

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 5



SZTYWNOŚĆ STALOWYCH  
MOSTÓW SUWNICOWYCH  
WSTĘPNIE SPREŻONYCH

BUDOWNICTWO

(3)

BYDGOSZCZ 1973



WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA  
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE Nr 5

BUDOWNICTWO (3)

EDMUND LUBIENIECKI

SZTYWNOŚĆ STALOWYCH  
MOSTÓW SUWNICOWYCH  
WSTĘPNIE SPRĘŻONYCH



BYDGOSZCZ 1973

Opiniodawca

Prof. dr hab. inż. MIECZYŚLAW ŁUBIŃSKI



0 0 0 0 0

Wydano za zgodą Rektora  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Bydgoszczy

## SPIS TRESCI

Przedmowa .....	3
Wstęp .....	5
1. Sztywność przestrzenna dźwigarów suwnicowych .....	7
1.1. Racjonalny dobór kształtu przekroju poprzecznego dźwigara.....	7
1.2. Wpływ przestrzenności ustroju na sztywność konstrukcji.....	9
1.3. Metody obliczeniowe .....	9
1.4. Przykłady liczbowe .....	31
2. Wstępnie sprężone konstrukcje mostów suwnicowych .....	39
2.1. Optymalny przekrój belki sprężonej .....	39
2.2. Siły sprężające .....	40
2.3. Sztywność ustrojów sprężonych .....	48
2.4. Stateczność .....	64
2.5. Nośność .....	68
3. Badania modelowe .....	73
3.1. Wprowadzenie w problematykę badań .....	73
3.2. Kryteria podobieństwa modelowego .....	73
3.3. Program i przebieg badań .....	76
3.4. Zestawienie wyników uzyskanych z obliczeń i badań modelowych	77
3.5. Analiza przemieszczeń mająca na celu porównanie wyników uzys-	
kanych na podstawie badań modelowych z obliczeniami teoretycz-	
nymi .....	94
4. Wnioski .....	106
4.1. Podsumowanie i wnioski końcowe .....	106
4.2. Perspektywy kontynuowania badań sprężanych mostów suwnico-	
wych .....	108
Literatura .....	111



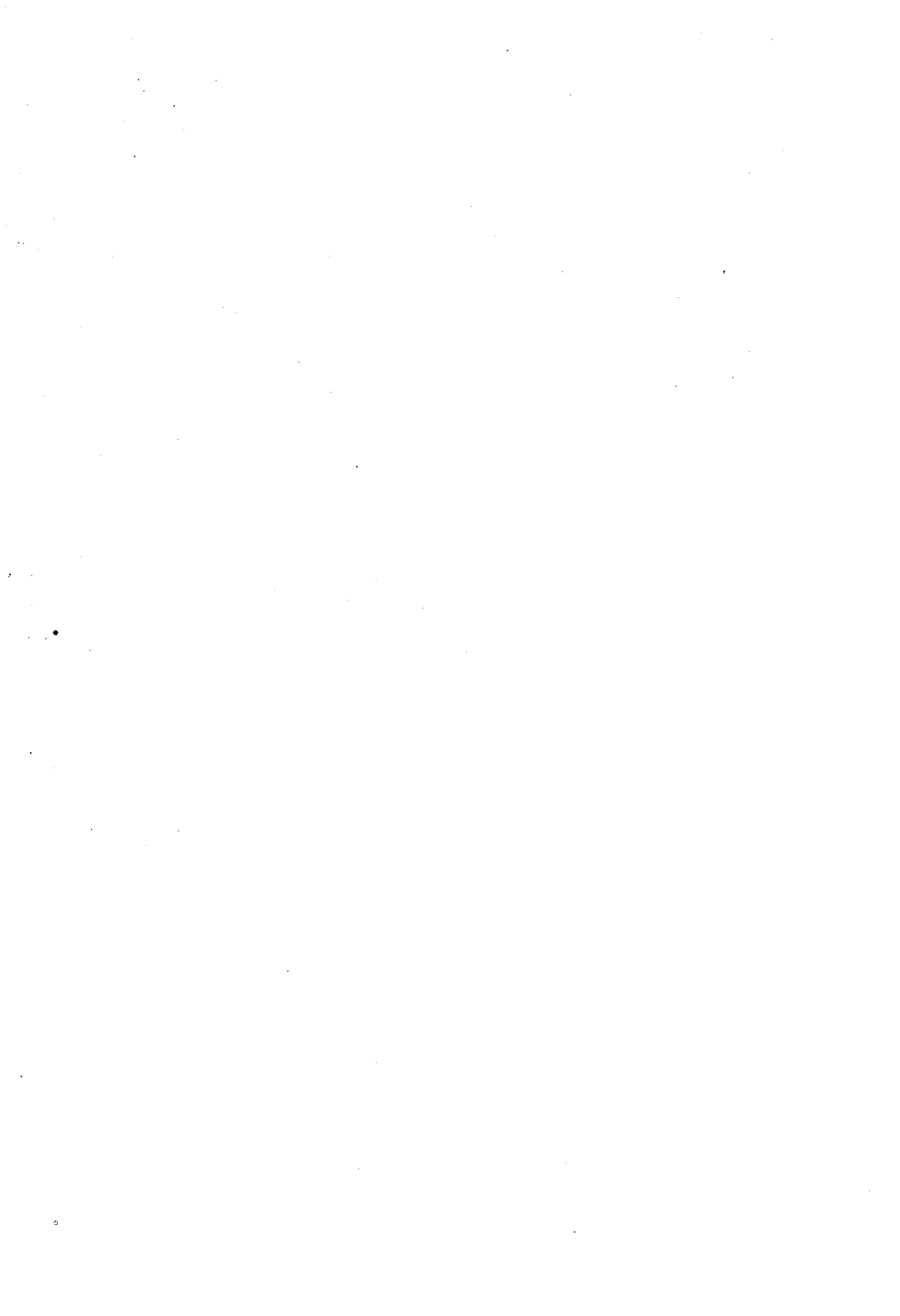
## PRZEDMOWA

W pracy autor zajmuje się problematyką sztywności stalowych mostów suwnicowych wstępnie sprężonych.

W rozdziale pierwszym poza ogólnymi zagadnieniami wprowadzającymi, omówiono dotychczas stosowane metody obliczeniowe dotyczące współpracy przestrzennej mostów suwnicowych oraz wpływu tej przestrzenności na sztywność konstrukcji. Na podstawie przeprowadzonej analizy rozpatrywanych metod oraz własnych sposobów obliczeń i wzorów, autor przedstawia w wnioskach końcowych krytyczne uwagi, i propozycje.

Drugi rozdział zawiera omówienie wzorów obliczeniowych prowadzących do wymiarowania konstrukcji wstępnie sprężonej oraz przedstawia przykłady obliczeń teoretycznych kilku schematów mostowych. Załączone wykresy pozwalają na dokonanie porównania sztywności konstrukcji tradycyjnej i sprężonej.

Rozdział trzeci, dotyczący przeprowadzonych badań na pięciu modelach stalowych ustrojów mostowych, obejmuje analizę wyników eksperymentów i obliczeń teoretycznych. Wsunięte wnioski w rozdziale czwartym dotyczą zagadnień zarówno teoretycznych jak i praktycznych.





## W S T E P

=====

Olbrzymie zapotrzebowanie stali przez wszystkie gałęzie przemysłu i niedostateczne zaopatrzenie budownictwa w wyroby walcowane wymaga od konstruktorów ciągłych poszukiwań w kierunku oszczędności stali i zastosowania bardziej ekonomicznych rozwiązań konstrukcyjnych.

Postulat oszczędności stali i nowoczesności rozwiązań projektowych spełniają wstępnie sprężone konstrukcje metalowe stanowiące prawidłowy kierunek postępu technicznego. Celem oszczędnego projektowania jest przede wszystkim zmniejszenie ciężaru własnego konstrukcji, a tym samym obniżenie kosztów tworzywa, produkcji i transportu. Zmniejszenie ciężaru własnego suwnic daje szereg dodatkowych korzyści, jak: możliwość zastosowania lżejszych torów podsuwnicowych, słupów podtrzymujących, fundamentów, lżejszych mechanizmów napędowych oraz mniejsze zapotrzebowanie energii elektrycznej. Ogólnie można stwierdzić, że ciężar konstrukcji stalowej mostów suwnic najczęściej stosowanych stanowi około 50-75 % ciężaru całkowitego. Jeszcze do niedawna do wad zaliczano ograniczenie sprężania do konstrukcji przenoszących obciążenia jedynie stałe. Daleko posunięte prace teoretyczno-badawcze i doświadczalne przeprowadzone w ZSRR i NRD potwierdzają możliwość stosowania sprężonych konstrukcji obciążonych dynamicznie zarówno mostów przemysłowych, drogowych jak i kolejowych.

Dalszym problemem w zastosowaniu konstrukcji sprężonych jest odpowiednie zabezpieczenie cięgien sprężających przed korozją. Nawet mały ubytek materiału może być przyczyną awarii konstrukcji. Znaczny rozwój chemii przemysłowej w ostatnich latach przyczynił się do zastosowania odpowiednich dobrych powłok antykorozyjnych, gwarantujących w szczególności zabezpieczenie stali przed szkodliwymi zewnętrznymi wpływami.

W kraju konstrukcje sprężone mostów suwnicowych nie zostały w ogóle zastosowane i jak dotychczas spotykamy tylko rozwiązania tradycyjne. Kilkuletnie prace badawcze autora wykazały możliwość i celowość unowocześnienia konstrukcji mostów suwnicowych poprzez

- a/ uwzględnienie przestrzennej pracy ustroju,
- b/ projektowanie belek o zmiennym przekroju,
- c/ wprowadzenie wstępnego sprężenia.

Przedmiotem rozważań ujętych w pracy jest zagadnienie sztywności niektórych charakterystycznych typów stalowych mostów suwnicowych w układzie

---

tradycyjnym i sprężonym. Założono jednakową rozpiętość, udźwig i rodzaj stali poszczególnych typów mostów, co pozwoliło na dokonanie szczegółowej analizy zalet i wad danego schematu konstrukcyjnego.

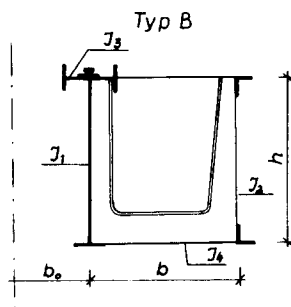
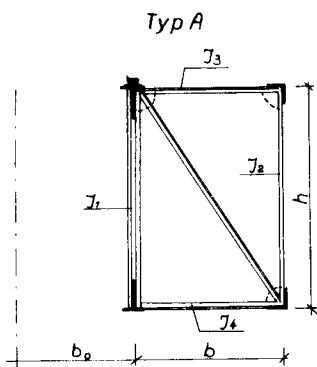
Badania modelowe miały na celu doświadczalną weryfikację wyników teoretycznych w zakresie określenia wpływu współpracy przestrzennej układu na sztywność konstrukcji zarówno w ustroju niesprężonym jak i sprężonym. Porównanie wyników obliczeń teoretycznych i badań modelowych, dotyczących odkształceń pionowych i poziomych, umożliwiło wyciągnięcie wniosków oraz ustalenie wytycznych racjonalnego i oszczędnego projektowania mostowych konstrukcji suwnicowych.

## 1. SZTYWNOŚĆ PRZESTRZENNA DŹWIGARÓW SUWNICOWYCH

### 1.1. Racjonalny dobór kształtu przekroju poprzecznego dźwigara

Jednym z podstawowych zadań konstruktora jest zaprojektowanie najkorzystniejszego schematu dla przejścia obciążeń. Schemat taki winien być możliwie prosty, eliminujący elementy zbędne, gwarantujący niezawodność działania konstrukcji oraz łatwość realizacji.

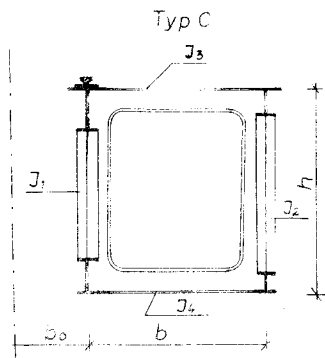
W pracy powyższej zostało poddanych analizie teoretycznej i modelowej pięć zasadniczych schematów konstrukcyjnych mostów. Kratowy most suwnicowy typu zamkniętego, czterodźwigarowy, (rys.1) posiada najmniejszy ciężar i wysokość licząc od główki szyny na moście, oraz posiada dobrą sztywność poziomą. Do jego wad należy zaliczyć pracochłonność wykonania oraz mniejszą wytrzymałość zmęczeniową. Most typu otwartego (rys.2) składa się z dźwigara głównego typu blachownicowego, natomiast belkę pomocniczą stanowi płaska krata połączona z dźwigarem zasadniczym przeponami typu ramowego. Zalety posiada podobne do belki skrzynkowej, jeśli chodzi o prostotę wykonania i ciężar.



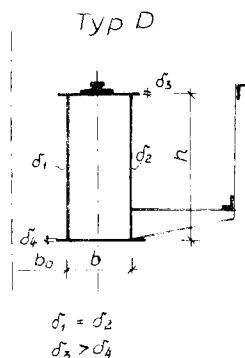
Powyższy ustrój charakteryzuje się dobrą sztywnością i nadaje się zarówno dla dużych i małych udźwignięć.

Mosty typu bezkrzyżulcowego (rys.3) (Vierendel) zostały ostatnio znacznie rozpowszechnione z uwagi na mniejszy ciężar w porównaniu z pełnymi konstrukcjami belkowymi, a tym samym oszczędniejsze zużycie stali, energii oraz wywołujące mniejsze obciążenie konstrukcji podtrzymującej. Do wad tego

schematu konstrukcyjnego należy zaliczyć mniejszą sztywność w stosunku do belek pełnych oraz większą pracochłonność wykonania.

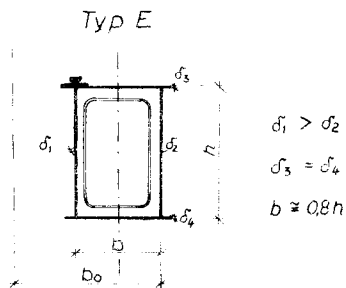


Rys. 3



Rys. 4

Konstrukcja skrzynkowa (rys.4) cechuje się najmniejszą trudnością wykonania, wysoką wytrzymałością zmęczeniową, małą ogólną wysokością konstrukcyjną i możliwością łatwego umieszczenia w czołownicy zestawów kołowych. Wady tego typu to większy ciężar konstrukcji, niedostateczna pozioma sztywność dla suwnic o większych rozpiętościach i przy znacznie większych szybkościach ich przesunięć. W obecnym czasie ten typ konstrukcji jest najbardziej rozpowszechniony.



Rys. 5

Most typu skrzynkowego o dźwigarze szerokim niesymetrycznym z szyną umieszczoną nad środkiem (rys.5) pozwala na racjonalniejsze wykorzystanie materiału, a szerokość belki w tym wypadku jest wystarczająca do rozmieszczenia i obsługi urządzeń mechanicznych i elektrycznych, które w tym typie konstrukcji często umieszcza się wewnątrz belki. Ponadto dwustójkowa (środkowa) konstrukcja z szyną umieszczoną nad ścianką odznacza się mniejszym ciężarem, wysoką wytrzymałością i łatwością wykonania konstrukcji.

## 1.2. Wpływ przestrzenności ustroju na sztywność konstrukcji

W praktyce inżynierskiej spotykamy konstrukcje mostów suwnicowych o układzie statycznym wielokrotnie niewyznaczalnym, przysparzającym wiele trudności w ścisłym ich obliczeniu. Z tego powodu konstruktorzy wprowadzają często daleko idące uproszczenia, których celem jest sprowadzenie układów przestrzennych do znacznie prostszych pod względem statycznym układów płaskich. Takie potraktowanie zagadnienia zawiera co najmniej duże nieprawidłowości, jak: a/ rachunkowe przeciążenie układu podstawowego kosztem obciążenia układów pomocniczych; b/ nie uwzględnienie rzeczywistych naprężeń w układach pomocniczych, których poszczególne elementy projektowane są na obciążenie stałe z pominięciem części obciążenia ruchomego przekazyującego się na kratę pomocniczą w wyniku uwzględnienia współpracy przestrzennej ustroju.

Wprowadzenie uproszczonych, lecz wystarczająco dokładnych dla celów praktycznych, metod obliczeniowych pozwala na znaczne zredukowanie nakładu pracy natury obliczeniowej oraz umożliwia prawidłowe i bezpieczne rozwiązanie poszczególnych elementów konstrukcji. Z drugiej strony wiadomym jest, że przesadna dokładność założeń i metod obliczeniowych prowadzi do wyników niezgodnych z rzeczywistą pracą konstrukcji, co zostało udowodnione na podstawie eksperymentalnych badań zarówno na modelach jak i obiektach rzeczywistych [16]. Współpracę przestrzenną ustroju przedstawiono jak dla układu kratowego, przy czym analogiczne obliczenie dotyczy belek pełnościennych i bezkrzywulcowych /inne wartości J/.

## 1.3. Metody obliczeniowe

### 1.3.1. Metoda Bootha

Metoda Bootha [12] oparta jest na założeniu rozdziału obciążenia ruchomego / użytkowego / proporcjonalnie do sztywności kratownicy głównej i pomocniczej z warunku ich jednakowych ugięć. Momenty bezwładności kratownicy głównej ( $J_1$ ) i pomocniczej ( $J_2$ ) obliczamy z warunku określenia: środków ciężkości pól pasów względem osi obojętnej /poziomej/całej kratownicy z uwzględnieniem współczynnika wpływu skratowania.

Obciążenie przekazywane na kratownicę pomocniczą wynosi

$$Q_2 = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \cdot P \quad (1)$$

oraz na kratownicę główną  $W_1$

$$Q_1 = \frac{J_1}{J_1 + J_2} \cdot P \quad (2)$$

czyli, że  $Q_1 = P - Q_2$

a siła w zastrzale jest równa  $S = \frac{P_w}{\cos \alpha}$

Podobnie obciążenie przekazywane na poziomy dźwigar górny ( $W_3$ ) i dolny ( $W_4$ ) /rys.6/ wynosi

$$Q_3 = \frac{J_3}{J_3 + J_4} \cdot H ; \quad Q_4 = \frac{J_4}{J_3 + J_4} \cdot H \quad (3)$$

gdzie:  $J_1, J_2, J_3, J_4$  - momenty bezwładności kratownicy głównej, pomocniczej, poziomej górnej i dolnej

$S$  - siła w zastrzale

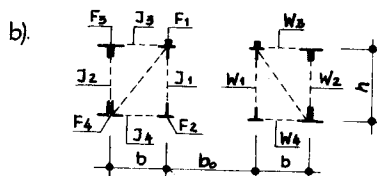
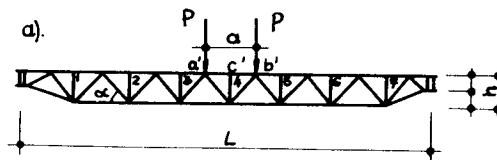
$\alpha$  - kąt nachylenia zastrzału względem osi pionowej

$P_w$  - obciążenie /siła/ działające na węzeł

$P$  - nacisk pionowy koła wózka

$H$  - obciążenie poziome od sił bezwładności

$Q_1, Q_2, Q_3, Q_4$  - obciążenie przypadające na kratownicę główną, pomocniczą, poziomą górną i dolną.



a) kratownica  
b) przekrój poprzeczny

Rys.6

Sprowadzony moment bezwładności np. kratownicy wyznaczamy podobnie jak dla belki pełnościennej z uwzględnieniem współczynnika skratowania:

$$\begin{aligned}
 J_1 &= \frac{F_1 + F_2}{4\mu} h^2; & J_2 &= \frac{F_3 + F_4}{4\mu} h^2 \\
 J_3 &= \frac{F_1 + F_3}{4\mu} b^2; & J_4 &= \frac{F_2 + F_4}{4\mu} b^2
 \end{aligned} \quad (4)$$

gdzie:  $\mu = 1, 2$  - współczynnik uwzględniający wpływ skratowania dźwigara [3]

$F_1, F_2, F_3, F_4$  - powierzchnie przekrojów pasów (wg rys.6)

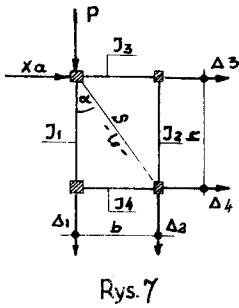
Z wzoru (1) wynika, że im większa jest sztywność kraty głównej, tym mniejszą część obciążenia przekazuje się na belkę pomocniczą i odwrotnie.

