy, opracowano program na maszynę cyfrową. Zrealizowane opracowanie wykorzystano do obliczenia przemieszczeń zamierzonego w pracy przykładu /p. 5.1/.

W praktyce inżynierskiej spotykane są konstrukcje w przeważającej liczbie przypadków o uporządkowanych charakterystykach słupów i torów podsuwnicowych. Zatem obliczenie z uwzględnieniem przestrzennego efektu takiego szkieletu, pod względem pracy rachunkowej tylko nieznacznie różni się od obliczenia w układzie płaskim. Szczególnie dotyczy to hal z podłużnymi usztywnieniami linii słupów uznanych jako nieodkształcalne oraz z nieciągłymi belkami podsuwnicowymi.

Należy przyjąć jako bezsporną konieczność wykonywanie obliczeń statycznych, uwzględniających wpływ elementów szkieletu hali na rozdział sił wewnętrznych. Szczególnie dotyczy to tych przypadków, kiedy elementy szkieletu charakteryzują się dowolnością parametrów, hala jest pozbawiona usztywnień podłużnych w szeregach słupów i ma ciągłe belki podsuwnicowe. Rozwiązanie takiej konstrukcji w układzie płaskim da wyniki zdecydowanie odmienne od ich rzeczywistej wartości.

Na podstawie przedstawionych w pracy rozważań można wyciągnąć wnioski dotyczące dalszych prac naukowych nad tą interesującą z użytecznego i naukowego punktu widzenia problematyką. Przede wszystkim konieczne jest prowadzenie w znacznie szerszym niż dotychczas zakresie badań na modelach i gotowych obiektach. Badania na gotowych obiektach powinny wykazać, jaki jest wpływ poszczególnych elementów na uprzestrzernienie szkieletu. Badaniom powinny być poddane elementy obudowy i elementy szkieletu, również te elementy szkieletu, które zgodnie z odpowiednimi normami zostały zaprojektowane jako elementy konstrukcyjne /stężenia połączeń dachu, podłużne stężenia w linii słupów/.

Ważnym zagadnieniem okazał się problem tolerancji wymiarowych łączników w miejscu połączeń belek podsuwnicowych ze słupami. Również ważnym zagadnieniem jest sztywność dynamiczna hali z ciężką obudową. Podany w pracy model hali szczególnie nadaje się do opracowania tych zagadnień.

Przedstawione w pracy rozwiązania, mimo że dotyczą stosunkowo prostego układu hali, okazały się rozwiązaniami bogatymi w problemy. Równocześnie rozwiązanie zagadnienia i określenie ekstremalnych wartości sił i przemieszczeń, mimo poczynionych uproszczeń w przypadku dowolnych charakterystyk geometrycznych elementów szkieletu, wymaga przeprowadzenia wielu analiz. Skłania to do postawienia wniosku, że dalsze prace naukowe powinny być prowadzone oddzielnie nad różnymi rozwiązaniami hal, bowiem bardziej złożonymi okazały się rozwiązania np. nad halami z dachem znajdującym się na



różnych poziomach, z ciągłymi belkami podsuwnicowymi i z dowolnymi charakterystykami elementów.

Opracowania naukowe powinny być oparte o metody umożliwiające opracowanie zagadnienia bez zastosowania i z zastosowaniem elektronicznej techniki obliczeniowej. Doświadczenie uczy, że wynik rozwiązania o dużej skali trudności otrzymany z maszyny cyfrowej musi być sprawdzony inną metodą, najlepiej przybliżoną o stosunkowo małym nakładzie pracy.

Na podstawie powyższego można również stwierdzić, że potrzebne są dalsze dociekania naukowe nad halą o tarczowych cechach przekrycia znajdującego się na jednym poziomie i to w oparciu o bardziej dokładne algorytmy. Chodzi o możliwość rozwiązania np. z uwzględnieniem sztywności dynamicznej, tolerancji wymiarowych łączników itp. Rozwiązanie takie powinno być oparte również o elektroniczną technikę obliczeniową.

Z analizy przedstawionych w pracy rozwiązań i wniosków szczegółowych zawartych w treści pracy wynikają następujące wnioski natury ogólnej:

1. Rozwiązanie uwzględniające przestrzenne współdziałanie elementów szkieletu rozważonego w pracy stosunkowo prostego przypadku konstrukcji hali w układzie ogólnym charakteryzuje się dużą liczbą niewiadomych przy równocześnie dużym zakresie wariantów obciążenia /zmieniającym się obciążeniem na torze i w poszczególnych nawach/.