Wiatrownice przenoszą obciążenia poziome spowodowane przez siły bezwładności ( $H \approx 0,10 P$ ), przy czym obciążenie skupione rozdzielamy pomiędzy wiatrownice górne i dolne przy zastosowaniu tej samej metody. Zastrzały przenoszą obciążenia z dźwigara głównego na pomocniczy przy obciążeniach pionowych i poziomych, przy czym czynne są jedynie zastrzały znajdujące się w pobliżu wózka.

Ujemną stroną metody Bootha jest brak bliższego sprecyzowania obliczenia zastrzałów, jak również nie uwzględnienie wpływu zamocowania kratownic poziomych w czołownicach oraz wpływu ograniczającego kół wózka.

### 1.3.2. Metoda dźwigarów składowych

Metoda powyższa polega na rozdzieleniu czterokratowego mostu na kratownice płaskie połączone za pomocą zastrzałów w sztywny ustrój (rys.7). Przyjmuje się, że odkształcenie przekroju poprzecznego kratownicy zamkniętej wynosi zero, ponieważ przeciwdziałają mu zastrzały [26]. W rzeczywistości kratowy ustrój zamknięty ugina się i skręca, zmieniając nieznacznie swój kształt. Jest to jedyny i najmniejszy wpływ, który zostaje pominięty. Zakładamy, że tylko jeden albo dwa zastrzały pracują w bezpośrednim pobliżu wózka, gdzie uważa się, że jest spełnione założenie niezmienności kształtu tzn. że odkształcenia przekroju poprzecznego są równe zero [18]. Przyjęto ponadto, że obciążenie pionowe jest przyłożone bezpośrednio w górnym pasie dźwigara głównego i w połowie rozpiętości. Ugięcia są równe:



Rys. 7

$$\Delta_1 = (P - S \cdot \cos \alpha) \frac{l^3}{48 \cdot E \cdot J_1} \quad (5)$$

$$\Delta_2 = P \cdot \cos \alpha \frac{l^3}{48 \cdot E \cdot J_2} \quad (6)$$

$$\Delta_4 = P \cdot \sin \alpha \frac{l^3}{48 \cdot E \cdot J_4}$$

$\Delta_3 = 0$  - wskutek przeciwdziałania kół wózka

P - obciążenie pionowe

S - siła w zastrzale /tężnika/

l - rozpiętość mostu suwnicowego

EJ - sztywność przy zginaniu kratownicy rozpatrywanej jako belka

$\Delta_1, \Delta_2, \Delta_4$ , - ugięcia wywołane siłą jednostkową zaczepioną w środku rozpiętości, jak dla belek wolnopodpartych

$J_1, J_2, J_4$  - momenty bezwładności poszczególnych kratownic.

Warunek odkształcenia zerowego możemy wyrazić wzorem

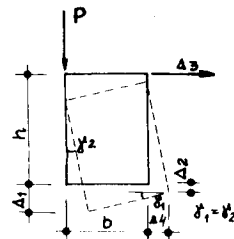
$$\frac{\Delta_1 - \Delta_2}{b} = \frac{\Delta_4 - \Delta_3}{h} \quad (7)$$

Równanie to oparte jest na przybliżeniu kątowym (rys. 8).

Siła ograniczająca koła wózka  $X_a$  wynosi

$$X_a = P \cdot \sin \alpha = \frac{P \cdot b}{h}$$

Zakładając nieodkształcalność przekroju poprzecznego (7) i podstawiając odpowiednie wartości, otrzymamy siłę w zastrzale



Rys. 8



$$S = \frac{P \cdot h \cdot \ell_s}{\left(\frac{J_1}{J_4}\right) b^2 + \left(\frac{J_1}{J_2} + 1\right) h^2} \quad (8)$$

Obciążenie przypadające na dźwigar główny  $W_1$  i pomocniczy  $W_2$  jest równe

$$Q_1 = P - S \cdot \cos \alpha$$

$$Q_2 = S \cos \alpha$$

gdzie:  $\ell_s$  - długość zastrzału

$b, h$  - szerokość i wysokość mostu.

Metoda dźwigarów składowych uwzględnia siły ograniczające koła wózka, a więc stanowi udoskonalenie metody Bootha.

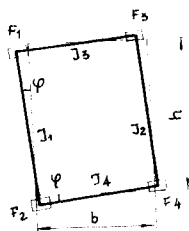
### 1.3.3. Metoda G. P. Gofmana

Rozpatrzono most suwnicowy typu zamkniętego (rys.6) składający się z kratownic pionowych połączonych kratowymi tężnikami poziomymi oraz poprzecznymi przeponami, tworzącymi układ przestrzenny. Skręcanie 4-kratowych mostów powstaje od działania, w głównej mierze, pionowego nacisku ruchomych kół wózka. W wyniku skręcania następuje rozdzielenie obciążenia na oddzielne elementy mostu [13], przy czym na kratownicę pomocniczą przechodzi pewna część obciążenia ruchomego. Przeprowadzone eksperymenty [14] potwierdzają pogląd, że poprzeczne przekroje mostu można przyjmować nie jako odkształcające się, a tylko obracające, wobec czego odpada statyczna niewyznaczalność przestrzennego systemu. Założenie o nieodkształcalności poprzecznych przekrojów równoznaczne jest z założeniem nieskończenie sztywnych tężników poprzecznych. Oznaczając ugięcie każdej z krat w swojej płaszczyźnie przez  $f_1$  i  $f_2$ ;  $f_3$  i  $f_4$  oraz uważając kąt obrotu przekroju jako bardzo mały, mamy przy poruszającym się wózku (rys.9)

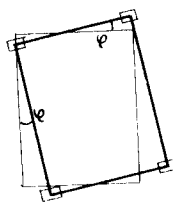
$$f_1 + f_2 = b \quad \text{oraz} \quad f_3 + f_4 = h \quad (9)$$

i przy nieruchomym (rys.10)

$$f_1 + f_2 = b \quad \text{i} \quad f_4 = h$$



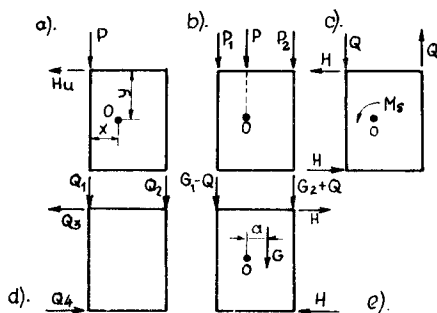
Rys. 9 - Wózek ruchomy



Rys. 10 - Wózek nieruchomy

gdzie:  $b$  - szerokość mostu / rozstaw kratownicy głównej i pomocniczej/  
 $h$  - wysokość mostu

Założmy, że w płaszczyźnie kraty głównej  $W_1$  działa siła pionowa  $P$  (rys.11a) Jeżeli przez "O" oznaczamy środek zginania poprzecznego przekroju, to nieosiowo działającą siłę  $P$  można zamienić na osiową (11b) wywołującą tylko zginanie i skręcanie momentem (rys.11c)



Rys. 11

$$M_S = P \cdot x ;$$

przy tym  $P = P_1 + P_2$  i  $P_1 x = P_2 (b - x)$

$$M_S = G \cdot b + Hh$$

(10)

Dla jednakowych warunków oparcia kratownic otrzymamy

$$\frac{f_1}{f_2} = \frac{f_2}{J_1} \quad \text{i} \quad \frac{f_3}{f_4} = \frac{J_4}{J_3}$$

Podstawiając do równania (9) mamy przy poruszającym się wózku

$$f_1 \left( 1 + \frac{J_1}{J_2} \right) b \varphi \quad \text{i} \quad f_3 \left( 1 + \frac{J_3}{J_4} \right) = h \varphi$$

skąd

$$\frac{f_3}{f_1} \cdot \frac{\left( 1 + \frac{J_3}{J_4} \right)}{\left( 1 + \frac{J_1}{J_2} \right)} = \frac{h}{b}$$

Ponieważ 
$$\frac{f_3}{f_1} = \frac{H}{J_3} \cdot \frac{J_1}{Q}$$

więc

$$\frac{H}{Q} \cdot \frac{J_1 J_2 (J_3 + J_4)}{J_3 J_4 (J_1 + J_2)} = \frac{h}{b}$$

Oznaczając

$$\alpha_1 = \frac{J_1 J_2 (J_3 + J_4)}{J_3 J_4 (J_1 + J_2)} \quad (11)$$

oraz

$$\lambda = \frac{b}{h} = r \quad \text{otrzymuje się} \quad H = \frac{Q}{\alpha_1 \cdot \lambda}$$

oraz z równania (10)

$$H = \frac{M_s - Qb}{h} \quad ; \quad \frac{Q}{\alpha_1 \cdot \lambda} = \frac{M_s - Qb}{h} \quad (12)$$

Odległość środka ciężkości momentów bezwładności płaskich kratownic  $x$  możemy wyznaczyć z wzoru:

$$x = \frac{J_2}{J_1 + J_2} b$$

Podstawiając uzyskany wynik do równania (12) otrzymamy

$$Q = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \cdot \frac{\alpha_1 \lambda^2}{1 + \alpha_1 \cdot \lambda^2} P \quad (13)$$

$$H = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \cdot \frac{\lambda}{1 + \alpha_1 \cdot \lambda^2} P$$

Oznaczmy obciążenia od nieosiowo przyłożonej siły  $P$  na oddzielne kraty przez  $Q_1$ ,  $Q_2$ ,  $Q_3$  i  $Q_4$ ; wówczas z warunku statycznej zależności siły wynika:

$$P_1 = \frac{J_1}{J_1 + J_2} P \text{ i } P_2 = \frac{J_2}{J_1 + J_2} P, \quad (14)$$

skąd obciążenie przypadające na kratownicę główną  $W_1$  jest równe

$$Q_1 = P_1 + Q = \left( J_1 + J_2 \cdot \frac{\alpha_1 \cdot \lambda^2}{1 + \alpha_1 \cdot \lambda^2} \right) \frac{P}{J_1 + J_2} \quad (15)$$

a obciążenie przypadające na kratownicę pomocniczą  $W_2$

$$Q_2 = P_2 - Q = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \cdot \frac{1}{1 + \alpha_1 \cdot \lambda^2} P \quad (16)$$

oraz obciążenie przypadające na kratownicę poziomą górną i dolną rys. (11d)

$$Q_3 = -Q_4 = \varpi = \frac{J_2}{J_1 + J_2} \cdot \frac{\lambda}{1 + \alpha_1 \cdot \lambda^2} \cdot P = Q_2 \quad (17)$$

Jeżeli sposób oparcia krat jest różny, np. pionowe kratownice  $W_1$  i  $W_2$  są swobodnie podparte, a poziome  $W_3$  i  $W_4$  zamocowane w czołownicach, jak to powszechnie ma miejsce, wówczas przy powyższym założeniu możemy napisać:

$$J_3 = J'_3 \frac{f_3}{f'_3} \quad \text{i} \quad J'_4 \frac{f_4}{f'_4} \quad (18)$$

gdzie:  $J'_3$  i  $J'_4$  - rzeczywiste momenty bezwładności tych krat

$f_3, f_4$  i  $f'_3, f'_4$  - ich ugięcia dla swobodnie podparte i zamocowanej w czołownicach kraty  $W_3$  i  $W_4$

W przypadku pełnego zamocowania, na kratę pomocniczą przekazywana jest największa część obciążenia. Oprócz uwzględnienia części obciążenia ruchomego (16), kratownicę pomocniczą oblicza się również na obciążenie od ciężaru własnego samej kraty i części obciążenia od ciężaru własnego kraty głównej i pomocniczych. Napędowe układy, kabina itp. także wywołują skręcanie. Jeżeli obciążenie  $G$  przyłożone jest nieosiowo (rys. 11e) to wywołane nim siły  $Q$  i  $H$  wyznaczamy z wzoru (12), w którym  $M_s = G \cdot a$ . Dla przypadku ruchomego wózka  $\alpha_1$  wyznacza się z wzoru (11), a dla nieruchomego przy  $J_3 = \infty$  mamy

$$\alpha_2 = \frac{J_1 \cdot J_2}{J_4 (J_1 + J_2)}$$

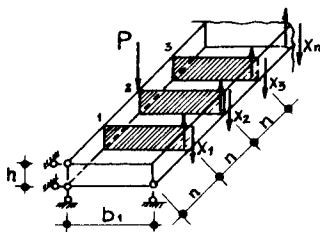
i podobnie do wzorów (14)

$$G_1 = \frac{J_1}{J_1 + J_2} G \text{ i } G_2 = \frac{J_2}{J_1 + J_2} G \text{ tj. } \frac{G_1}{G_2} = \frac{J_1}{J_2} \quad (19)$$

Po przekazaniu obciążenia według podanego sposobu, rozkładamy przestrzenną konstrukcję mostu na kraty płaskie, które z kolei obliczamy znanymi sposobami. W zwykłych czterokratowych mostach wpływ skręcania od siły poziomej  $H_u$  /przy hamowaniu mostu rys. 11a/ jest mały i można go pominąć, przyjmując siłę  $H_u$  w pełni przejmowaną przez kratownicę poziomą  $W_3$ , o ile oczywiście siły te nie są bezpośrednio przyłożone do czołownicy. Przeprowadzone badania [24] wskazują, że na dolne stężenia przenoszona jest przykładowo  $1/3 H_u$ .

#### 1.3.4. Metoda Ch. A. Winokurskiego

Dokonując przecięcia więzów w miejscu przyłączenia przepon poprzecznych /tężników/ z kratą  $W_2$  /rys. 12/, zamieniamy układ statycznie wewnętrznie niewyznaczalny na statycznie wyznaczalny. Przy jednakowym sposobie oparcia przegubowego kratownic na podporach i dla warunku przyłożenia obciążenia od nacisku kół wózka  $P$  w kracie głównej  $W_1$ , można ogólną postać ugięcia jednej przepony w środku rozpiętości przedstawić wzorem [29]



Rys. 12 Schemat przęsła

$$\beta \sum y_{ik} \cdot X_i + \frac{K_p \cdot \alpha}{n^3} X_i = k_1 \sum y_{ik} P_i \quad (20)$$

gdzie:  $\beta \sum y_{ik} X_i$  - ugięcie przepony w miejscu przecięcia fikcyjnego wskutek przemieszczenia kraty  $W_2$

$\frac{K_p \cdot \alpha}{n^3} X_i$  - jak wyżej lecz skutek odkształcenia samej przepony od  $X_i = 1$

$K_1 \sum y_{ik} P_i$  - jak wyżej lecz od wpływu obciążenia zewnętrznego

Po uproszczeniu wzoru (20) otrzymamy

$$X_i = \frac{K_1 P_i}{\beta + \frac{K_p \cdot \alpha}{\sum y_{ik} \cdot n^3}} \quad (21)$$

gdzie:  $P_i$  - nacisk na jedną oś obciążonego wózka

$$\beta = K_1 + K_2 + r^2 (K_3 + K_4) \text{ współczynnik} \quad (22)$$

$K$  - stosunek momentów bezwładności kratownic

$$K_1 = 1; \quad K_2 = \frac{J_1}{J_2}; \quad K_3 = \frac{J_1}{J_3}; \quad K_4 = \frac{J_1}{J_4}; \quad K_p = \frac{J_1}{J_p} \quad (23)$$

$y_{ik}$  - przemieszczenie przepony z równania linii wpływowej od siły  $P = 1$

$n$  - rozstaw przepon

$J$  - momenty bezwładności kratownic (rys. 6)

$J_p$  - moment bezwładności przepony /tężnika/

$b$  - rozstaw kratownic

$h$  - wysokość kratownicy

$$r = \frac{b}{h}; \quad \alpha = \frac{b^3}{3} (1 + r) \quad (24)$$

Przyjmując natomiast przepony sztywne, tzn. takie, których odkształcenia nieznacznie różnią się od odkształceń kratownic, możemy pominąć czynnik odkształcenia samej przepony,

$$\frac{K_p \cdot \alpha \cdot X_i}{n^3} = 0$$

wobec czego wzór (21) znakomicie się uprości i otrzymamy

$$X_i = \frac{P}{\beta} \quad (25)$$

Jeżeli obciążenie poziome  $H$  działa w płaszczyźnie kratownicy poziomej  $W_3$  lub  $W_4$ , to wzór (21 i 25) można przedstawić w następującej postaci

$$X_i = \frac{r K_3 (4) \cdot H}{\beta + \frac{K_p \cdot \alpha}{\sum y_{ik} \cdot n^3}} \quad (26)$$

oraz

$$X_i = \frac{r K_3 (4) \cdot H}{\beta} \quad (27)$$

Przyjmując kratownice poziome zamocowane w czołownicach otrzymuje się wzór (25) w następującej postaci:

$$X_i = \frac{P}{\beta'} \quad (28)$$

przy czym  $\beta' = K_1 + K_2 + r^2 (\xi_3 K_3 + \xi_4 K_4)$  (29)

gdzie:  $\xi_3 = \frac{1 + 4 t_3}{4 (1 + t_3)}$  oraz  $\xi_4 = \frac{1 + t_4}{4 (1 + t_4)}$  (30)

$$t_3 = \frac{H_3 J_3 \alpha_0}{l \cdot J_{cz}} \quad \text{i} \quad t_4 = \frac{H_4 J_4 \alpha_0}{l \cdot J_{cz}} \quad (31)$$

gdzie:  $t_3$  i  $t_4$  - stosunek liniowej sztywności kratownicy  $W_3$  i  $W_4$  do czołownicy

$J_{cz}$  - moment bezwładności czołownicy

$b_c$  - rozstaw kratownic głównych

$\alpha_0$  - współczynnik

Obciążenie przypadające na kratownicę główną ( $W_1$ ) i pomocniczą ( $W_2$ ) wynoszą:

$$Q_1 = P_1 - X_i \quad (32)$$

$$Q_2 = X_i \quad (33)$$

### 1.3.5. Metoda uproszczonych wzorów autora [19]

Wzory autora, dotyczące rozpatrywanej skręcanej kratownicy, wprowadzono podobnie jak w metodzie Gofmana, tzn. przy założeniu rozkładu momentu skręcającego na płaskie kratownice traktowane jako belki, przy czym zamiast momentów bezwładności wprowadzono powierzchnię przekrojów pasów, co pozwoliło na wyeliminowanie empirycznych współczynników skratowania  $\mu$ .

Przyjęto następujące założenia:

1. Przekrój pasów kraty /belki/  $W_1$  i  $W_2$  jest stały na całej długości.

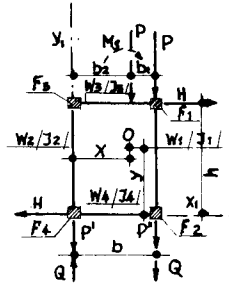
2. Pominięto wpływ tężników poprzecznych na swobodne odkształcenie kratownicy.

3. Kratownice pionowe  $W_1$  i  $W_2$  są swobodnie podparte, natomiast kratownice pionowe  $W_3$  i  $W_4$  zamocowane w czołownicach.

Przybliżony sposób obliczania polega na rozłożeniu momentu skręcającego pomiędzy płaskie kraty traktowane jako belki, przy czym moment skręcający rozkłada się na 2 pary sił /rys. 13/.

$$E_s = Q \cdot b + H \cdot h \quad 34$$

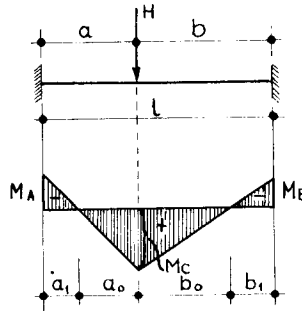
Znajdujemy sprężysty środek ciężkości "O", tj. środek ciężkości momentu bezwładności płaskich krat, w którym to punkcie przypadające obciążenie wywołuje jednakowe ugięcie kratownic pionowych. Dla wyznaczenia niewiadomych sił  $Q$  i  $H$  posługujemy się zasadą minimum pracy sił wewnętrznych dla znanego momentu skręcającego przedstawiającego zewnętrzne obciążenie.



Rys.13

Pracę energii sprężystej momentu zginającego wyraża wzór

$$L = \int \frac{M^2 dx}{2 E J} \quad (35)$$



Rys.14

Przyjmując układ kratownic poziomych  $W_3$  i  $W_4$  zamocowanych w czołownicach /rys. 14/ otrzymuje się



$$L^{(3)} = \frac{H^2}{J_3} \cdot \Phi_1 ; \quad L^{(4)} = \frac{H^2}{J_4} \Phi_1 \quad (36)$$

i podobnie dla kratownic /belek/  $W_3$  i  $W_4$  podpartych przegubowo w czołownicach

$$L^{(3)} = \frac{H^2}{J_3} \eta_1 ; \quad L^{(4)} = \frac{H^2}{J_4} \eta_2$$

gdzie:  $\Phi_1 = \frac{a^2 b^2}{6 E t^4} (b^2 a_1 + a^2 b_1) + \frac{a^4 b^4}{3 E t^6} (a_0 + b_0) ; \eta_1 = \frac{a^2 b^2}{6 E}$

$\eta_1$  - współczynnik obliczeniowy

$L^{(3)}, L^{(4)}$  - praca energii sprężystej kratownicy poziomej  $W_3$  i  $W_4$

$Q$  i  $H$  - składowa pionowa i pozioma

$K_1, K_2 \dots K_n$  - jak we wzorach (23)

Dla kratownic pionowych  $W_1$  i  $W_2$  opartych przegubowo w czołownicach mamy

$$L^{(1)} = \frac{Q^2}{J_1} \eta_1 ; \quad L^{(2)} = \frac{Q^2}{J_2} \eta_1 \quad (37)$$

gdzie:

$L^{(1)}$  i  $L^{(2)}$  - praca energii sprężystej kratownicy pionowej  $W_1$  i  $W_2$ .

Wprowadzając przekształcony wzór (34) do wzorów (36 i 37) otrzymamy:

$$L = \left( \frac{M_s - H \cdot h}{b} \right)^2 \cdot (K_1 + K_2) \eta_1 + H^2 \cdot \Phi_1 (K_3 + K_4)$$

Posługując się zasadą najmniejszej pracy, różniczkując pracę  $L$  względem siły  $H$  i przyrównując do zera otrzymamy

$$H = \frac{M_s \cdot h \cdot \eta_1 (K_1 + K_2)}{b^2 \Phi_1 (K_3 + K_4) + h^2 \eta_1 (K_1 + K_2)} \quad (38)$$

Wstawiając w przekształcone równanie  $Q = \frac{1}{b} (M_s - H \cdot h)$  i przyjmując za

$$\xi = \frac{K_3 + K_4}{K_1 + K_2} \quad \text{oraz} \quad \nu = \frac{1}{\xi} \quad \text{otrzymamy:}$$

$$Q = \frac{M_s b}{b^2 + h^2 \eta_1 \frac{\nu}{\xi_1}} ; \quad H = \frac{M_s h}{h \eta_1 + b^2 \xi_1 \cdot \frac{\xi}{\eta_1}} \quad (39)$$

Ponieważ

$$X = \frac{(F_1 + F_2) \cdot b}{\Sigma F} \quad \text{oraz} \quad M_s = P \cdot b_1 = P \frac{(F_3 + F_4) \cdot b}{\Sigma F} \quad (40)$$

więc składowe obciążenie  $P$  oznaczone przez  $P'$  i  $P''$  /rys. 13/ określamy z przekształcenia wzorów /40/

$$P' = \frac{P \cdot b_1}{b} = P \frac{(F_3 + F_4)}{\Sigma F} ; \quad P'' = \frac{P \cdot b_2}{b} = P \frac{(F_1 + F_2)}{\Sigma F} \quad (41)$$

gdzie:  $\Sigma F = F_1 + F_2 + F_3 + F_4$  - powierzchnie przekrojów pasów kratownic

$b, b_1, b_2, X$  - wg oznaczenia na rys. 13.

Obciążenie przypadające na kratownicę pionową, przy przyjęciu sztywnego zamocowania kratownic poziomych  $W_3$  i  $W_4$  w czołownicach, otrzymamy z sumowania składowych według schematu podanego na rys. 13. Obciążenie przekazywane na kratownicę pionową główną ( $W_1$ ) wynosi

$$P_p = P'' + Q = Q_1 \quad (42)$$

a obciążenie przekazywane na kratownicę pionową pomocniczą ( $W_2$ )

$$P_p = P' - Q = Q_2 \quad (43)$$

wstawiając do wzorów /41/ za  $M_s = \frac{P (F_3 + F_4) b}{\Sigma F}$  oraz przyjmując momenty bezwładności poszczególnych kratownic z wzoru /4/ równie

$$J_i = \frac{(F_i + F_k) h^2}{4} \quad \text{t.j.} \quad K_i = \frac{4}{(F_i + F_k) h^2}$$

(przy czym dla kratownic poziomych  $W_3$  i  $W_4$  zamiast  $h^2$  wystąpi czynnik  $b^2$  /  
otrzymamy:

$$P_g = \frac{P}{\Sigma F} \left[ (F_1 + F_2) + \frac{F_3 + F_4}{1 + \frac{\Phi_1}{\eta_1} \frac{(F_1+F_3)(F_2+F_4)}{(F_1+F_2)(F_3+F_4)}} \right] \quad (44)$$

$$\text{oraz} \quad P_p = \frac{P (F_3 + F_4)}{\Sigma F} \left[ 1 - \frac{1}{1 + \frac{\Phi_1}{\eta_1} \frac{(F_1+F_3)(F_2+F_4)}{(F_1+F_2)(F_3+F_4)}} \right] \quad (45)$$

Natomiast przyjmując przegubowe podparcie kratownic poziomych  $W_3$  i  $W_4$  w czołownicach, wzory na  $P_g$  i  $P_p$  będą miały podobną postać, lecz bez współczynników  $\eta_1$  i  $\Phi_1$ .

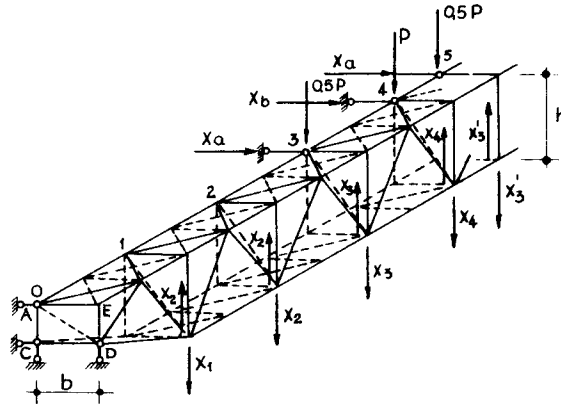
### 1.3.6. Rozpatrzenie przestrzennego systemu kratowego metodą sił

W celu uzyskania pełniejszego materiału porównawczego przeprowadzono analizę obliczeniową metodą dokładną, uwzględniając wpływ zamocowania kratownic poziomych ( $W_3$  i  $W_4$ ) w czołownicach i wpływ tężników poprzecznych na wartość niewiadomych  $X_n$  oraz ograniczającego wpływu obciążonych kół wózka na górną kratownicę.

Uwzględnienie wpływu dodatkowych podpór "a" i "b"

Przykłady przytoczone przez niektórych autorów [3], [12], [29] wskazują, że przy ruchu obciążonego wózka zachodzi odkształcenie poziome toru suwnicowego ułożonego na pasach górnych kratownicy głównej. Jeżeli z kolei wózek jest nieruchomy, to przy podnoszeniu ciężaru tor mostu nie ulega zmianie tzn. w tym wypadku wózek staje się podporą dla poziomych kratownic górnych, co równoznaczne jest wprowadzeniu dla tych belek dodatkowych węzłów "a" i "b" w przęśle.

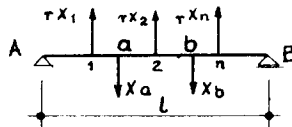
Kratownicę, która stanowi układ wielokrotnie statycznie niewyznaczalny, przekształcono w wyniku przecięcia więzów nadliczbowych na schemat zastępczy /statycznie wyznaczalny i geometrycznie niezmienny/, przy czym działanie tych więzów zastąpiono siłami niewiadomymi  $X_1, X_2 \dots X_n$ , czyli pierwiastkami układu równań kanonicznych metody sił. Przecięcia dokonano w miejscach przyłączenia ram poprzecznych z kratownicą pomocniczą  $W_2$ . W schemacie obliczeniowym przyjęto spośród wszystkich możliwych najbardziej niekorzystne dla pracy dźwigara pomocniczego położenie wózka sumnicowego /rys.



Rys. 15

Dodatkowe podpory "a" i "b" zamieniamy na siły  $X_a$  i  $X_b$ .

Przy działaniu obciążenia  $P$  powstają poziome siły  $Q_3 = r \cdot X_i$  zginające belki  $W_3$  w swoich płaszczyznach /rys. 16/.



Rys. 16

Ogólne równanie ramy /bez dodatkowych podpór/ w oparciu o metodę Ch. A. Winkurskiego [29] możemy przedstawić następująco:

$$\begin{aligned}
 & \left[ \beta y_{ni} - r^2 K_3 (A_n^W \cdot \varrho_{A_i}^{(3)} + B_n^W \cdot \varrho_{B_i}^{(3)}) - r^2 K_4 (A_n^W \cdot \varrho_{A_i}^{(4)} + \right. \\
 & \left. + B_n^W \cdot \varrho_{B_i}^{(4)}) \right] X_i - r K_3 \left[ y_{nc} - (A_n^W \cdot \varrho_{Ac}^{(3)} + B_n^W \cdot \varrho_{Bc}^{(3)}) \right] X_a - \\
 & - r K_3 \left[ y_{nR} - (A_n^W \cdot \varrho_{AR}^{(3)} + B_n^W \cdot \varrho_{BR}^{(3)}) \right] X_b = K_1 \sum y_{ki} \cdot P_i \quad (46)
 \end{aligned}$$

Dodatkowe równanie dla podpory a i b /przepony R i c/ ma postać:

$$\begin{aligned}
 & \sum \left[ r \cdot y_{Ri} - (A_w^W \cdot \varrho_{Ai}^{(3)} + B_w^W \cdot \varrho_{Bi}^{(3)}) \right] X_i - \left[ y_{RR} - A_w^W \cdot \varrho_{AR}^{(3)} + \right. \\
 & \left. + B_w^W \cdot \varrho_{BR}^{(3)} \right] X_a - \left[ y_{Rc} - (A_w^W \cdot \varrho_{Ac}^{(3)} + B_w^W \cdot \varrho_{Bc}^{(3)}) \right] X_b = 0 \quad (47)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & \sum \left[ r \cdot y_{ci} - (A_c^W \cdot \varrho_{Ai}^{(3)} + B_c^W \cdot \varrho_{Bi}^{(3)}) \right] X_i - \left[ y_{cR} - (A_c^W \cdot \varrho_{AR}^{(3)} + \right. \\
 & \left. + B_c^W \cdot \varrho_{BR}^{(3)}) \right] X_a - \left[ y_{cc} - (A_c^W \cdot \varrho_{Ac}^{(3)} + B_c^W \cdot \varrho_{Bc}^{(3)}) \right] X_b = 0
 \end{aligned}$$

gdzie:

$$\begin{aligned}
 & \sum y_{Ri} ; \sum y_{RR} ; \sum y_{RC} ; \sum y_{Cc} ; \sum y_{cR} - \text{ugięcie przepon rozmieszczonych w} \\
 & \text{miejscach dodatkowych podpór od prze-} \\
 & \text{mieszczenia swobodnie podpartej bel-} \\
 & \text{ki } W_3 \text{ i } W_4 \text{ (R i C) od } P = 1. \\
 & \sum y_{ni} ; \sum y_{nc} ; \sum y_{nR} - \text{ugięcie przepon poza miejscem doda-} \\
 & \text{tkowych podpór } n
 \end{aligned}$$

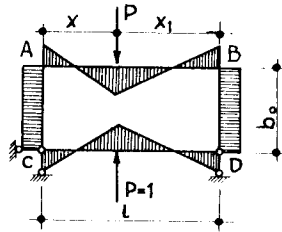
ogólnie

$$A_n^W \sum \varrho_{AK}^{(3 \text{ i } 4)} \quad \text{i} \quad B_n^W \sum \varrho_{BK}^{(3 \text{ i } 4)} - \text{ugięcie ramy od przemieszczenia za-} \\
 \text{mocowanej belki } W_3 \text{ i } W_4 \text{ w czołowni-} \\
 \text{cach od } P = 1.$$

$$A_n^W ; B_n^W - \text{reakcje wtórne od siły } P = 1 \text{ przyłożonej w punkcie "i" przy} \\
 \text{połączeniu sztywnym belki /kraty/ } W_3 \text{ i } W_4 \text{ z czołownica-} \\
 \text{mi}$$

$\varphi_{A_i}$  ;  $\varphi_{B_i}$  - rzędne linii wpływowych momentów podporowych w symetrycznej ramie poziomej od obciążenia symetrycznego  $P = 1$  przyłożonego w punkcie "i" /rys.17/

$n$  - rozstaw przepon /ram/



Rys. 17

Według powyższych wzorów wyprowadzono ogólne równania ram poprzecznych według schematu obciążeniowego podanego na rys. 15. Dla uproszczenia można przyjąć, że  $P_1 = P_2 = P$ , wobec czego  $X_1 = X_7$ ;  $X_2 = X_6$  i  $X_3 = X_5$  - jak we wzorze (22);

$$r = \frac{b}{h} ; K_n - \text{z wzorów (23)} ;$$

$$\beta' = K_1 + K_2 + r^2 K_4.$$

Dla jednej ramy w środku rozpiętości równanie (46) ma następującą postać:

$$\left[ y_{44} - r^2 K_4 (A_4^w \cdot \varphi_{A_4}^{(4)} + B_4^w \cdot \varphi_{B_4}^{(4)}) \right] X_4 = K_1 (y_{43} + y_{45}) 0,5 P + y_{44} P$$

$$X_4 = \frac{K_1 (y_{43} + y_{45}) 0,5 P + y_{44} P}{y_{44} - r^2 K_4 (A_4^w \cdot \varphi_{A_4}^{(4)} + B_4^w \cdot \varphi_{B_4}^{(4)})} \quad (48)$$

Dla trzech, pięciu i siedmiu ram szczegółowe wprowadzenie równań podano w pracy [20], natomiast wyniki obliczeń przedstawiono na wykresach - rys. 18 i 19. W celu zmniejszenia nakładu pracy w rozwiązaniu znacznej ilości równań, wystarczy uwzględnić jedynie jedną ramę poprzeczna /przeponę/.

Wzrost sztywności pionowej mostu w porównaniu z układem płaskim określamy jako stosunek odpowiednich ugięć

$$n = \frac{f_o}{f_p} \cdot 100 \% \quad (49)$$

Wzrost sztywności poziomej mostu wynosi

$$H_s = 0,5 \cdot H_p + 0,5 H_p \frac{J_3}{J_3 + J_4} \quad (50)$$

gdzie:  $f_0$  - ugięcie kraty płaskiej

$f_p$  - ugięcie kraty z uwzględnieniem przestrzenności

$H_p$  - siła pozioma

Równania ram od obciążenia poziomego  $H_p$  przyłożonego w poziomej kratce  $W_3$ , przedstawiono w postaci ogólnej:

$$\begin{aligned} \sum \left[ y_{nk} - 2 \Phi_{K_3} (A_n^W + B_n^W) \eta_i \right] X_n + \frac{\psi \cdot \alpha \cdot K_r \cdot X_n}{n^3} &= \\ = \Phi_0 K_3 \sum y_{nk} - \Phi_{K_3} (A_n^W + B_n^W) \eta_i \frac{H_p}{2} + y_{ni} - \Phi_{K_3} (A_n^W + B_n^W) \eta_i + 1 & \end{aligned} \quad (51)$$

$$\text{gdzie: } \Phi = \frac{r^2}{\beta} ; \Phi_0 = \frac{1}{\beta} ; \alpha = \frac{b^3}{\beta} (1 + n)$$

Szczegółowe równania odkształceń ram poprzecznych jednej, trzech, pięciu i siedmiu przepon podano między innymi w pracy [9].