2. Przedstawioną w pracy metodę określania rozdziału sił w szkielecie omawianej hali można uznać za formalnie ścisłą w zakresie pierwszego stanu współdziałania elementów szkieletu.

Obliczony na podstawie przedstawionych algorytmów wynik jest przybliżony w drugim i trzecim stanie współdziałania elementów szkieletu, przy czym przybliżenie jest większe w drugim niż w trzecim stanie współdziałania.

Podane w pracy analizy i wskaźniki pozwalają ocenić stopień przybliżenia uzyskanego wyniku.

3. Siły wewnętrzne w poszczególnych przekrojach skrajnych i przedskrajnych słupów obliczone z uwzględnieniem współdziałania elementów szkieletu mogą różnić się od sił wewnętrznych słupów środkowych. W niektórych przekrojach siły te mogą być większe, a w innych mniejsze.

4. Rozwiązanie układu hali nawet o jednolitych charakterystykach elementów z uwzględnieniem przestrzennego współdziałania szkieletu daje wyniki różne od wyników rozwiązania układu płaskiego. Charakterystyczne jest, że w halach bez usztywnień w linii słupów istnieje dwukierunkowe zginanie słupów.

Należy uznać jako obowiązujące projektowanie hal przemysłowych z uwzględnieniem przestrzennego współdziałania elementów szkieletu.

5. Podana metoda pozwala uzyskać rozwiązanie w sposób mało pracochłonny bez uciekania się do elektronicznej techniki obliczeniowej. Dotyczy to zarówno hal z usztywnieniami w linii słupów i bez takich usztywnień, hal z nieciągłymi jak i ciągłymi belkami podsuwnicowymi, łącznie z ciągłymi tężnikami hamownymi, przy równocześnie zróżnicowanych charak-

terystykach szkieletu.

Jest to bardzo ważne w pracy eksperta, przy prowadzeniu analiz, zwłaszcza we wstępnym etapie projektowania.

6. Dotychczasowe badania i opracowania naukowe dotyczące przestrzennego współdziałania elementów szkieletu hal są niewystarczające. Obejmują one mały zakres z bogatej problematyki. Wystarczy wskazać, że w przedstawionym opracowaniu nie wyczerpano zagadnień dotyczących omawianej hali. Wymienić należy problem sztywności dynamicznej, zagadnienia tolerancji wymiarowych łączników zwłaszcza w drugim i trzecim stanie współdziałania oraz zagadnienia optymalizacyjne.

PRZYJĘTE W PRACY WAŻNIEJSZE OZNACZENIA

- $h$  - całkowita wysokość słupa  
 $h_g$  - nadswornicowa, górna wysokość słupa  
 $J_g, J_d$  - moment bezwładności górnej lub dolnej części słupa  
 $J_{kd}, J_{kg}$  - moment bezwładności stężeń połączonych poziomu dolnego lub górnego  
 $E_o \cdot J_c$  - porównawcza sztywność giętna stężeń  
 $E \cdot J$  - porównawcze sztywności giętne słupów  
 $\delta$  - poziome przemieszczenie słupa  
 $d$  - współczynnik uwzględniający stopniowy kształt słupa  
 $P_z$  - zastępcza siła pozioma działająca na wysokości rygla  
 $\xi$  -  $x = l \cdot \xi$   
 $Z$  - siła sprężystego oddziaływania stężeń  
 $k_{ik}$  - współczynnik sprężystej podatności podpór belki ciąglej  
 $R_g, R_d$  - siły sprężystego oddziaływania stężeń poziomu górnego lub dolnego  
 $\alpha_{ik}$  - współczynnik porównawczy wysokości słupa  $ik$   
 $\alpha'_{ik}$  - współczynnik porównawczy nadswornicowej wysokości słupa  $ik$   
 $\alpha''$  - współczynnik porównawczy określający miejsce przyłożenia poziomej reakcji toru podswornicowego na słupy  
 $\alpha_{Hik}$  - stosunek współczynników porównawczych  $\alpha''_{ik} : \alpha'_{ik}$   
 $a_1$  - stosunek współczynników porównawczych  $\alpha : \alpha'$   
 $\lambda_{ik}$  - współczynnik porównawczy mimośrodu obciążenia słupów pionowymi reakcjami suwnic  
 $n, m$  - liczba słupów w rzędzie  
 $s$  - liczba niewiadomych  
 $t$  - liczba tarcz  
 $l_{ikx}, l_{iky}$  - rozstaw słupów w kierunku osi  $x$  lub  $y$   
 $L_x, L_y$  - długość hali w kierunku osi  $x$  lub  $y$   
 $P_{ik}$  - pionowe zewnętrzne obciążenie słupa  
 $R_{ik}$  - reakcje podporowe