Bez uwzględnienia podpór dodatkowych

Podobnie jak w punkcie 2.6.1. przyjęto, że kratownice pionowe są swobodnie podparte, natomiast kratownice poziome są utwierdzone w czołownicach.. Przekształcamy kratownicę statycznie niewyznaczalną na schemat zastępczy i zastępujemy przecięte więzy siłami niewiadomymi  $X_1, X_2 \dots X_n$ ; odpowiednie równanie kanoniczne metody sił dla tężnika poprzecznego podano w formie ogólnej.

a/ Przypadek obciążenia pionowego (P)

$$A_{n1} X_1 + A_{n2} X_2 + A_{n3} X_3 + \dots + A_{ni} X_i + \dots + A_{nn} X_n - A_{np} = 0$$

$$\begin{aligned} \text{gdzie: } A_{ni} &= \left[ y_{ni} - \eta_{K_3} (A_n^{(w)} \cdot \eta_{A_i}^{(3)} + B_n^{(w)} \cdot \eta_{B_i}^{(3)}) - \right. \\ &\left. - \eta_{K_4} (A_n^{(w)} \cdot \eta_{A_i}^{(4)} + B_n^{(w)} \cdot \eta_{B_i}^{(4)} + \varphi \cdot k_r \cdot \alpha) \right] \quad (51) \end{aligned}$$

Wyraz wolny dla  $P_1 \neq P_2$  /niesymetryczny nacisk kół wózka / jest równy

$$A'_{np} = k_1 (y_{kn} \cdot P_1 + y_{kn+1} \cdot P_2) \eta$$

dla  $P_1 = P_2 = P$  /symetryczny nacisk kół wózka/

$$A_{np} = \eta k_1 \left[ 0,5 P (y_{k, n+1} + y_{k, n+1}) + y_{kn} \cdot P \right]$$

b/ Przypadek obciążenia poziomego (H)

$$\begin{aligned} & A_{n1}^{(H)} \cdot X_1 + A_{n2}^{(H)} \cdot X_2 + A_{n3}^{(H)} \cdot X_3 + \dots + A_{ni}^{(H)} \cdot X_i + \dots + \\ & + A_{nn}^{(H)} - A_{nH} = 0 \end{aligned} \quad (52)$$

$$\text{gdzie: } A_{ni}^{(H)} = \left[ y_{ni} - \Phi_{k_3} (A_n^{(w)} + B_n^{(w)}) \eta_3 + \frac{1}{\lambda^3} \varphi \cdot \alpha \cdot k_r \right]$$

Wyraz wolny dla  $H_1 \neq H_2$  jest równy

$$\begin{aligned} A'_{nH} = & \Phi_{k_3} \left[ y_{kn} - \Phi_{k_3} (A_n^{(w)} + B_n^{(w)}) \eta_3 H_1 + y_{k,n+1} - \right. \\ & \left. - \Phi_{k_3} (A_n^{(w)} + B_n^{(w)}) \eta_4 H_2 \right] \end{aligned}$$

dla  $H_1 = H_2 = H_p$

$$\begin{aligned} A_{nH} = & \Phi_{k_3} \left[ (y_{k,n-1} + y_{k,n+1}) - \Phi_{k_3} \cdot 2 (A_n^{(w)} + B_n^{(w)}) \eta_3 \cdot 0,5 H_p - \right. \\ & \left. - \Phi_{k_3} (A_n^{(w)} + B_n^{(w)}) \eta_4 H_p \right] \cdot \end{aligned}$$

Zgodnie z założeniami metody ustala się klasyfikację przepon poprzecznych. Ze względu na małą sztywność tych przepon zalicza się je do przepon, które - rnych odkształcenia znacznie się różnią od odkształceń dźwizara głównego i pomocniczego; wówczas w równaniach należy uwzględnić czynnik

$$\frac{1}{\lambda^3} \cdot \varphi \cdot \alpha \cdot \gamma_r \cdot$$



Przy uwzględnieniu jednej ramy sztywnej w środku rozpiętości otrzymuje się zależność

$$\left[ \alpha' \cdot y_{44} - r^2 k_3 \left( A_4^{(w)} \cdot \eta_{A_4}^{(3)} + B_4^{(w)} \cdot \eta_{B_4}^{(3)} \right) - r^2 k_4 \left( A_4^w \cdot \eta_{A_4}^4 + B_4^w \cdot \eta_{B_4}^4 \right) \right] X_4 = k_1 \cdot y_{44} \cdot P \quad (53)$$

gdzie:

$$\eta_{A_1}; \eta_{B_1}; A_n^{(w)}; B_n^{(w)}; \beta; K_n; P; W; r; \alpha; \Phi - \text{jak w równaniach 2.6.1.}$$

$y_{ni} = y_{in}$  - rzędne linii wpływowej przemieszczeń w punkcie  $k$  belki wolnopodpartej od obciążenia  $P = 1$ ,

$$k = \frac{J_1}{J_n} - \text{stosunek momentów bezwładności pasów kratownicy} \\ W_1, W_2, W_3, W_4,$$

$$k_r = \frac{J_r}{J_s} - \text{stosunek momentów bezwładności przekroju słupka kratownicy} \\ W_4 \text{ do słupka kratownicy } W_1,$$

$$\beta - \text{współczynnik} = k_1 + k_2 + r^2 (k_3 + k_4)$$

$$\varphi = \frac{1}{\alpha} - \text{współczynnik}$$

$$\lambda = n - \text{rozstaw tężników.}$$

Ugięcie kratownicy  $W_1$  i  $W_2$

Po rozwiązaniu równań i wyznaczeniu  $X_n$  od obciążeń  $P$  i  $H_p$  obliczamy ugięcia kratownic dla liczby  $n$  przepon. Ugięcie kratownicy pomocniczej ( $W_2$ ) od pionowego nacisku kół wózka  $P$  określamy z wzoru

$$f_2^{(P)} = \frac{L^3}{E J_2} \sum X_i y_{nk} = \omega \sum X_i y_{nk} \quad (54)$$

$$\omega = \frac{L^3}{E J_2}$$

zatem otrzymamy

$$f_2^{(P)} = \omega (X_1 \cdot y_1 + X_2 \cdot y_2 + X_3 \cdot y_3 + 0,5 X_4 \cdot y_4)$$

Ugięcie w punkcie 4 /środkowym/ jest równe

$$f_2^{(P)} = f_0 \frac{Q_2}{P} \cdot \frac{J_1}{J_2}$$

gdzie:  $Q_1$ ;  $Q_2$  - obciążenie przypadające na kratę  $W_1$  i  $W_2$ .

Ugięcie kraty głównej ( $W_1$ ) w punkcie 4 możemy wyznaczyć z wzoru

$$f_1^{(P)} = f_0 \cdot \frac{Q_1}{P} ; \quad f_0 = \frac{\lambda^3 P}{E J_1 \psi^3} (y_a + y_b) \quad (55)$$

gdzie:  $f_0$  - ugięcie kraty płaskiej z wzoru 55

$\lambda$  - długość przedziału kratownicy

$\psi$  - współczynnik wpływu skratowania ( $\psi = 0,85$ )

$y_a$ ;  $y_b$  - rzędne linii wpływowej przemieszczeń w punkcie a i b kratownicy  $W_1$  od obciążenia  $P = 1$ .

$$Q_1 = P - (X_1 + X_2 + X_3 + 0,5 X_4) \quad (56)$$

Na kratę pomocniczą  $W_2$  przekazywana jest siła

$$Q_2 = (X_1 + X_2 + X_3 + 0,5 X_4) \quad (57)$$

Ugięcie pomocniczej kraty  $W_2$  od sił poziomych  $H_p$  w punkcie 4 wynosi

$$f_2^{(H)} = 2 \omega \cdot (X_1^{(H)} \cdot y_1 + X_2^{(H)} \cdot y_2 + X_3^{(H)} \cdot y_3 + 0,5 X_4^{(H)} \cdot y_4) \quad (58)$$

a ugięcie głównej kraty w punkcie 4

$$f_{1c} = f_1^{(P)} + f_1^{(H)} \quad (59)$$

oraz ugięcie pomocniczej kraty w punkcie 4

$$f_{2c} = f_2^{(P)} + f_2^{(H)} \quad (60)$$

#### 1.4. Przykłady liczbowe

W tablicy 1 podano podstawowe dane dotyczące trzech schematów mostowych /rys. 1; 2; 3 /, dla których przeprowadzono analizę obliczeniową wpływu przestrzenności na sztywność konstrukcji. Zwymiarowano konstrukcję metodą naprężeń granicznych przy czym wyznaczono wartości statyczne metodą najmniej korzystniejszych kojarzeń [25]. Współczynniki dynamiczne przyjęto według wytycznych CBKM Bytom [5].

Q; L; P;  $H_p$  - oznaczają kolejno: nośność suwnicy, rozpiętość, naciski pionowe i poziome kół wózka.

Tablica 1.

Zestawienie wartości obliczeniowych do wyznaczenia wpływu przestrzenności trzech typów mostów A, B i C.

Most kratowy - typ A /rys.1/					
Dane ogólne	Mom.bezwł. $10^6 \text{ cm}^4$	Współczyn. K	Wartości pomocnicze	Wartości wymiarowe m	Inne dane
Q = 30/5 T	$J_1 = 1,79$	$K_1 = 1$	$\beta = 9,02$	$h = 2,20$	K = 2100 kg/cm <sup>2</sup> St3SY $J_2/J_1 = 1/4,4$
L = 30,0 m	$J_2 = 0,410$	$K_2 = 4,37$	$\beta' = 7,355$	$b = 1,60$	
P = 9,70T	$J_2 = 0,761$	$K_3 = 2,35$	$\xi_3 = 0,635$	$b_0 = 2,50$	
$H_p = 1,0 \text{ T}$	$J_4 = 0,395$	$K_4 = 4,53$	$\xi_4 = 0,498$	$a = 3,0$	
$Q_2 = \text{tabl.2}$	$J_p = 0,01$	$K_r = 653$	$r = 0,728$	$n = 3,75$	
$Q_1 = \text{tabl.2}$	$J_c = 0,06$	-	$\alpha = 36^\circ$	$l_s = 2,73$	

Most blachownicowy - typ B /rys.2/					
Dane ogólne	Mom. bezwł. $10^6 \text{ cm}^4$	Współczyn. K	Wartości pomocnicze	Wartości wymiarowe m	Inne dane
Q = 30/5 T	$J_1 = 1,9814$	$K_1 = 1$	$\beta' = 18,321$	$h = 1,61$	K = 2100 $\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$ St3SY $J_2/J_1 = 1/9,1$
L = 30,0 m	$J_2 = 0,2184$	$K_2 = 9,08$	$\xi_3 = 0,296$	$b = 1,60$	
P = 9,70 T	$J_3 = 0,100$	$K_3 = 19,80$	$\xi_4 = 0,509$	$b_0 = 2,50$	
$H_p = 1,0$	$J_4 = 0,674$	$K_4 = 2,95$	$r = 0,980$	$a = 3,0$	
$Q_2 \text{ x) } = 1,12 \text{ T}$	$J_r = 0,017$	$K_r = 117$	-	$n = 3,75$	
$Q_1 = 8,580$	$J_c = 0,107$	-	-	-	

x/ Wartości  $Q_2$  obliczono wg metody Winokurskiego /wzór 25/

Most z udźwigniem bezkrzyżulcowym - typ C /rys.3/					
Dane ogólne	Mom. bezwł. $10^6 \text{ cm}^4$	Współczyn. K	Współczyn. niki dynamiczne	Wartości wymiarowe m	Inne dane
Q = 30/5 T	$J_1 = 1,3951$	$K_1 = 1$	$d_{\max} = 0,17$	$h = 1,92$	K=2100 $\text{kg}/\text{cm}^2$ St3SY $J_2/J_1 = 1/4,7$
L = 30,0 m	$J_2 = 0,2961$	$K_2 = 4,7$	$d = 0,11$	$b = 1,60$	
P = 9,70 T	$J_3 = 0,3200$	$K_3 = 4,4$	$\varphi_m = 0,10$	$b_0 = 2,50$	
$H_p = 1,0$	$J_{y1} = 0,0060$	$K_4 = 0$	$\varphi_w = 0,05$	$a = 3,0$	
$Q_2 \text{ x) } = 1,10 \text{ T}$	$J_{y2} = 0,0008$	$\beta = 8,8$	-	$n = 2,50$	
$Q_1 = 8,60 \text{ T}$	$J_c = 0,03$	$r = 0,84$	-	-	

x/ Wartości  $Q_2$  obliczono wg metody Winokurskiego /wzór 25/

Tablica 2.

Wyniki obliczeniowe uzyskane na podstawie kilku metod obliczeniowych mostu typu kratowniczowego

Kratownica typu	Obciążenie $Q_T$	Metody obliczeń							Mom. bezwładności $n = J_2/J_1$
		Bootha	Dźwiga-rów składowych	Gofmana	Winokurskiego	Wzory autora	m. sił z dodatkowymi podporami	m. sił bez dodatkowych podpor	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
pomocnicza $W_2$	$Q_2$	(1,800)	(1,340)	(1,070)	(1,015)	(1,060)	-	-	1:4,4
		-	-	1,510	1,075	1,500	1,020	0,800	
		(1,235)	(0,962)	(0,600)	(0,832)	(0,800)	-	-	1:6,9
		-	-	1,010	0,970	1,100	0,715	0,672	
główna $W_1$	$Q_1$	(7,900)	(7,360)	(8,630)	(8,685)	(8,640)	-	-	1:4,4
		-	-	8,190	8,625	8,200	8,680	8,900	
		(8,465)	(8,738)	(9,100)	(8,868)	(8,900)	-	-	1:6,9
		-	-	8,690	8,730	8,600	9,975	9,028	

Wartości podane w nawiasach dotyczą wielkości obciążeń  $Q_1$  i  $Q_2$  obliczonych bez uwzględnienia zamocowań kratownic poziomych ( $W_3$  i  $W_4$ ) w czołownicach.

Tablica 3.

Wyniki ugięć teoretycznych układu płaskiego i z uwzględnieniem współpracy przestrzennej konstrukcji pięciu typów mostu.

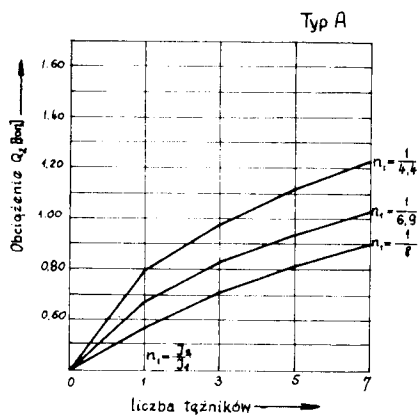
Typ mostu	Ugięcie w cm				Sztywność %		$J_2/J_1$
	$f_0$	$f_1^{(P)}$	$f_2^{(P)}$	$f_1^{(H)}$	$n_s^{(P)}$	$n_s^{(H)}$	
A rys. 1	3,45	3,15	1,235	-	12	17	1 : 4,4
B rys. 2	2,58	2,28	2,25	-	11	40	1 : 9,1
C rys. 3	3,48	3,11	1,87	-	11	0	1 : 4,7
D rys. 4	3,54	-	-	1,07	-	25	-
E rys. 5	3,116	-	-	0,890	-	25	-

$$\begin{aligned}
 n_s^{(P)} & - \text{sztywność pionowa mostu} & \left[ n_s^{(P)} = \frac{f_0 \cdot 100}{f_1^{(P)}} \right] \\
 n_s^{(H)} & - \text{sztywność pozioma mostu} & \left[ n_s^{(H)} = 0,5 \cdot H_p + 0,5 \cdot H_p \cdot \frac{J_3}{J_3 + J_4} \right] \\
 f_1^{(H)} & - \text{ugięcie poziome mostu /od obc. ruchomego/
 \end{aligned}$$

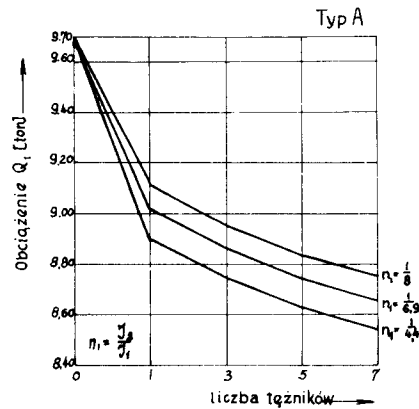
W tablicy 2 podano wyniki przeliczeń uzyskane w wyniku zastosowania kilku metod i sposobów obliczeniowych. Na ich podstawie dochodzi się do wniosku, że szczególnie zbliżone są do siebie wyniki uzyskane przy zastosowaniu metody Winokurskiego i metody i sił, natomiast dalsze rezultaty obliczeń teoretycznych wykazują rozbieżności.

Przeprowadzone badania eksperymentalne modelu kratowego mostu, wykonanego w ścisłej skali modelowej, pozwoliło na prawidłową konfrontację i porównanie wyników teoretycznych z rzeczywistą pracą konstrukcji. W tablicy 3 zestawiono wyniki ugięć teoretycznych pięciu typów mostów z uwzględnieniem przestrzenności układu. Dla mostów typu bezkrzyżalcowego (C) przy pominięciu stężeń dolnych ( $J_4 = 0$ ) nie wystąpi warost sztywności poziomej, natomiast uwzględniając tężniki w płaszczyźnie dolnej, warost sztywności poziomej wyniesie 25 %.

Na rys. 18 i 19 przedstawiono graficzny wpływ liczby przepon i sztywności na wielkość obciążenia kratownicy głównej. Z powyższego wykreślenia wynika że im większy jest współczynnik sztywności  $n_1$  oraz obliczeniowa liczba przepon, tym większy jest udział kratownicy pomocniczej w odciążeniu dźwigara głównego.

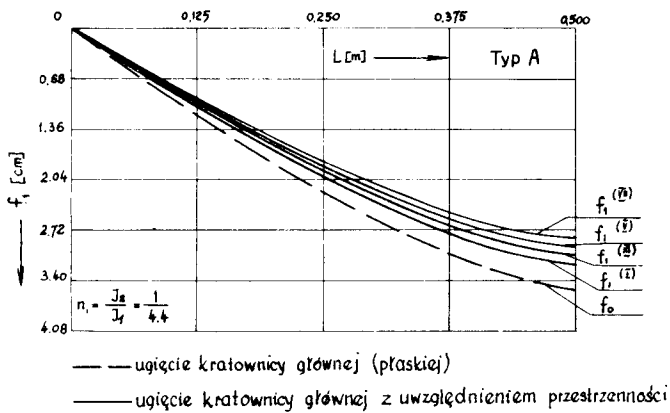


Rys. 18

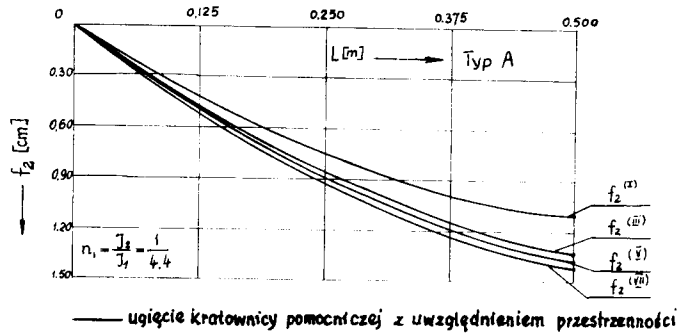


Rys. 19

Rysunki 20 i 21 przedstawiają wykresy ugięcia kratownicy głównej i pomocniczej w zależności od liczby przepon.

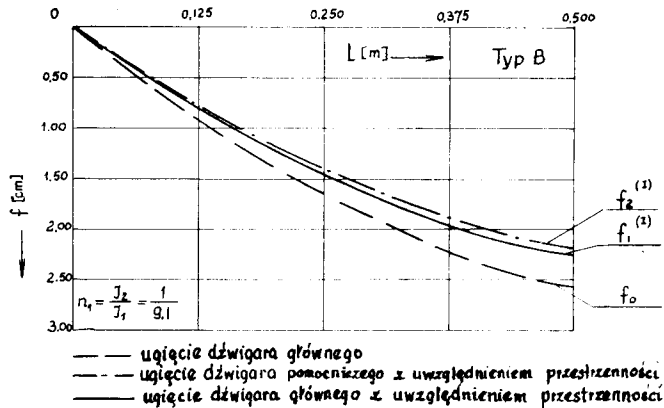


Rys. 20



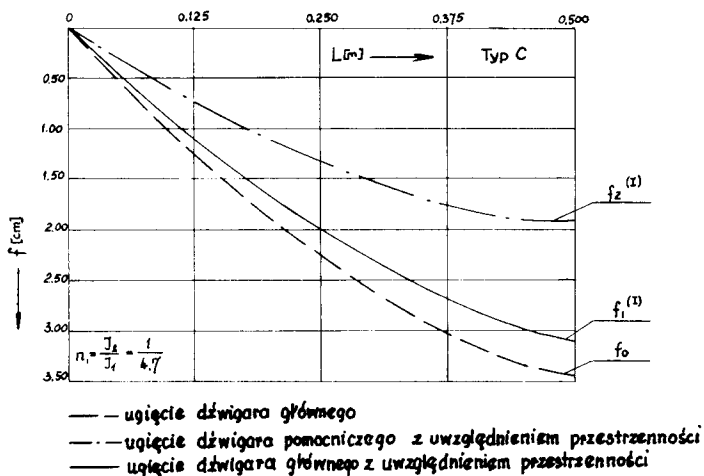
Rys.21

Na rysunkach 22 i 23 przedstawiono krzywą ugięć dźwigara głównego i pomocniczego z uwzględnieniem przestrzenności mostu /typ A i B/.