- $H_{1kx}, H_{1ky}$  - poziome zewnętrzne obciążenie słupa w kierunku osi x lub y  
 $\beta_{1kx}, \beta_{1ky}$  - współczynniki porównawcze momentów bezwładności dolnej części słupa  $ik$  obliczonych względem osi x lub y  
 $\beta'_{1kx}, \beta'_{1ky}$  - współczynniki porównawcze momentów bezwładności górnej części słupa  $ik$  obliczonych względem osi x lub y  
 $\delta^W$  - przemieszczenie wierzchołka słupa  
 $\delta'_i, \delta''_i$  - przemieszczenie słupa na poziomie toru podsuwnicowego  
 $\delta^M_i$  - przemieszczenie słupa na poziomie toru podsuwnicowego, wywołane pionową reakcją suwnic  
 $\Delta$  - iloraz przemieszczenia wierzchołka słupa i wyrażenia  $3EJ/h$  /przemieszczenie spowodowane/  
 $\Delta x_s, \Delta y_s$  - przemieszczenie spowodowane, równoległe do osi układu  
 $\bar{\Delta}x_n, \bar{\Delta}y_n$  - przemieszczenie spowodowane, związane z obrotem tarczy  
 $\Delta y_{ik}, \Delta x_{ik}$  - przemieszczenie spowodowane, wypadkowe kierunku x lub y  
 $\Delta^T_{ik}, \Delta^T_{1k}, \Delta^T_{2k}$  - przemieszczenie spowodowane, podłużne na poziomie toru podsuwnicowego  
 $\Delta^W_{1k}, \Delta^W_{2k}$  - przemieszczenie spowodowane, podłużne na poziomie wierzchołka słupów  
 $v^I_{1kx}, v^I_{1ky}, v^{II}_{1kx}, v^{II}_{1ky}, v^{III}_{1kx}, v^{III}_{1ky}, v^{IV}_{1kx}, v^{IV}_{1ky}, v^V_{1kx}, v^V_{1ky}, v^{VI}_{1kx}, v^{VI}_{1ky}, v^{VII}_{1kx}, v^{VII}_{1ky}, v^{VIII}_{1kx}, v^{VIII}_{1ky}, v^{IX}_{1kx}, v^{IX}_{1ky}, v^{X}_{1kx}, v^{X}_{1ky}$   
 $v^V_{1ky}, v^V_{H1ky}, v^{VI}_{1k}$  - współczynniki poziomych przemieszczeń słupa  
 $\omega^I_1$  - wskaźniki obciążenia podpór  
 $Y_{1k}, X_{1k}$  - wewnętrzne siły działające w wierzchołku słupa  
 $X^T_{1k}, X^T_{1k}, X^T_{2k}$  - wewnętrzne siły kierunku podłużnego hali działające na poziomie toru podsuwnicowego  
 $X^W_{1k}, X^W_{2k}$  - wewnętrzne siły kierunku podłużnego hali działające na poziomie wierzchołka słupów  
 $m'_{1k}, m''_{1k}, m'''_{1k}, m'_{oik}$  - wskaźniki przemieszczenia tarczy  
 $\mathcal{J}_{1k}$  - stosunek wyrażen  $m'' : m'$   
 $\mathcal{J}'_{1k}$  - różnica wyrażen  $m' i m''$



## LITERATURA

1. Bielenia B.J., Klepikow L.W.: Isledowanje sowniestnej raboty osnowanij fundamentow i popieracznych ram stalnych karkasow promyszlennych zdanij. Naucznoje soobszczenje, Wypusk 2, Gostrojizdat, Moskwa 1957
2. Bodarski Z., Gosowski B.: Współdziałanie elementów metalowego szkieletu hal przemysłowych. Prace naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej nr 5, studia i materiały nr 4, Wrocław 1971
3. Bodarski Z., Gosowski B.: Wykorzystanie współpracy elementów przy wzmacnianiu metalowych konstrukcji hal i estakad. Inżynieria i Budownictwo nr 11/1974
4. Bogucki W., Zyburtowicz M.: Tablice do projektowania konstrukcji stalowych. Arkady, Warszawa 1976
5. Bogucki W.: Konstrukcje stalowe. Arkady, Warszawa 1977
6. Bortniczuk W.: O niektórych problemach kształtowania belek podsuwnicowych o konstrukcji ciągłej. Archiwum Inżynierii Łądowej nr 1-2/1969
7. Bortniczuk W.; Mertens A.: Obliczenia przemieszczeń belek podsuwnicowych z uwzględnieniem tarczowej pracy przekrycia hali przemysłowej. Inżynieria i Budownictwo nr 12/1972
8. Bortniczuk W., Mołski H.: Algorytm obliczania konstrukcji hal trójtarczowych. Inżynieria i Budownictwo nr 11/1973
9. Bryl S.: Konstrukcje stalowe hal przemysłowych. Arkady, Warszawa 1958
10. Dowgird R.: Prefabrykowane żelbetowe konstrukcje szkieletowe. Arkady, Warszawa 1975
11. Golikow S.P.: Primienienie prostranstwiennej rascziotnoj schiemy dla otnositelno dlinyh odnoetażnych promyszlennych zdanij. Promyszennoje Stroitelstwo, Nr 1/1961
12. Golikow S.P.: Usłowia opredielenia razmierow sieczenij stupieńczatych stalnych kołan. Promyszennoje Stroitelstwo, Nr 2/1970
13. Jankowiak W.: Ogólna analiza hal stalowych z transportem podpartym. Inżynieria i Budownictwo nr 4/1973
14. Jankowiak W., Kurzawa Z.: Udział tężnika hamownego belki podsuwnicowej w przenoszeniu obciążeń poziomych od suwnic. Księga Konferencyjna IV Konferencji Metalowych Konstrukcji. Warszawa 1974

15. Jankowiak W., Kurzawa Z., Łożyński K.: Wpływ sztywności dachowego tężnika podłużnego na uprzestrzernienie pracy szkieletu stalowej hali przemysłowej. Inżynieria i Budownictwo nr 1/1977
16. Jankowiak W., Murkowski W., Tasarek W.: Wpływ odkształceń wiązara na pracę hal stalowych. Inżynieria i Budownictwo nr 12/1976
17. Jankowiak W., Kurzawa Z., Łożyński K.: Wpływ zmiany sztywności giętej słupa na uprzestrzernienie pracy szkieletu hali przemysłowej. XXIII Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i Komitetu Nauki PZITB Krynica 1977
18. Jankowiak W.: Konstrukcje metalowe cz. III. Wyd. Politechniki Poznańskiej 1978
19. Jean M.J.: Sur la repartition des efforts par les contreventements d'une charpente d'une halle métallique. Acier - Stahl - Steel, nr 5/1970
20. Judin W.N., Spirin N.J.: Opredelenije gorizontalnych otklonenij pod kranowych putiej ot projektirovanowo położenia. Promyslennoje Stroitelstwo, Nr 8/1969
21. Konstrukcje metalowe cz. III. Skrypt Politechniki Warszawskiej pod red. E. Hildebrandta i M. Łubińskiego. Warszawa 1966
22. Kozłowski T.: Badanie wpływu suwnic na konstrukcję nośną hal. Archiwum Inżynierii Lądowej, tom XV, z. 1 - 2/1969
23. Kozłowski T.: O należyń schemat ustroju metalowych hal przemysłowych. Archiwum Inżynierii Lądowej, tom XV, z. 3/1969
24. Kordecki Z., Gdański K., Pieronek M.: Badania statyczne i dynamiczne stalowej konstrukcji hali przemysłu hutniczego. XXIII Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i Komitetu Nauki PZITB Krynica 1977
25. Kultyszew A.P.: Rascziot prostranstwiennowo karkasa promyslennowo zdanija. Rascziot prostranstwiennych konstrukcji. Wypusk IV. Gostroizdat, Moskwa 1961
26. Kurzawa J.: Wpływ sił poziomych od pracy suwnic na niektóre konstrukcje podsuwnicowe. Rozprawa doktorska, Politechnika Poznańska, 1975
27. Kurzawa Z.: Rozdział sił od poziomych oddziaływań suwnic na konstrukcję estakad. Inżynieria i Budownictwo nr 1/1978
28. Łubiński M., Dacko M., Zych Cz.: Siły wewnętrzne i przemieszczenia ram hali stalowej przy różnych modelach obliczeniowych. XXIII Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i KN PZITB Krynica 1977
29. Łubiński M., Dacko M., Zych Cz.: Wpływ pokrycia blachą fałdową na wytrzymałość i sztywność hal stalowych. VI Konferencja Naukowo-Techniczna, Konstrukcje metalowe. Katowice 1979
30. Machowski A., Razowski A.: Metoda przybliżona obliczania przestrzennego schematu statycznego hali przemysłowej. Inżynieria i Budownictwo nr 5/1972