Rys. 22

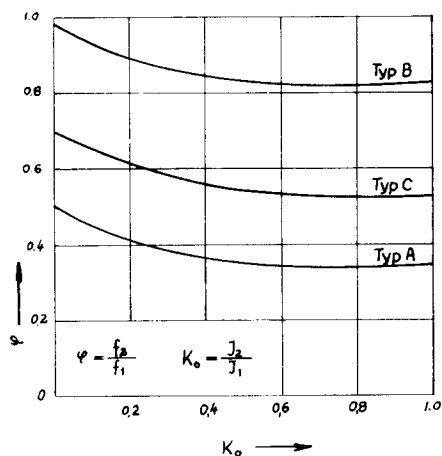




Rys.23

Rysunek 24 przedstawia wykres zależności ugięcia dźwigara pomocniczego od głównego dla trzech rozpatrywanych typów mostów.

Analizując wykresy możemy zauważyć, że uwzględnienie w obliczeniach jedynie jednej przepony w środku rozpiętości jest dostatecznie wystarczające do określenia przestrzennej sztywności ustroju. Wzrost sztywności pionowej i poziomej mostu w porównaniu z układem płaskim określamy jako stosunek odpowiednich ugięć na podstawie wzoru (49 i 50).



Rys.24

Z przeprowadzonych rozważań teoretycznych dotyczących wpływu przestrzenności mostu na sztywność konstrukcji wynikają następujące ogólne wyniki:

a/ Wzrost sztywności pionowej mostu kształtuje się w granicach 11 % dla powszechnie stosowanych mostów typu kratowego i blachownicowego przy ogólnie przyjmowanej sztywności dźwigara głównego i pomocniczego w zakresie

$$n_1 = \frac{J_2}{J_1} = \frac{1}{4,5} \div \frac{1}{9}$$

b/ W wyniku współpracy przestrzennej układu odciążenie dźwigara głównego wynosi ok. 11 % obciążenia ruchomego, co jest równoznaczne z odciążeniem dźwigara pomocniczego o podaną wartość.

c/ Wzrost sztywności poziomej mostu kształtuje się w granicach 20 %, jeżeli wykonane jest usztywnienie kratowe zarówno w płaszczyźnie górnej oraz dolnej dźwigara głównego.

d/ Uwzględnienie współpracy przestrzennej układu pozwala na prawidłową ocenę sztywności konstrukcji, a zatem prowadzi do uzyskania oszczędności zużycia stali.

## 2. WSTĘPNIE SPRĘŻONE KONSTRUKCJE MOSTÓW SUWNICOWYCH

### 2.1. Optymalny przekrój belki sprężonej

Zaleca się projektowanie wstępnie sprężonych belek zmiennych w linii przekroju podłużnego, w szczególności dla ustrojów o dużej rozpiętości i nośności. Przyczynia się to do uzyskania dodatkowej oszczędności stali w granicach 7 ÷ 10 % oraz do lepszego wykorzystania materiału na całej długości dźwigara. Belkę dwuteową sprężoną projektujemy przy zachowaniu współczynnika asymetrii /niesymetryczny przekrój ze względu na optymalną nośność/. Dla dźwignic mostowych o przekroju dwuteowym zalecany współczynnik asymetrii  $A = 1,50$ . Współczynnik ten dla belek skrzynkowych kształtuje się w granicach

$$A = 1,0 \div 1,2.$$

Geometryczną charakterystykę belki skrzynkowej określa zależność powierzchni przekroju środka do całego przekroju belki

$$m = \frac{F_{sr}}{F} = 0,45 \div 0,55$$

$$\text{średnio } m = 0,50$$

Dla belek dwuteowych przyjmujemy

$$m = 0,550 \div 0,567$$

$$\text{średnio } m = 0,550.$$

Optymalne wymiary elementów konstrukcyjnych według zaleceń autora [22] są następujące:

- dźwigar dwuteowy

$$h = \frac{1}{8} \div \frac{1}{15} \quad - \text{ dla niesprężonej konstrukcji o nośności } N=10 \div 100 \text{ T}$$

$$h = \frac{1}{10} \div \frac{1}{20} \quad - \text{ dla sprężonej konstrukcji nośności } N=10 \div 100 \text{ T}$$

Powyższą wysokość belki przyjęto przy założeniu ugięcia dopuszczalnego od obciążenia ruchomego  $f_{\text{dop}} = \frac{l}{700}$  i naprężenia granicznego stali  $K = 2100 \text{ kg/cm}^2$ ;

- dźwigar skrzynkowy

$$h \geq \frac{l}{20} ; \quad b = \frac{l}{50} \quad - \text{element niesprężony}$$

$$h = \left( \frac{1}{35} \div \frac{1}{30} \right) l \quad - \text{element sprężony } N = 10 \div 30 \text{ T}$$

$$h = \left( \frac{1}{30} \div \frac{1}{20} \right) l \quad - \text{element sprężony } N = 30 \div 100 \text{ T}$$

$$b \geq \frac{l}{70} ; \quad \delta_1 \geq \frac{1,2 \cdot f_{\text{max}}}{b \cdot h \cdot K} ; \quad \delta_2 = \delta_1 - 0,2 \text{ cm}$$

$$\delta_3 = \delta_4 \geq \frac{h}{200}$$

gdzie:  $h, b$ , - według oznaczenia na rys. 4.

- kratownice

$$h = \left( \frac{1}{20} \div \frac{1}{15} \right) l \quad - \text{element sprężony } N = 10 \div 30 \text{ T}$$

$$h = \left( \frac{1}{15} \div \frac{1}{11} \right) l \quad - \text{element sprężony } N = 30 \div 100 \text{ T}$$

## 2.2. Siły sprężające

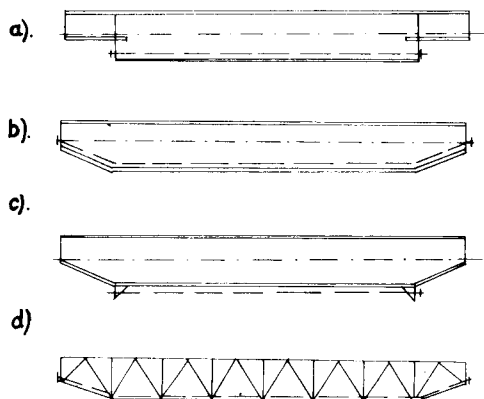
Mosty suwnic doznają dominujących obciążeń w płaszczyźnie pionowej od ciężaru własnego mostu oraz ciężaru ruchomego złożonego z ciężaru podnoszonego ładunku i wózka. Moment zginający od ciężaru własnego belki, przyjęto jako równomiernie rozłożony, przedstawia wykres o zarysie parabolicznym w przeciwieństwie do ciężaru ruchomego, gdzie pod wpływem nacisku osi  $P_1$  i  $P_2$  można wyznaczyć obwiednie momentów, tzw. linię "M" dla każdego chwilowego położenia wózka.

Jeżeli naciski na osie wózka są równe

$$P_1 = P_2 = P$$

to uzyskany obraz linii "n" jest symetryczny. Dostosowanie momentu zginającego wywołanego wstępnym sprężeniem belki do obciążeń stałych i równomiernych jest osiągalne z dużą dokładnością jednak praktycznie duże trudności przysparza dostosowanie zmiennego momentu od obciążenia ruchomego do momentu zginającego wywołanego wstępnym sprężeniem. Większą więc dokładność dostosowania się tych momentów można uzyskać przez zastosowanie wstępnego sprężenia wielokrotnego. Ze względów jednak praktycznych i wykonawczych stosuje się zazwyczaj ciągną o prostoliniowej trasie przebiegu, wywołujące stały moment zginający na długości sprężanej belki przybliżony do momentu o zarysie parabolicznym. Przebieg ciągnien może być prosty, zakrzywiony i załamany. Prosty przebieg ciągnien stosuje się zazwyczaj ze względów praktycznych poniżej pasa rozciąganego dźwigara, bezpośrednio na pasie lub od wewnątrz pasa dolnego. Dla jednoprzęsłowych belek jest niecelowe prowadzenie ciągnien na całej długości, ponieważ w pobliżu łożyska, gdzie momenty zginające od obciążenia zewnętrznego są ograniczone, powstaje skomplikowany stan naprężeń. konstrukcyjnie i technologicznie najlepsze rozwiązanie można osiągnąć jeżeli wysokość belki lub kratownicy jest zmienna w miejscu zakotwienia ciągnien (rys.25).

Konstrukcje stalowe sprężone należy uważać za ustroje statycznie niewyznaczalne ze względu na brak ciągłego kontaktu i małą różnicę współczynników sprężystości składowych materiałów. Układy elementów pełnościennych rozwiązuje się metodą sił, przy czym przy obliczaniu współczynników  $\delta$  w równaniach kanonicznych należy brać wyrazy zależne nie tylko od momentów zginających, lecz również od sił podłużnych i poprzecznych. Jeżeli na konst-



Rys. 25

rukcję poza obciążeniami zewnętrznymi działa n sił nadliczlowych, to układ równań kanonicznych, z którego można wyznaczyć wielkości nadliczlowe  $X_i$  (dla  $i = 1, 2, 3 \dots n$ ) ma postać:

$$\begin{aligned} \delta_{11} X_1 + \delta_{12} X_2 + \dots + \delta_{1n} X_n + \Delta_{1p} &= 0 \\ \delta_{21} X_1 + \delta_{22} X_2 + \dots + \delta_{2n} X_n + \Delta_{2p} &= 0 \end{aligned} \quad (61)$$

$$\dots \dots \dots$$

$$\delta_{n1} X_1 + \delta_{n2} X_2 + \dots + \delta_{nn} X_n + \Delta_{np} = 0$$

$$\delta_{ik} = \sum_0^s \frac{Q_i Q_k}{E J} d_s + \sum_0^s \frac{N_i N_k}{E F} d_s + \sum_0^s \frac{Q_i Q_k}{G F} d_s \quad (62)$$

$$\Delta_{ip} = \sum_0^s \frac{Q_i Q_p}{E J} d_s + \sum_0^s \frac{N_i N_p}{E F} d_s + \sum_0^s \frac{Q_i Q_p}{G F} d_s$$

gdzie:  $M_i, N_i, Q_i, F_k, N_k, Q_k$  - kolejno moment zginający, siła podłużna i poprzeczna od siły uogólnionej  $X_i = 1$  i  $X_k = 1$ ;

$\delta_{ik}, \Delta_{ip}$  - przesunięcie punktu przyłożenia siły  $X_i$  w kierunku tej siły, spowodowane siłą  $X_k = 1$  i obciążeniami zewnętrznymi;

$E, G, J, F$  - moduł sprężystości podłużnej, poprzecznej, moment bezwładności, pole przekroju poprzecznego;

$s, b$  - długość pręta i szerokość przekroju w odległości  $z$  od osi obojętnej;

$S$  - moment statyczny części przekroju odległej o wartość  $z$  od osi obojętnej.

$\alpha_i = \frac{F}{J^2} \int \frac{z^2}{r^2} dz$  - współczynnik charakteryzujący kształt przekroju

Zwykle przyjmuje się że wpływ sił poprzecznych na wartości statyczne niewyznaczalne jest nieznaczny i nie przekracza 5 % wartości wyznaczonej przy pominięciu tego wpływu,

- Dla elementów kratowych współczynniki są równe:

$$\delta_{ik} = \sum_{E, F} \frac{N_i N_k l}{E F} \quad (63)$$

$$\Delta_{ip} = \sum_{E, F} \frac{N_i N_p l}{E F}$$

Sumowanie przeprowadza się dla wszystkich prętów kratownicy w układzie statycznie niewyznaczalnym.

Przyrost  $\Delta S$  siły w ciągu sprężającym od obciążenia zewnętrznego określamy z kanonicznego równania metody sił

dla belki

$$\Delta S = X = - \frac{\Delta_{1p}}{\delta_{11}} = - \frac{\int \frac{N_1 N}{E J_x} dx}{\int \frac{1}{E J_x} dx + \frac{l_c}{E_c F_c} + \frac{l_c}{E F}} \quad (64)$$

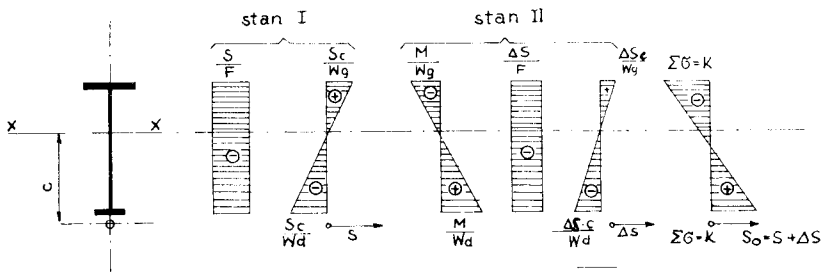
- dla kratownicy

$$\Delta S = \frac{\sum \frac{N_{1i} N_{pi} l_i}{E F_i}}{\sum \frac{N_{1i}^2 \cdot l_i}{E F_i} + \frac{l_c}{E_c F_c}} \quad (65)$$

gdzie:  $l_c$ ,  $E_c$ ,  $F_c$  - długość cięgna, moduł sprężystości i przekrój cięgna sprężającego.

Wzajemne odległości między osiami sprężających sąrówna dla ustrojów pełnościennych jak i kratowych podano między innymi w przepisach [1], [4], [10].

Sprężenie za pomocą ciągów związane jest z wprowadzeniem do przekroju mimośrodowej siły sprężającej, wywołującej moment sprężania o znaku przeciwnym do momentu zginającego wywołanego obciążeniem obliczeniowym. W zakresie sprężystości dźwigara powstają w przekrojach naprężenia od maksymalnego momentu zginającego dla dwóch stanów - podczas sprężania /stan I/ i eksploatacji /stan II/. Naprężenia normalne we włóknaach górnych i dolnych w przekroju belki pełnościennej sprawdzamy jak dla pręta ściśnianego mimośrodowo/rys. 26/.



Rys. 26

Dla stanu I mamy

$$\sigma_{\bar{s}} = -\frac{S}{F} + \frac{S \cdot c}{W_{x1}} \leq k$$

$$\sigma_{\bar{d}} = -\frac{S}{F} - \frac{S \cdot c}{W_{x1}} \leq r$$

a dla stanu II

$$\sigma_{\bar{s}} = \frac{S + \Delta S}{F} - \frac{\sigma_{\max} + (S + \Delta S) \cdot c}{W_{x1}} \leq k$$

$$\sigma_{\bar{d}} = -\frac{S + \Delta S}{F} + \frac{\sigma_{\max} - (S + \Delta S) \cdot c}{W_{x1}} \leq r$$

(66)



Sprawdzenie naprężeń normalnych mniejszych od naprężeń dopuszczalnych jest niewystarczające. Należy sprawdzić czy nie przekroczono granicy plastyczności lub współczynnika bezpieczeństwa (s) [23] :

$$\sigma_g = \frac{S + \nu \Delta S}{F} - \frac{M_{\max} + (S + \nu \Delta S) c}{W_{xg}} \leq \sigma_r \quad (67)$$

$$\sigma_d = - \frac{S + \nu \Delta S}{F} + \frac{M_{\max} - (S + \nu \Delta S) c}{W_{xd}} \leq \sigma_r$$

$$s_d = \frac{Q_r W_{xd} F + (W_{xd} + F \cdot c) S}{(M - \Delta S \cdot c) F} \quad (68)$$

$$s_g = \frac{Q_r W_{xg} F + (W_{xg} - F \cdot c) S}{(S - M) F + \Delta S W_{xg}}$$

Dopuszczalną siłę sprężającą, ustaloną z warunku stateczności pasa dolnego przy sprężaniu (S), oraz kontrolowaną siłę sprężającą ( $S_k$ ), uwzględniającą straty opóźnione i doraźne, wyznaczamy ze znanych wzorów

$$S = \frac{1,05 K \cdot \beta_y \cdot F \cdot W_{xd}}{W_{xd} + F \cdot c \cdot \beta_y} \quad (69)$$

$$S_k = \frac{S}{0,95} + \Delta z \frac{F_c \cdot F_c}{l_c} + \frac{2j\alpha + \frac{j-1}{j}}{2j\alpha + \frac{j-1}{j}} \quad (70)$$

gdzie:  $\alpha = \frac{EF}{E_c \cdot F_c}$  - współczynnik

$\sigma_g, \sigma_d, s_d, s_g$  - naprężenie normalne i współczynnik bezwładności w włóknie górnym i dolnym belki

- $\sigma_r$  - umowna granica plastyczności  
 $k, k_c$  - naprężenie dopuszczalne lub graniczne stali belki i cięgna  
 $\beta_y$  - współczynnik wybożeniowy pasa dolnego  
 $\Delta z$  - współczynnik podatności zakotwienia  
 $j$  - liczba pęczków kolejno naciąganych.

Przyrost siły sprężającej pod działaniem obciążenia różnymi siłami skupionymi dla cięgna prostego określa wzór

$$\Delta S = \frac{P \cdot c (2l - l_c) \left[ (x_1 + x_2 + \dots + x_n)^2 - x_1^2 - x_2^2 - \dots - x_n^2 \right]}{2l^2 \left[ c^2 + \frac{J_x}{P} + \frac{E J_x}{E_c F_c} \right]} \quad (71)$$

gdzie:  $P_i = P$  - siły skupione

$x_i$  - odległość od lewej podpory do siły  $P_i$ .

### 2.2.1. Przyrost siły sprężającej dla belki o zmiennym przekroju

Przyrost siły sprężającej pod działaniem obciążenia zewnętrznego z uwzględnieniem zmienności przekroju i cięgna wyznaczamy z wzoru

$$\Delta S = \frac{N \left[ (c - e_0) (A - e'_0 \cdot \beta) \right]}{(c - e_0)^2 A_0 - e'_0 (c - e_0) B_0 + e'_0{}^2 \cdot C_0 + \pi} \quad (72)$$

Wartości zginających momentów w belce należy wyznaczyć w przedziałach

1.  $0 \leq x \leq a$

$$M = F_0 - (S + \Delta S) \left( \frac{f}{a} x - e_{ox} \right) \cos \alpha$$

2.  $a \leq x \leq l - a$

$$M = F_0 - (S + \Delta S) (f - e_0) \cos \alpha \quad (73)$$

3.  $l - a \leq x \leq l$

$$M = M_0 - (S + \Delta S) \frac{f}{a} (l - x) - e'_{0,x} \cos \alpha$$

gdzie:  $M_0$  - moment obliczeniowy w danym przekroju od obciążenia zewnętrznego;

$f, C, e_0, e'_0, e_{0x}, e'_{0,x}$  - odległość osi obojętnej belki od osi ciągną (rys. 27);

$a$  - długość odcinka o zmiennym przekroju;

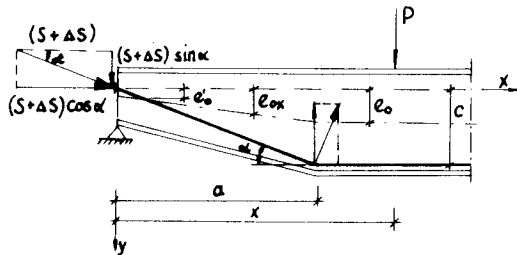
$A, A_0, B, B_0, C_0$  - współczynniki z tablic [27];

$\alpha$  - kąt nachylenia osi ciągną (zob.rys.27);

$$\pi = \frac{2 J_{\max}}{F - F_0} n l_n \frac{F}{F_0} + \frac{J_{\max}}{F_0} (l - 2n) + \frac{EJ_{\max}}{E_c F_c} K_0$$

74

$$K_0 = l - 2n + 2 \sqrt{\frac{c^2}{l} + n^2}; \quad n = \frac{a}{l}$$



Rys.27

Moment bezwładności na odcinku o zmiennej wysokości przekroju możemy z dostateczną dokładnością wyznaczyć według wzoru

$$J_x = \frac{J_{\max}}{y}$$

75

gdzie:  $y$  - współczynnik zmiany sztywności

$$y = \alpha' \left( \frac{x}{a} \right)^2 + \beta \left( \frac{x}{a} \right) - \frac{\alpha'}{20} \sin \frac{2\pi}{a} x + \gamma \quad (76)$$

$$\alpha' = \frac{2 (J_{\max} + J_0)}{J_0} - \frac{4 J_{\max}}{J_{\text{śr}}} \quad (77)$$

$$\gamma = \frac{J_{\max}}{J_0}$$

$$\beta = - \left( \frac{3 J_{\max} + J_0}{J_0} - \frac{4 J_{\max}}{J_{\text{śr}}} \right) \quad (78)$$

gdzie:  $F$ ,  $F_0$  - przekrój belki w środku rozpiętości i nad podporą

$J_{\max}$ ,  $J_0$ ,  $J_{\text{śr}}$  - momenty bezwładności w środku rozpiętości, nad podporą i w środku odcinka o zmiennym przekroju.

### 2.3. Sztywność ustrojów sprężonych

#### 2.3.1. Ugięcia

W przepisach, normach i literaturze technicznej podaje się warunek ograniczenia wielkości strzałki ugięcia mostów suwnicy. Warunek ten nie jest teoretycznie uzasadniony [8], a spełnienie go prowadzi do powiększenia sztywności kosztem zwiększenia przekrojów. Istotnym argumentem uzasadniającym taki sposób postępowania jest ograniczenie występowania nadmier-nych drgań ustroju stalowego mostu w czasie eksploatacji suwnicy. Z tych względów w niniejszej pracy przestrzegany jest warunek ograniczenia ugięć mostów.

Dźwigary sprężone w zakresie odkształceń sprężystych są bardziej wiotkie niż zwykle, ponieważ mają mniejszą powierzchnię przekroju oraz mniejszy moment bezwładności. W belkach sprężonych w obszarze sprężysto-plastycznym, odkształcenia wzrastają wolniej niż w zwykłych belkach z uwagi na usztywniający wpływ cięgna. Badania wykazały, że do chwili utworzenia się przegubu plastycznego rzeczywiste ugięcia są mniejsze niż w dźwigarze zwykłym. Problem wpływu sztywności na konstrukcję jest nadal otwarty i nie został jeszcze dokładnie zbadany; dlatego w wielu przypadkach ustalenia są dość formalne. Ugięcie łączne stanowi suma ugięć belki niesprężonej w stanie obciążonym ( $f_0$ ) oraz belki poddanej tylko działaniu siły w ciągle sprę-

zającym

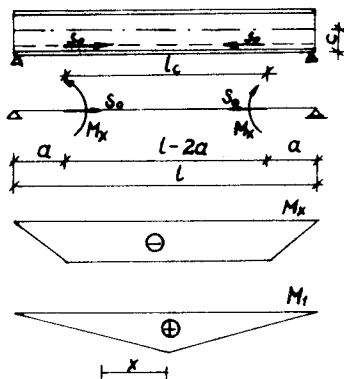
$$f = f_0 - f_s - f_{\Delta S} < f_{\text{dop}} \quad (79)$$

gdzie:  $f_s$ ,  $f_{\Delta S}$  - odwrotne ugięcie dźwigara od sił sprężających i przyrostu sprężenia w cięgle.

Odwrotne ugięcie dźwigara siłą sprężającą  $S_0 = S + \Delta S$  stanowi równocześnie dodatkową rezerwę sztywności. Znane są jednak przypadki, gdzie podczas użytkowania konstrukcja, po osiągnięciu całkowitego ugięcia, zmieniła kształt początkowej osi geometrycznej i nie pokryła się z poziomą osią dźwigara lub kratownicy. W tym przypadku wydaje się niecelowe ściśle przestrzeganie normy odnośnie dopuszczalnego ugięcia w granicach

$$f = L \left( \frac{1}{600} \div \frac{1}{800} \right)$$

Instrukcja [14] podaje także wielkości dopuszczalnego ugięcia odwrotne-go w wyniku sprężania, które to wymagania ograniczają w znacznym stopniu efekt sprężania belki czy też kratownicy. Wygięcie w wyniku sprężania jest obliczane podobnie jak dźwigarów, które są obciążone momentem  $M_x = S_0 \cdot c$  /rys. 28/ przyłożonym w miejscu zamocowania cięgna.



Rys. 28

Wygięcie ku górze od sił w cięgnie najprościej jest wyznaczyć sposobem Maxwell-Mohra, pomijając wpływ siły poprzecznej

$$y = \int \frac{1}{E} \frac{M_x}{J_x} dx$$

gdzie:  $M_1$  - moment zginający od siły jednostkowej przyłożonej w punkcie, którego przemieszczenia poszukuje się, i działającej w kierunku przemieszczenia;

$M_x$  - moment zginający od obciążenia zewnętrznego /siły w cię - gnie  $S_0$ /

$E J_x$  - sztywność giętna przekroju belki

$d\varphi$  - elementarny kąt obrotu

$$y = \int_0^l M_1 d\varphi$$

$$d\varphi = \frac{M_x dx}{E J_x}$$

$$M_x = S_0 \cdot c$$

Maksymalne ugięcie wystąpi w połowie rozpiętości

$$M = \frac{1}{2} x \quad \left( \text{dla } 0 \leq x \leq \frac{l}{2} \right) \quad P = 1$$

Po przekształceniu otrzymamy odwrotną strzałkę ugięcia

$$f_s = - \frac{2}{E J} \int_a^{l/2} \frac{1}{2} \cdot S_0 \cdot c dx = \frac{- S_0 c}{2 E J} \left( \frac{l^2}{4} - a^2 \right) \quad (80)$$

#### 2.3.1.1. Ugięcie dźwigarów o zmiennym przekroju

Belki o większych rozpiętościach racjonalnie jest projektować o przekrojach zmiennych na długości, co pozwala na uzyskanie oszczędności zużycia stali. Sztywność belek o zmiennym przekroju jest nieco mniejsza od sztywności belek o stałym przekroju. Zmniejszenie ugięcia belki w tego typu belkach można osiągnąć przez wprowadzenie wstępnego sprężenia o cięgnem o wysokiej wytrzymałości stali.

Rozpatrzono belkę według schematu /rys. 25b/ o zmiennej wysokości  $h$  na odcinku  $a$ .

Belki wstępnie sprężone o zmiennym przekroju są konstrukcjami ściskanymi mimośrodowo i jednocześnie zginanymi poprzecznie, jednokrotnie statycznie niewyznaczalnymi. Na odcinku "a" wielkość siły ściskającej /rys. 27/ wynosi

$$S_1 = (S + \Delta S) \cos \alpha_1$$

gdzie:  $\alpha_1$  - kąt pochylenia cięgna na odcinku "a"

$S_1$  - składowa pozioma wypadkowej T.

Maksymalne ugięcie wstępnie sprężonej belki w /środku rozpiętości/ składa się:

- z ugięcia od zewnętrznego obciążenia  $Y_p$ ,
- odwrotnego ugięcia od pionowych  $V_1$  i poziomych  $S_1$ , sił wstępnie sprężających  $Y_{mn}$ ,
- dodatkowego ugięcia od ściskających sił  $S_1$  wstępnego naprężenia odkształcającego oś belki  $Y_n$ .

Ugięcia  $Y_p$ ,  $Y_{MN}$ ;  $Y_n$  wyznaczamy sposobem Mohra

$$Y_p = 2 \left[ \int_0^a \frac{M_1 M_p}{E J_x} dx + \int_a^{l/2} \frac{M_1 M_p}{E J} dx \right] dx$$

$$Y_{MN} = 2 \left[ \int_0^a \frac{M_1 M'_{MN}}{E J_x} dx + \int_a^{l/2} \frac{M_1 M''_{MN}}{E J} dx \right] dx \quad (81)$$

$$Y_n = 2 \left[ \int_0^a \frac{M_1 M'_n}{E J_x} dx + \int_0^{l/2} \frac{M_1 M''_n}{E J} dx \right] dx$$

gdzie:  $M_1$  i  $M_p$  - rzędne wykresów momentów zginających od jednostkowej siły P przyłożonej w środku rozpiętości

$M'_{MN}$  i  $M''_{MN}$  - rzędne wykresów momentów zginających od poziomych i pionowych składowych sił wstępnego sprężenia

$M'_N$  i  $M''_N$  - rzędne wykresów momentów zginających osi wstępnie sprężających powodujących odkształcenie osi belki

$J_x$  - zmienny moment bezwładności na odcinku  $a$   
/wzór 75/.

Ugięcie w środku rozpiętości od siły  $P$  przy uwzględnieniu wstępnego sprężenia jest równe

$$Y_P = \frac{P l^3}{E J} \varphi$$

Dla dwóch sił  $P$  w rozstawie  $\frac{b}{2} < \frac{l}{2} - a$

mamy: 
$$Y_P = \frac{P l^3}{E J} \varphi_1$$

$$\varphi = 0,02083 + 0,1665 \alpha_0 \cdot n^3$$

$$\varphi_1 = 0,0833 + 0,04167 n^3 - 0,125 n_0^2 + 0,066 n \alpha_0 \cdot n_0^2$$

$$\alpha_0 = \frac{J_{\max} - J_0}{J_0} \quad n = \frac{a}{l} \quad n_0 = \frac{b}{l}$$

gdzie:  $\varphi, \varphi_1$  - współczynniki ugięcia zależne od długości odcinka  $a$  i stosunku momentów

$$J_{\max}, J_{\text{śr}}, J_0 \quad [28] .$$

Obciążenia osi wstępnie sprężających ( $V, S$ ) wywołują w każdym przekroju zginające momenty  $M_{TN}$  i poziome siły ( $S$ ) przyłożone w środku ciężkości tego przekroju. Obliczając wartości  $M'_{TN}$  i  $M''_{TN}$  /wzory 82/ otrzymamy wartości ugięcia odwrotnego od pionowych i poziomych sił wstępnego sprężenia

$$Y_{MN} = \frac{S_1 l^2}{E J_{\max}} \cdot Z$$



gdzie:

$$z = (f_1 - e_0) \psi_2 - e'_0 \cdot \vartheta_2$$

$$\psi_2 = 0,330 \alpha_0 n^2 - 0,1667 n^2 + 0,125$$

$$\vartheta_2 = (0,05 \alpha_0 + 0,1667) n^2$$

$f_1, f_2, e_0, e'_0$  - mimośrodowo przyłożona siła wstępnie sprężająca  
/rys. 27/

oraz

$$M'_N = S_1 \bar{Y}_{px} \quad \text{dla } 0 \leq x \leq a$$

$$M_N = S_2 \bar{Y}_{px} \quad \text{dla } a' \leq x \leq \frac{l}{2}$$

$$\bar{Y}_{px} = \bar{Y}_p \sin \frac{\pi x}{l}$$

$\bar{Y}_{px}$  - krzywe ugięcia przedstawiające sinusoidę o amplitudzie  $A = \bar{Y}_p$

$$\bar{Y}_p = Y_p - Y_{MN} - \bar{Y}_N$$

$\bar{Y}_N$  - dodatkowe ugięcie belki od poziomych sił wstępnego sprężenia powodujących odkształcenie osi belki.

Wielkość maksymalnego dodatkowego ugięcia belki od sił S

$$Y_N = Y_p \frac{S_1 l^2}{E J_{\max}} \mu$$

gdzie:  $\mu = 0,00269 \cdot \alpha_0 + 0,60465 + 0,10970 \frac{S_2}{S_1}$

$$\text{gdzie } \frac{S'_2}{S_1} = \frac{1}{\cos \alpha_1} > 1,0$$

Dla znalezienia ugięcia  $\bar{Y}_N$  należy wpięrow znaleźć ugięcie belki od wstępnego sprężenia

$$\bar{Y}_N = \bar{Y}_{MN} - \frac{S_1 l^2}{E J_{\max}} \mu \quad (82)$$

Sumaryczne ugięcie belki jest równe

$$Y_{\max} = Y_p - Y_{MN} - Y_N = \frac{P l^2}{E J_{\max}} \varphi - \frac{S_1 l^2}{E J} z + \bar{Y}_p - \frac{S_1 l^2}{E J_{\max}} \mu$$

$$Y_{\max} = \frac{1}{EF^2 \cdot K \cdot \Phi} (P l^3 \varphi - S_1 l^2 \cdot z + \bar{Y}_p \cdot S_1 l^2 \mu) =$$

$$= \frac{l^2}{EF^2 \cdot K \cdot \Phi} \cdot \left\{ 4 M_p \varphi (1 + t \mu) - t z \left[ \frac{EF^2 K \Phi}{l^2} \right. \right.$$

$$\left. \left. (1 + t \mu) + t_1 \mu^2 \right] \right\} < [Y] \quad (83)$$

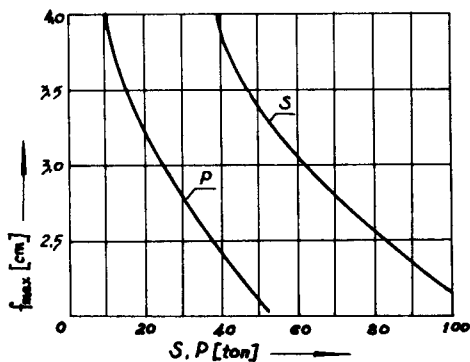
gdzie:

$$M_p = \frac{Pl}{4}; \quad t = \frac{S_1 l^2}{EF \cdot K \cdot \Phi}; \quad t_1 = \frac{S_1^2 l^2}{EF^2 \cdot K \cdot \Phi} \quad (84)$$

$\Phi$  - współczynniki zależne od symetrii  $A = \frac{h_2}{h_1}$

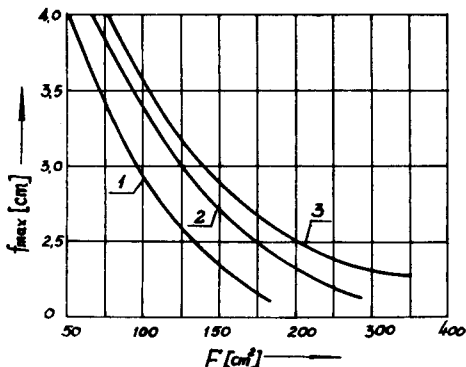
Na rysunkach 29, 30, 31, 32 przedstawiono zależność maksymalnego ugięcia  $f_{\max}$  od powierzchni przekroju /w środku rozpiętości/ obciążenia zewnętrznego  $P$ , siły sprężającej  $S$ , współczynnika symetrii  $A$  oraz parametru  $n = \frac{a}{l}$ . Można wysunąć wniosek, że przy różnych powierzchniach przekroju, ugięcia belek wstępnie sprężonych o zmiennym przekroju są mniejsze

od ugięć zwykłych symetrycznych belek tego samego typu.



Rys. 29

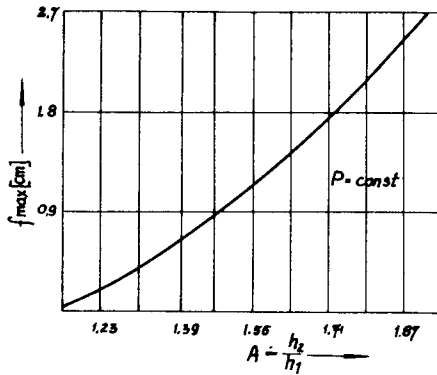
Na rysunku 30 przedstawiono krzywe zmiany ugięć  $f_{\max} = Y_{\max}$  obliczone z warunku, że naprężenie w skrajnych włóknach belki zwykłej i wstępnie sprężonej jest równe dopuszczalnemu.



Rys. 30

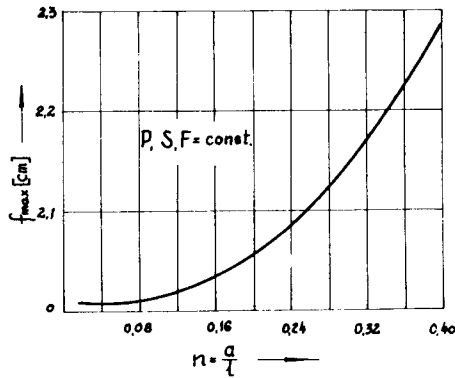
Z wykresów widać, że przy jednakowych ugięciach dla tej samej rozpiętości i przy obciążeniu zewnętrznym, zwykłe symetryczne belki o zmiennym przekroju /rys. 30 krzywa 3/, a także belki o stałym przekroju /rys. 30 krzywa 2/ powinny mieć powierzchnię poprzecznego przekroju nieco większą niż wstępnie sprężone belki o asymetrycznym zmiennym przekroju /rys. 30 krzywa 1/.

Przez zwiększenie odcinka "a" /rys.32/ zwiększa się ugięcie  $Y_p$  i odwrotne ugięcie belki od sił wstępnego sprężenia.



Rys. 31

W rezultacie ze zwiększeniem "a" wzrasta nieznacznie ugięcie sumaryczne. Ze zmniejszeniem natomiast wartości sił wstępnego sprężenia  $S$  /rys. 29/ sumaryczne ugięcie zwiększa się w sposób widoczny.



Rys. 32

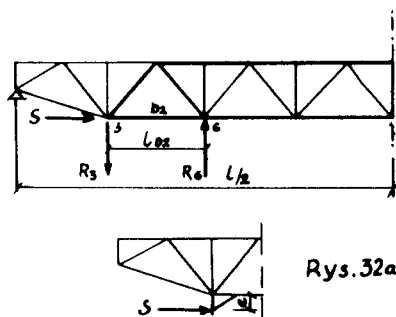
Z rys. 31 wynika, że dla stałej wartości  $P$  wielkość ugięcia wstępnie sprężonej belki zwiększa się wraz ze wzrostem współczynnika asymetrii  $A$ . Ugięcie kratownicy jednoprzęsłowej w przypadku umieszczenia ciężaru poniżej

osi pasa dolnego przy jednoetapowym naciągu określa wzór

$$f = \frac{\sum_i N_i l_i}{E F_i} \quad (85)$$

Siły w pręcie  $N_i$  od  $S = 1$  wyznaczamy zastępując moment działający na pręt  $l_{D2}$  parą sił przyłożonych do węzła "3 i 6" /rys. 32a/

$$R_3 = R_6 = \frac{S \cdot e}{l_{D2}} = \frac{1}{l_{D2}} \cdot e$$



Rys. 32a

Z przeprowadzonych rozważań wynika, że przez sprężenie konstrukcji uzyskuje się:

- znaczne względne podwyższenie sztywności elementu,
- mniejsze ugięcia od dopuszczalnych pomimo stosowania bardziej smukłych elementów,
- możliwość stosowania dźwigarów o niższych wysokościach ustroju /przy czym warunek sztywności konstrukcji jest spełniony/.