31. Matysiak A.: Przestrzenna praca hali wielonawowej oraz rozwiązanie konstrukcji hali o dużych wymiarach i obciążeniach. I Konferencja Naukowa Wydziału Budownictwa Lądowego Politechniki Poznańskiej, Poznań 1963
32. Matysiak A.: Przestrzenna praca hal dwunawowych o różnej wysokości naw. Problemy Projektowe Hutnictwa i Przemysłu Maszynowego, nr 7/1965
33. Matysiak A.: Hala przemysłowa o siatce słupów 12,00 x 12,00 m. Inżynieria i Budownictwo, nr 3/1966
34. Matysiak A.: Przykład lekkiej konstrukcji hali przemysłowej. Inżynieria i Budownictwo, nr 7/1971
35. Matysiak A.: O właściwą ocenę wpływu błędów montażu na wytrzymałość szkieletu prefabrykowanej konstrukcji budynku. Inżynieria i Budownictwo, nr 6/1971
36. Matysiak A.: Kryteria obciążenia skrajnych słupów hal przemysłowych pracujących w układach przestrzennych. Inżynieria i Budownictwo, nr 1/1976
37. Matysiak A.: Współpraca belek podsuwnicowych ze szkieletem jednotarczowych hal przemysłowych. Inżynieria i Budownictwo, nr 2/1976
38. Matysiak A.: Analiza wykorzystania przestrzennej współpracy elementów konstrukcji hal w przemyśle silników wysokich mocy. Zeszyty Naukowe ATR w Bydgoszczy, nr 8 Budownictwo
39. Matysiak A.: Przestrzenne współdziałanie szkieletu wybranych układów hal przemysłowych. Zeszyty Naukowe ATR w Bydgoszczy, nr 10 Budownictwo
40. Matysiak A.: Analiza statyczno-wytrzymałościowa rozbudowy hali montażu silników okrętowych. Archiwum IBL ATR w Bydgoszczy, nr BZ-4/76
41. Matysiak A.: Głos w dyskusji dotyczący referatu pt. Możliwości zwiększenia udźwigu suwnic pracujących na estakadach o żelbetowej konstrukcji monolitycznej. XXIV Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i Komitetu Nauki PZITB, Krynica 1978
42. Matysiak A.: Problemy dotyczące przestrzennej współpracy elementów szkieletu hal przemysłowych. Konferencja Naukowa, Konstrukcje szkieletowe. Bydgoszcz 1978
43. Mertens A.: Obliczenie konstrukcji prefabrykowanych hal przemysłowych obciążonych suwnicami. Rozprawa doktorska, Politechnika Łódzka, Łódź 1966
44. Nowacki W.: Mechanika budowli. PWN, Warszawa 1967
45. Nowotny J.: Entwurf und Berechnung der Stahlkonstruktionen einer Industriehalle bei Berücksichtigung der Mitwirkung benachbarter Owerverbände. Acier - Stahl - Steel, nr 2/1960

46. Razowski A., Machowski A.: Obliczanie stalowych hal przemysłowych z uwzględnieniem przestrzenności konstrukcji. Inżynieria i Budownictwo nr 10/1970
47. Sinani N.N.: Rascziet odnoetażnych prostranstwiennych karkasow na prodolno - popierecznyj izgib. Stroitel'naja Mieczanika i Rascziet Sooruzenij nr 5/1966
48. Szupnicki W.: Możliwości zwiększenia udźwigu suwnic pracujących na estakadach o żelbetowej konstrukcji monolitycznej. XXIV Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN i Komitetu Nauki PZITS, Krynica 1978
49. Streleckij N.S. i inni: Metaliczeskije konstrukciji. Stroizdat, Moskwa 1962
50. Stalnyje konstrukciji odnoetażnych promyszlennych zdanij. Wydanie zbiorowe, Moskwa 1952
51. Strzelecki G.: O kształtowaniu fundamentów słupów prefabrykowanych hal przemysłowych z uwzględnieniem przestrzenności ustrojów i sprężystości podłoża. Zeszyty Naukowe Politechniki Łódzkiej, Łódź 1971
52. Tomling J.R.: Sowmestnaja rabota stalnowo karkasa zdanija s mostowym kranom. Trudy SN II SK, Wypusk 4/61
53. Tomson O.J.: Kolobanija karkasow promyszlennych zdanij. CK II SK, Moskwa 1963
54. Tomling J.R.: Rascziet stalnych karkasow promyszlennych zdanij s uczetom wlijanija mostowowo kрана kak sostawnowo elementa popierecznoj rami. Materiały po metaliczeskim konstrukcjam, Moskwa 1970
55. Wojciechowski J.: Badanie sztywności połączeń dachowej z blach fałdowych. Inżynieria i Budownictwo nr 1/1978



## РАСПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ В КАРКАСЕ ПРОМЫШЛЕННОГО ЗДАНИЯ С ЩИТОВЫМИ ПРИЗНАКАМИ ПЕРЕКРЫТИЯ

### Резюме

В первых разделах работы представлено синтетически актуальное состояние теоретических разработок и исследований в области пространственного взаимодействия элементов каркаса промышленных зданий.

На основе представленных разработок и анализов автор показывает, что в отличие от существующих до сих пор мнений несущие крайние системы зданий могут быть более нагружены, чем остальные.

Главная тема разработок — тип здания со следующими характеристиками: крыша здания с щитовыми свойствами своей поверхностью находится на одном уровне, колонны жестко закреплены в фундаментах и шарнирно-передвижно связаны фермами крыши. Элементы каркаса могут быть с разными геометрическими и физическими характеристиками. Подкрановые балки могут быть неразрезными или разрезными. Под влиянием внешних нагрузок щит крыши в своей плоскости может произвольно переместиться.

Представленные в работе алгоритмы дают возможность определить внутренних сил в элементах каркаса без необходимости использования электронной вычислительной техники./программа разработанная на ЭВМ в работе не представлена/.

Решение быстро приводящее к цели получено благодаря проведенным упрощениям. Поэтому также в работе даны соответствующие анализы и монограммы дающие возможность оценить степень сближения полученного результата.

Из представленных в работе решений необходимо является проведение дальнейших широких теоретических исследований и исследований на моделях и на существующих объектах.

## DISTRIBUTION OF FORCES IN SKELETON OF INDUSTRIAL HOUSE WITH COPING OF FOLDED PLATE FEATURES

### Summary

In preliminary chapters of the work the author discusses in a synthetic way the present state of the theoretical knowledge and research on spatial cooperation of skeleton components of engine houses.

On the basis of the presented considerations and analyses, the author indicates that, contrary to present opinions, terminal carrying systems of industrial houses may be loaded more than the remaining ones.

The main subject of the consideration is an industrial house of the following characteristic:

- the disc-shaped roof is in its plane at the same level,
- posts are fixed rigidly in the foundation and are connected with the roof trusses by non-slidable hinged joints,
- the roof components may be of arbitrary geometrical and physical characteristic,
- the crane beams may be continuous or noncontinuous,
- as the result of external loading, the disc-shaped roof may be subject to an arbitrary dislocation in its plane.

The algorithms given in the work enable determining the values of external forces in the skeleton components without making use of electronic computation techniques /computer programme is not included in the work/.

The solution has been obtained thanks to a simplification. Therefore, the work includes appropriate analyses and monograms which enable an estimation of the approximation rate of the obtained result.

On the basis of the presented consideration, we may conclude that there is a necessity for conducting a further, wide-range theoretical consideration and research by means of models as well as by existing objects.



**Biblioteka Główna ATR**  
w Bydgoszczy

60305