### 2.3.2. Sztywność dźwigarów dwuteowych

Metodę doboru geometrycznych parametrów stalowej belki z jednokrotnym wstępnym sprężeniem przy danym stosunku sztywności można przedstawić następująco:

Przyjmujemy liniową zależność grubości ścianki " $\delta$ " do wysokości belki " $h$ "

$$n = \frac{h}{\delta_{\leq r}} = \text{const.}$$

Przy projektowaniu belek o większej wysokości  $h > 2,0$  m wychodzimy ze zmiennej zależności grubości ścianki od jej wysokości

$$\delta_{\text{śr}} = \vartheta \sqrt{h}$$

gdzie współczynnik proporcjonalności

$$\vartheta = \frac{1}{10} \div \frac{1}{13} \text{ cm } \frac{1}{2}$$

Sztywnością naprężonej belki nazywamy stosunek ugięć belki zwykłej ( $f_0$ ) do sprężonej ( $f_s$ ) o symetrycznym przekroju przy zachowaniu współczynnika asymetrii

$$A = \frac{W_1}{W_2} = \frac{h_2}{h_1} = 1 \quad (86)$$

oraz geometrycznej charakterystyki belki

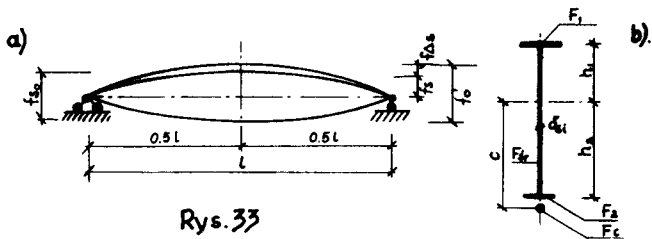
$$m = \frac{F_{\text{śr}}}{F} = 0,50 \quad (87)$$

gdzie:

$F_{\text{śr}}$  - powierzchnia przekroju ścianki łożyska

$F = F_1 + F_2 + F_{\text{śr}}$  - całkowity przekrój belki /rys. 33/

$W_1, W_2$  - wskaźniki wytrzymałości belki.



Rys. 33

Długość sprężonego cięgna przyjęto równą rozpiętości belki; cięgno jest o przekroju stałym.

Wprowadzamy oznaczenia

- $f_{so}$  - ugięcie belki wstępnie sprężonej  
 $f_s; f_{\Delta s}$  - ugięcie belki od wstępnego sprężenia i od przyrostu siły sprężającej  
 $F_o; F; F_{gr}$  - powierzchnia przekroju symetrycznego i asymetrycznego dwuteownika oraz środka belki  
 $h_1; h_2$  - odległość środka ciężkości przekroju  
 $f_o$  - ugięcie belki niesprężonej asymetrycznego przekroju dwuteowego  $A \neq 1$   
 $f'_o$  - ugięcie dwuteownika symetrycznego posiadającego przekrój taki sam jak asymetryczny.

Moment bezwładności symetrycznego ( $J$ ) i asymetrycznego dwuteownika ( $J'$ ) jest równy

$$J = \frac{F_o^2 \cdot n}{12} ; \quad J' = p^2 \cdot m \frac{6A - m(A+1)^2}{6(A+1)^2}$$

Stosunek sztywności asymetrycznego dwuteownika wynosi

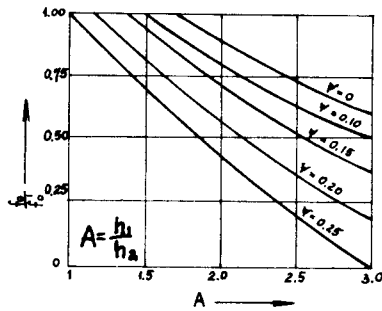
$$\frac{f_o}{f'_o} = \frac{J'}{J} = \frac{F^2 m 6A - m(A+1)^2}{2 F_o^2 (A+1)^2} \quad (88)$$

Wartości  $m$  i  $A$  związane są następującą równowartością [7]

$$m = \frac{2}{1+A} - 2\psi \quad (89)$$

gdzie:  $\psi = \frac{F_2}{F}$  - stosunek powierzchni półki dolnej do całej powierzchni przekroju asymetrycznego.

Rysunek 34 przedstawia wykres parametrów  $\frac{f_0}{f'_0}$  oraz  $A$ , z tego rysunku wynika, że wraz ze zmniejszeniem współczynnika asymetrii przekroju  $A$  i współczynnika  $\psi$  sztywność dźwigara się zwiększa. Ugięcie od siły wstępnie



Rys. 34

sprężającej i przyrostu sprężenia jest równe

$$f_S + f_{\Delta S} = \frac{n_2 \cdot S \cdot \beta \cdot h_2 \cdot l^2}{8 E J} \quad (90)$$

Ugięcie belki niesprężonej od obciążenia zewnętrznego wynosi

$$f_0 = \frac{M \cdot l^2}{8 E J} ; \quad (91)$$

wówczas mamy

$$\frac{f_S + f_{\Delta S}}{f'_0} = \frac{n_2 \cdot S \cdot \beta \cdot h_2}{M} \quad (92)$$

oraz dla naprężeń optymalnych [1]

$$n_2 S \beta = n_2 \cdot S + \Delta S = k F \frac{A-1}{A+1} \quad (93)$$

$$F = \sqrt{\frac{M^2}{G^2 k^2 \cdot n}} ; \quad h_2 = \frac{A \sqrt{F \cdot m \cdot n}}{A+1} ;$$



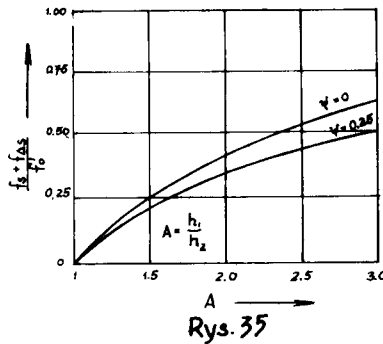
$$C = \frac{\sqrt{m} \beta [A - m(A + 1)]}{3(A + 1)} \quad (94)$$

Podstawiając wartości (94) do równania (92) otrzymamy

$$\frac{f_s + f_{\Delta S}}{f'_0} = \frac{3A(A - 1)}{(A + 1) [3A - m(A + 1)]} \quad (95)$$

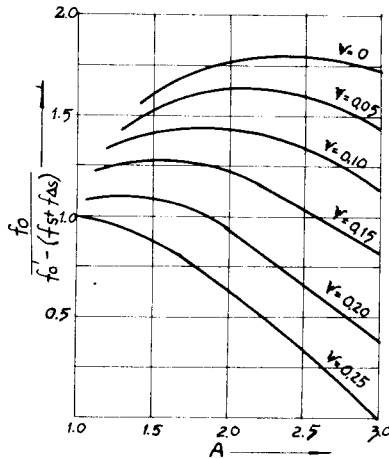
gdzie:  $M$  - obliczeniowy moment zginający  
 $S$  - siła wstępnego sprężenia  
 $\Delta S$  - siła przyrostu sprężenia  
 $n_2$  - współczynnik przeciążenia od obciążenia zewnętrznego  
 $k$  - obliczeniowa wytrzymałość materiału.

Na podstawie równania (89) i (95) wykonano wykres /rys. 35/ dla  $\Psi = 0$  /przekrój teowy/ i  $\Psi = 0,25$ . Z powyższego wykresu wynika, że odpowiednie ugięcie od wstępnego sprężenia i siły przyrostu sprężenia będą tym większe, im większa jest wartość współczynnika asymetrii  $A$  i mniejsza wartość współczynnika  $\Psi$ .



Na rysunku 36, dla przypadku czystego zginania, przedstawiono wykres względnej sztywności wstępnie sprężonej belki stalowej z uwzględnieniem wygięcia odwrotnego od wstępnie sprężającej siły  $S$  i przyrostu siły sprężającej  $\Delta S$ . Przyjęto, że powierzchnia wstępnie sprężonej belki ( $F$ ) równa jest przekrojowi belki zwykłej  $F_0$ .

Z wykresu podanego na rys. 36 można wywnioskować, że dla zwiększenia sztywności wstępnie sprężonych dźwigarów należy maksymalnie zmniejszyć pas dolny asymetrycznego dwuteownika. Najbardziej istotny jest wpływ wstępnego naprężenia dla przekrojów teowych  $\gamma/\Psi = 0$  / .



Rys.36

W dalszym ciągu analizy sztywności dźwigara możemy rozważyć zagadnienie ekonomiczności. Oznaczając koszt belki wartością  $O_k$  oraz oszczędności stali w zależności od sumarycznego ciężaru  $O_c$  możemy napisać zależność

$$O_k = 1 + \omega \frac{K (A - 1)}{K_c (A + 1)}$$

$$O_c = 1 + \frac{\gamma_c K (A - 1)}{\gamma \cdot K_c (A + 1)}$$

$$\sqrt[3]{C^2}$$
(96)

Dla belek skrzynkowych oszczędność wstępnie sprężonych belek w porównaniu do zwykłych przedstawić można następującym wzorem [21]

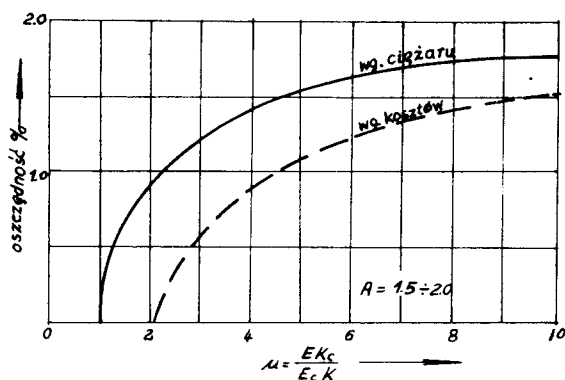
$$O_c = \frac{L (F_s \cdot \gamma + G_p) + L_c F_c \gamma}{L (F_{zw} \cdot \gamma + G_p)}$$
(97)

$$O_k = \frac{F_{zw} - (F_s - \eta F_c)}{F_{zw}} \cdot 100 \%$$

- gdzie:
- $K; K_c$  - wytrzymałość na zginanie stali i cięgna
  - $\gamma; \gamma_c$  - ciężar właściwy stali i cięgna
  - $L; L_c$  - rozpiętość i długość cięgna sprężającego
  - $A; C$  - współczynnik z wzoru 98
  - $\omega$  - współczynnik przeliczeniowy kosztów sprężonej i niesprężonej belki
  - $E; E_c$  - współczynnik podłużnej sprężystości stali i cięgna sprężającego
  - $F_s; F_c; F_{zw}$  - przekrój belki sprężonej, cięgna sprężającego i belki zwykłej
  - $\eta$  - współczynnik uwzględniający 4-krotnie większe koszty cięgna
  - $G_p$  - ciężar pomostu.

Na rysunku 37 przedstawiono wykres wpływu współczynnika

$\mu = \frac{E K_c}{E_c K}$  (dla  $\frac{E}{E_c} = 1$ ) na koszty i ciężar wstępnie sprężonej belki.



Rys. 37

Z wykresu /rys. 37/ wynika, że dla  $A = 1,5 \div 2,0$  i średniego  $\mu = 4,5$  oszczędność na ciężarze kształtuje się w granicach 16 %, natomiast w odniesieniu do kosztów wykonania 12 %, a dla belek skrzynkowych odpowiednio 20% oraz 12 %.

W tablicy 4 przedstawiono wpływ zmiany grubości ścianki środka belki na optymalne parametry symetrycznych przekrojów dwuteowych przy obliczeniu ich na wytrzymałość i sztywność na podstawie badań C.A. Cytowicza i E.J. Warenika /kolumna 4/ [7].

Tablica 4

Wyniki wpływu zmienności grubości środka belki na parametr wytrzymałości i sztywności.

Zmienność grubości środka	$n = \frac{h}{\delta_{\text{śr}}}$	$\delta_{\text{śr}} = \nu \sqrt{h}$	$\delta_{\text{śr}} = \text{const.}$
1	2	3	4
wytrzymałość	$m = \frac{1}{2}$	$m = \frac{3}{5}$	$m = \frac{3}{4}$
sztywność	$m = \frac{3}{4}$	$m = \frac{6}{7}$	$m = 1$

Przeprowadzając rozważania dotyczące sztywności belek stalowych można dojść do wniosku, że przy zmniejszeniu współczynnika asymetrii z  $A = 2,0$  do  $A = 1,75$  sztywność wstępnie sprężonych belek zwiększa się do  $10 \div 17 \%$ , natomiast przy zmniejszeniu  $A$  do wartości  $A = 1,50$  sztywność belki wzrasta od  $25 \div 40 \%$ .

W przypadku mostów suwnicowych, dla których sztywność dźwigarów ma duże znaczenie i uwarunkowana jest przepisami normowymi, wielkość asymetrycznego przekroju zaleca się przyjmować równą  $A = 1,50$ . Ogólnie należy stwierdzić, że sztywność giętna sprężonych belek pełnościennych jednoprzęsłowych swobodnie podpartych jest niższa od belek zwykłych o  $20 \div 40 \%$ .

#### 2.4. Stateczność

Ogólna stateczność sprężonych dźwigarów, podobnie jak niesprężonych, jest zapewniona przez elementy ograniczające, jak zebra, nakładki, podciągigi itp. Dźwigary sprężone mogą utracić swoją stateczność także podczas ich budowy /wytwarzania/ jeżeli sprężenie zostanie wykonane przed wbudowaniem dźwigara w konstrukcję. Dźwigar powinien być wzdłuż swojej długości związany z ciągnem w szeregu punktach, wobec czego do obliczeń przyjmujemy, że ciągnę na całej swej długości jest połączone z dźwigarem. To połączenie za-

pewnia wspólne przesunięcie dźwigara i ciągną w kierunku poprzecznym, jednak nie zabezpiecza obustronnego przesunięcia w kierunku podłużnym.

Praktyczną metodę badania stateczności wstępnie sprężonych dźwigarów opracował Gemmerling [1] w oparciu o ogólną teorię stateczności wybożeniowej W. Z. Własowa [30]. Własow rozpatrując zagadnienie prętów sprężystych, przyjął, że przekrój pierwotnie płaski przestaje być płaskim po przyłożeniu momentu gnącego i ulega deplanacji /spaczeniu/ przy zachowaniu jednak stałości kształtu przekroju poprzecznego /hipoteza sztywnego konturu\*. Krytyczną siłę w ciągnię przy utracie stateczności przez skręcanie wyznaczymy z wzoru

$$N_{kr} = \frac{\frac{\pi^2}{L^2} E J_{\omega} + G J_s}{\frac{r_p^2 - x_v^2}{p} - \frac{y_v^2}{v} + \frac{U_x}{J_x} y_v + \frac{U_y}{J_y} x_v} \quad (99)$$

gdzie:  $J_x, J_y, J_{\omega}, J_d$  - momenty bezwładności, wycinkowy i skręcający moment bezwładności

$x_v, y_v$  - współrzędne położenia elementów sprężających względem głównych centralnych osi przekroju belki

$r_p = \frac{J_x + J_y}{F}$  - charakterystyka przekroju cienkościennego pręta

$$U_x = \int_F (x^2 + y^2) y \, dF \quad (100)$$

$$U_y = \int_F (x^2 + y^2) x \, dF$$

$x, y$  - współrzędne przekroju w odniesieniu do osi głównej. Przyjęto, że przy przegubowo zamocowanych końcach belki jej linia ugięcia w chwili utraty stateczności będzie sinusoidą:

$$\varphi_z = \varphi_0 \sin \frac{\pi \cdot z}{L}$$

gdzie:  $\varphi_0$  - kąt skręcania przekroju w środku rozpiętości pręta l.

Mianownik równania (99) może przy pewnych wartościach  $x_v$  i  $y_v$  większych od  $k_x$  i  $k_y$  mieć wartość równą zero, wówczas siła krytyczna będzie nieskończenie wielka. Przez przyrównanie mianownika do zera otrzymamy równanie koła. W cięgnach, które leżą na obwodzie tego koła lub na zewnątrz tego koła, nie wystąpi żadna utrata stateczności dźwigara w wyniku sprężania. Dotyczy to wyprowadzonego przez W.Z. Własowa koła stateczności z rzędnymi  $k_x$ ,  $k_y$  i o promieniu R:

$$k_x = \frac{U_y}{2 J_y} ; \quad k_y = \frac{U_x}{2 J_x} ; \quad R^2 = k_x^2 + k_y^2 + r_p^2 \quad (101)$$

Utrata stateczności dźwigara jest tylko możliwa, gdy cięgno znajduje się wewnątrz koła stateczności. Najmniejsza siła krytyczna powstanie jeżeli cięgno znajdzie się w punkcie

$$x_v = k_x \quad \text{i} \quad y_v = k_y$$

w tym przypadku wielkość krytycznej siły:

$$N_{kr} = \frac{\frac{\sigma_1^2}{J^2} E J_\omega + G J_s}{r_p^2 + \frac{k_x^2}{x} + \frac{k_y^2}{y}} \quad (102)$$

W niesymetrycznym dwuteowym przekroju /rys. 38b/ wartości przekrojowe są następujące

$$\beta_1 = \frac{F_1}{F_{sr}} = 0,5 ; \quad \beta_2 = \frac{F_2}{F_{sr}} = 0,1 ; \quad \frac{h}{\delta_{sr}} = 50$$

Na rysunku 38 przedstawiono przebieg wielkości krytycznych sił sprężających  $N_{kr}$  dla różnych wartości  $c/h$ . Najmniejsza krytyczna siła sprężająca powstaje gdy  $y_v = k_y = 0,25 h$ ; siła sprężająca osiąga swą największą wartość, gdy cięgno znajduje się na krawędzi koła stateczności /rys. 38b/ Uwzględnianie stateczności jest niekonieczne, jeżeli odległość cięgna od środka ciężkości dźwigara ma wartość

$$|y_v| \gg k_y \pm R = \frac{U_x}{2 J_x} \pm R \quad (103)$$

Dla niesymetrycznego przekroju dwuteowego obowiązuje

$$U_x = (J_{x1} + J_{y1}) h_1 + J_{x2} + J_{y2} (h - h_1) + \frac{\delta_{sr} \cdot h_1^4}{4} + \delta_{sr} \cdot \frac{(h - h_1)^4}{4} \quad (104)$$

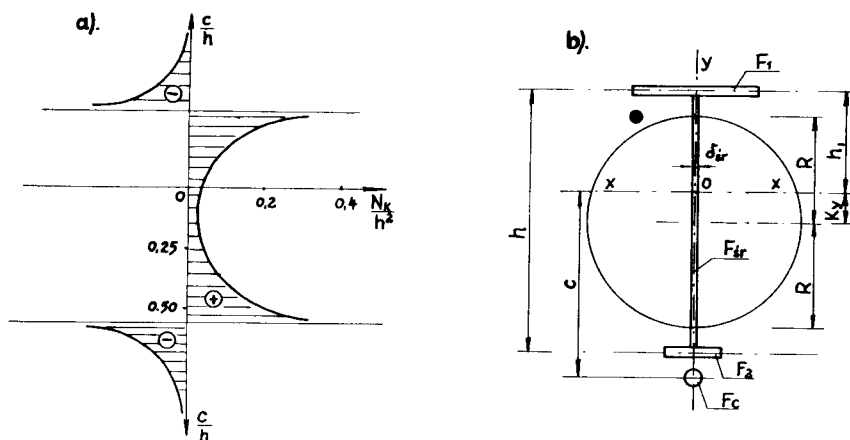
gdzie:  $J_{x1}$ ,  $J_{y1}$ ,  $J_{x2}$  i  $J_{y2}$  - momenty bezwładności pasów  $F_1$  i  $F_2$   
w odniesieniu do głównej osi  $O_x$  i  $O_y$ ,

$$J_{x1} = F_1 h_1^2; \quad J_{y1} = \frac{\delta_1 b_1^3}{12} \quad (105)$$

$$J_{x2} = F_2 (h - h_1)^2; \quad J_{y2} = \frac{\delta_2 b_2^3}{12};$$

dla  $x_v = y_v = 0$ , gdy ciężno znajduje się w środku ciężkości przekroju, mamy

$$N_{kr} = \frac{\pi^2 E J \omega}{l^2 r_p^2} + \frac{G J_s}{r_p^2} \quad (106)$$



a) - wykł. śc. sily krytycznej w ciężnie  
b) - przek. dj. dźwigara i koło stateczności

## 2.5. Nośność

Mosty suwnicowe charakteryzują się zmiennością stanów obciążeń wywołujących ciągle zmiany naprężeń w przekrojach. Wykorzystanie w pełni tych naprężeń pozwala na uzyskanie zwiększonej nośności dźwigara, ograniczone jest jednak z uwagi na:

- a - wielkość naprężeń w przekrojach dźwigara
- b - konieczność zapewnienia stateczności
- c - dopuszczalne ugięcia dźwigara.

W dźwigarach sprężonych w odróżnieniu od dźwigarów niesprężonych powstaje od sprężenia ciągnąca na odcinku między punktami zakotwień stały moment  $S \cdot c$ . Natomiast przy obciążeniu momentem zginającym od obciążenia ruchomego  $M_0$  powstają naprężenia niejednakowe na długości dźwigara, tzn. nie w przekroju środkowym belki, co w konsekwencji obniża nośność dźwigara, a tym samym i efekt sprężenia.

Również konieczność zapewnienia stateczności dźwigara ogranicza wielkość momentu sprężającego  $S \cdot c$ . Jeżeli mimośród siły sprężającej "c" ograniczony jest względami konstrukcyjnymi, to należałoby stosować duże siły sprężające  $S$ , ograniczone jednak z uwagi na możliwość utraty stateczności płaskiej postaci zgięcia elementu. Siła sprężająca ograniczona jest również normową wielkością dopuszczalnego ugięcia ze względów eksploatacyjnych suwnic, ponieważ ugięcie ku górze może utrudnić ruchy jazdy wózka i mostu.

a - Ustalenie nośności dźwigara z warunku naprężeń dopuszczalnych /lub granicznych/.

Naprężenia w włóknach skrajnych są równe:

$$\sigma_g = - \frac{S_0}{F} + \frac{S_0 \cdot c}{W_g} - \frac{n_2 M_0}{W_d} \leq k \quad (107)$$

$$\sigma_d = - \frac{S_0}{F} - \frac{S_0 \cdot c}{W_d} + \frac{n_2 M_0}{W_d} \leq k$$

gdzie:

$$S_0 = n_1 S + \Delta S \quad (108)$$

$$M_0 = \frac{P \ell}{4}$$



przy czym  $\Delta S = \xi \cdot P$  dla cięgna prostego  $\xi = \frac{c}{4} \left( \frac{1}{2} + a \right) \left( c^2 + \frac{J}{F} + \frac{E J}{E_c J_c} \right)$

Dla strefy górnej ( $G_g$ ) mamy:

$$-k = -\frac{n_1 S}{P} - \frac{\xi \cdot P}{F} + \frac{n_1 S \cdot c}{W_g} + \frac{\xi \cdot P \cdot c}{W_g} - \frac{n_2 P \ell}{4 W_g}$$

$$-k = -\frac{n_1 S}{P} + \frac{n_1 S_0}{W_g} - P \left( \frac{\xi}{F} - \frac{\xi \cdot c}{W_g} + \frac{n_2 \ell}{4 W_g} \right)$$

gdzie:  $R = \frac{\xi}{F} - \frac{\xi \cdot c}{W_g} + \frac{n_2 \ell}{4 W_g}$  (109)

oraz  $P_{(g)} = \frac{K}{R} - \frac{n_1 S}{F R} + \frac{n_1 S_0}{W_g R}$  (110)

Dla pasa dolnego mamy:

$$P_{(d)} = \frac{-K}{R} - \frac{n_1 S}{F R} - \frac{n_1 S_0}{R W_d}$$
 (111)

$$R = \frac{\xi}{F} + \frac{\xi \cdot c}{W_d} - \frac{n_2 \ell}{W_d}$$
 (112)

$N = 2 P_g$  - nośność dźwigara

gdzie:  $S$ ,  $\Delta S$ ,  $W_g$ ,  $W_d$ ,  $F_c$ ,  $c$ ,  $F$  - oznaczenia jak w rozdziale 2.2.

$n_1$   $n_2$  - współczynniki przeciążenia.

b - warunek stateczności

Sprawdzenie stateczności łożyska w połowie rozpiętości i w polu przy-  
podporowym oraz płaskiej postaci zgięcia przeprowadza się jak dla zwykłych  
konstrukcji stalowych. Współczynnik pewności  $n$  dla naprężeń granicznych

nie powinien przekraczać wartości 1,1 gdy występują tylko naprężenia normalne i styczne:

$$n = \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_1} > 1,1, \quad \sigma_{kr} = k_t \cdot \sigma_0$$

$$n = \frac{z_{kr}}{z} > 1,1, \quad \sigma_{kr} = k_n \cdot \sigma_0$$

$$n = \frac{\sigma_{kr}}{\sqrt{\sigma_1^2 + 3z^2}} \quad \text{- gdy występują zarówno duże naprężenia normalne i styczne}$$

$$\sigma_0 = \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \mu^2) \lambda^2} = 189,8 \left( \frac{100 g}{b} \right)^2 \quad (113)$$

gdzie:  $\sigma_1$  - stosunek naprężeń skrajnych

$g$  - grubość środnika

$k_t, k_n$  - współczynniki

$c$  - warunek ugięcia

Ponieważ konstrukcja zasadnicza będzie spężana przed wbudowaniem i obciążeniem wobec tego

$$f(s + \Delta s) \leq f_d$$

$$f(s + \Delta s) = \frac{(S + \Delta S) c}{8 EJ} (l^2 - 4a^2) \quad (114)$$

skąd

$$S + \Delta S = \frac{-f(s + \Delta s) \cdot 8 EJ}{c (l^2 - 4a^2)}$$

Można przyjąć w przeliczeniu, że straty doraźne i opóźnione wynoszą  $\sim 7\%$ ;

wówczas  $S = 7\% (S + \Delta S)$

$$\text{oraz } S = \frac{-f(s + \Delta s) \cdot 8 EJ}{c (l^2 - 4a^2)} - 0,07 (S + \Delta S) \quad (115)$$

Moment zginający winien być obliczony z warunku dopuszczalnej strzałki ugięcia

$f_o$  - ugięcie od obciążenia zewnętrznego

$$f_o = \frac{M_{\text{norm}} \cdot l^2}{10 E J} \quad (116)$$

$$M_{\text{norm}} = \frac{f_o \cdot 10 E J}{l^2} \quad \text{gdzie} \quad M_{\text{norm}} = \frac{M_o}{n_1 \cdot n_2}$$

$$M_o = \frac{n_1 \cdot n_2 \cdot f_o \cdot 10 E J}{l^2} \quad (117)$$

Obciążenie na jedno koło wynosi

$$M_r = M_o - M_g; \quad M_r = 2 P \left( X - \frac{X^2}{l} - \frac{a_1 X}{l} \right)$$

$$P = \frac{M_r}{2 \left( X - \frac{X^2}{l} - \frac{a_1 X}{l} \right)} \quad (118)$$

$$\text{stąd udźwig sumnicy } N = 4 P - G_w \quad (119)$$

gdzie:  $M_r$  - moment zginający od obciążenia ruchomego

$M_o$  - moment całkowity od obciążenia pionowego

$M_g$  - moment od ciężaru własnego

$M_{\text{norm}}$  - moment całkowity od obciążenia pionowego z uwzględnieniem współczynników  $n$

$G_w$  - ciężar wózka.

Wzajemny stosunek wzrostu udźwigu i momentu zginającego określa zależność

$$n_a = \frac{N_{\text{spr}}}{N} \quad (120)$$

$$n_m = \frac{M_{\text{sp}}}{M_o}$$

---

gdzie:  $N_{spr}$ ;  $M_{sp}$  - nośność i moment zginający konstrukcji sprężonej.

W powyższej pracy nie analizowano zagadnienia wpływu sprężania na częstotliwość drgań własnych konstrukcji. Badania wykazały [2], że wzrost siły sprężającej powoduje obniżenie podstawowej częstotliwości drgań własnych dźwigara. Wpływ ten jednak jest nieznaczny i w związku z tym nie zapewnia możliwości regulacji w szerszym zakresie częstotliwości drgań własnych dźwigara.

Współczynnik dynamiczny ustalony dla przekroju środkowego dźwigara nie odbiega od odpowiednich wartości odnoszących się do dźwigara niesprężonego.

Jak wynika z przeprowadzonych szczegółowych obliczeń, których wyniki zostały zawarte w tablicy 10, wzrost nośności poszczególnych ustrojów jest możliwy w granicach 200%. Ograniczenie nośności wynika z warunku dopuszczalnego ugięcia zarówno w stanie sprężania jak i eksploatacji.

### 3. BADANIA MODELOWE

#### 3.1. Wprowadzenie w problematykę badań

Wykonane badania na modelach miały na celu określenie na drodze eksperymentalnej wpływu sprężania dźwigarów na sztywność i nośność ustroju. Przed przystąpieniem do ustalenia programu badań przeanalizowano sposób przeprowadzenia prób z uwzględnieniem możliwości technicznych, aparaturowych i finansowych, jakimi mógł dysponować autor. Uzyskanie na drodze eksperymentalnej materiału, na podstawie którego dałoby się opracować wnioski mogące znaleźć szersze praktyczne znaczenie w budowie mostów sunnicowych, wskazywało na konieczność przeprowadzenia badań na wielu modelach. Wynikało to z uwagi na stosowanie w przemyśle różnych rozwiązań konstrukcyjnych mostów, a to przede wszystkim blachownicowych, skrzynkowych i kratownicowych. Wykonane modele doświadczalne wymagały dokładnych obliczeń i opracowań konstrukcyjnych ze względu na przyłożone duże siły sprężające mogące spowodować awarię modelu.

Zdecydowano się na wykonanie pięciu modeli mostów oznaczonych symbolem A, B, C, D i E typu kratowego blachownicowego, bezkrzyżulcowego oraz skrzynkowego o dwóch wariantach ustawienia szyny jezdnej. Modele w skali 1:10 wykonano bardzo precyzyjnie ze stali St3SY; szczególnie w przypadku mostu typu kratowego (A) i blachownicowego o przeponach ramowych (B), gdzie zachowano ścisłą geometryczną, obciążeniową i modułową skalę modelową wszystkich przekrojów mostu. Dalsze trzy modele posiadały zwiększoną grubość elementów przekrojowych w skali 1:5 z uwagi na technologiczne trudności przy łączeniu blach /deformacji blach podczas spawania/.

Stosunkowo krótki okres badań nie pozwolił na ujęcie wpływu relaksacji naprężeń w ciągnach sprężających.

Pomiary przemieszczeń statycznych pionowych i poziomych przeprowadzono zarówno na elemencie niesprężonym jak i sprężonym, co było wskazane z uwagi na przeprowadzenie analizy porównawczej sztywności mostów oraz wyciągnięcie prawidłowych wniosków.

#### 3.2. Kryteria podobieństwa modelowego

Wiadomym jest, że znaczna część pomiarów odbywa się nie na obiektach rzeczywistych, lecz na ich modelach, wobec czego zachodzi potrzeba poznania zasad, według których możemy przenosić wyniki otrzymane z modelu na obiekt rzeczywisty. Zasady te podaje teoria podobieństwa, która jest podstawą badań zjawisk podobnych do siebie, a w szczególności badań modelowych. Skale, tj. stosunki jednoimiennych wielkości, oznaczmy literą "K" i nazwijmy stałymi

podobieństwa. Jeżeli np. rozpatrujemy dwa zjawiska w obiekcie (o) i w modelu (m) to skala odpowiednich wymiarów liniowych jest [17]

$$K_l = \frac{(l_1)_m}{(l_1)_o}$$

i podobnie skale innych wielkości, jak np.: skala sił  $K_p$ , skala modułów Younga  $K_E$  itp. Dla różnych wielkości będą na ogół różne wartości skal. Nie wszystkie skale jednocześnie można wybierać dowolnie. Zależności jakie powinny spełniać skale poszczególnych wielkości wynikają z tzw. kryteriów podobieństwa, które można określić za pomocą równań opisujących badane zjawisko lub za pomocą analizy wymiarowej.

W niniejszej pracy oparto się na kryterium opisującym badane zjawisko - to znaczy, określono podobieństwo za pomocą równań wytrzymałości materiałów i teorii sprężystości.

W rozpatrywanym przypadku dla kilku modeli nie udało się zachować ścisłego podobieństwa modelowego ze względów czysto technicznych /trudności łączenia i ujemne wpływy naprężeń spawalniczych/.

Ugięcie belki wolnopodpartej możemy wyznaczyć na podstawie wzoru

$$f = \frac{P l^3}{\alpha EJ} \quad (121)$$

gdzie:  $\alpha$  - współczynnik zależny od sposobu obciążenia dla obiektu.

Mamy więc

$$f_o = \frac{P_o l_o^3}{E_o J_o} \quad (122)$$

oraz dla modelu

$$f_m = \frac{P_m l_m^3}{E_m J_m} \quad (123)$$

zatem

$$\frac{f_m}{f_o} = \frac{P_m \cdot l_m^3 \cdot E_o \cdot J_o}{P_o \cdot l_o^3 \cdot E_m \cdot J_m}$$

czyli

$$K_f = K_u = \frac{K_p \cdot K_l^3}{K_E \cdot E_J} \quad (124)$$

gdzie:

$$K_p = \frac{P_m}{P_o}; \quad K_l^3 = \frac{l_m^3}{l_o^3}; \quad K_E = \frac{E_m}{E_o} = 1;$$

$$K_J = \frac{J_m}{J_o}$$

Ugięcie rzeczywiste jest równe  $u_o = \frac{u_m}{K_u}$  ;

gdzie:  $u_m$  - ugięcie pomierzone na modelu.

Dla elementów zginanych wystarczy spełnienie warunku

$$i_x = i_y \quad (125)$$

$$\text{przy czym } i_x = \frac{J_{mx}}{J_{ox}} ; \quad i_y = \frac{J_{my}}{J_{oy}}$$

gdzie:  $J_{mx}$  ;  $J_{my}$  - moment bezwładności modelu względem osi x i y,

$J_{ox}$  ;  $J_{oy}$  - moment bezwładności obiektu względem osi x i y.

Dla konstrukcji sprężonej, stałą podobieństwa  $K_u$  obliczamy podobnie. Ugięcie łączne stanowi sumę ugięć belki niesprężonej w stanie obciążonym oraz belki poddanej tylko działaniu siły  $S_o$  ciągnie sprężającym. Wychodząc z zależności:

$$f = f_o - f (S + \Delta S) \leq f \quad (126)$$

$$f_o^{(s)} = - \frac{S_o c_o}{2 E_o J_o} \left( \frac{l_o^2}{4} - a_o^2 \right) \quad (127)$$

$$f_m^{(s)} = - \frac{S_o c_m}{2 E_m J_m} \left( \frac{l_m^2}{4} - a_m^2 \right) \quad (128)$$

$$\frac{f_m^{(s)}}{f_o^{(s)}} = \frac{S_o c_m \left( \frac{l_m^2}{4} - a_m^2 \right) E_o J_o}{S_o c_o \left( \frac{l_o^2}{4} - a_o^2 \right) E_m J_m}$$

$$K_M = \frac{S_o \cdot c_m}{S_o \cdot c_o} \quad K \ell^2 = \frac{\frac{l_m^2}{4} - a_m^2}{\frac{l_o^2}{4} - a_o^2}$$

$$K_E = 1 ; \quad K_J = \frac{J_m}{J_o}$$

otrzymamy

$$K_F = K_u = \frac{K_M \cdot K \ell^2}{K_E \cdot K_J} \quad (129)$$

$$\text{i podobnie jak dla elementu niesprężonego } U_o = \frac{U_m}{K_u} \quad (130)$$

Zależność  $i_x = i_y$  oznacza, że stosunek momentów bezwładności przekrojów w układzie rzeczywistym i modelowym względem obu osi głównych musi być taki sam /stały/, a przekroje prętów modelu mogą nie zależeć od podziałki długości ani od materiału, z którego wykonano model [15].

Biorąc pod uwagę, że przemieszczenia, pochodzące od siły poprzecznej i momentu skręcającego są w ogóle znikomo małe w porównaniu z przemieszczeniami pochodzącymi od momentu zginającego, oraz że niewielkie błędy wskutek modelowania nie spełniającego warunków dla wpływu siły poprzecznej i momentu skręcającego mają znaki przeciwne, dochodzimy do wniosku, że w przypadkach dominującego wpływu momentu zginającego model jest praktycznie dostatecznie dokładny gdy spełniony jest warunek  $i_x = i_y$  równości skal dla momentów bezwładności.

### 3.3. Program i przebieg badań

Poszczególne modele doświadczalne poddane zostały obciążeniom statycznym. Pomiaru ugięć mostu przeprowadzono trzykrotnie zarówno na konstrukcji niesprężonej jak i sprężonej, dokonując odczytów czujnikami zegarowymi o dokładności 0,01 mm. Odczyty dokonano w 8, 10 lub 12 przedziałach /w zależności od typu konstrukcji/ pod całym dźwigarem, przemieszczając wózkem obciążenie w obu podłużnych kierunkach dźwigara.

Zabieg sprężania dokonano prasą naciągowo-kotwiącą typu UNA-ClA, z dostosowaniem do jednego drutu o średnicy 5 i 7 mm ze stali D90, o kotwieniu typu szczękowego. Na maszynie wytrzymałościowej sprawdzono próbki strun na



zerwanie; otrzymano następujące wartości  $R_r$ :

$$a - \text{dla } \varnothing 5 \text{ mm} \quad R_r = \frac{3130}{0,196} = 15950 \text{ kg/cm}^2$$

$$b - \text{dla } \varnothing 7 \text{ mm} \quad R_r = \frac{5750}{0,385} = 14900 \text{ kg/cm}^2$$

Całkowitą siłę sprężającą "S" wprowadzono cztero-etapowo, kolejno przekładając prasę i wyrównując siłę sprężającą do wielkości siły na drugim dźwigarze.

Na prasie podczas badania zamontowano specjalną osłonę oporową /produkcji Politechniki Warszawskiej/ nakładaną na blok kotwiący przy zastosowaniu podkładek wyrównujących naciąg strun do żądanej siły. Przyrząd ten służył do wyrównania strat wynikłych z poślizgu szczęk, pozwalając na eliminację poślizgu i zachowanie efektywnej siły sprężającej.

Badania przeprowadzono w następujących warunkach:

- Suwnicę ustawiono na podporach belek podsuwnicowych.
- Obciążenia badawcze przyjęto zgodnie ze skalą obciążeń o wielkości 50, 80 i 100 % obciążeń modelowych  $P_m = K_1 \cdot P_0$ .
- Pomiary ugięć dźwigarów dokonano przy użyciu czujników zegarowych oraz dodatkowo czujników tensometrycznych dla kratowego ustroju w celu określenia wpływu współpracy kratownicy pomocniczej.
- Pomiary ugięć przeprowadzono w 8, 10 i 12 przedziałach /w zależności od typu konstrukcji/ pod całym dźwigarem przemieszczając obciążenia w obu podłużnych kierunkach /u i x/.

Dla każdego dźwigara wykonano trzy serie pomiarów, w każdej serii po pięć odczytów, przy następujących warunkach:

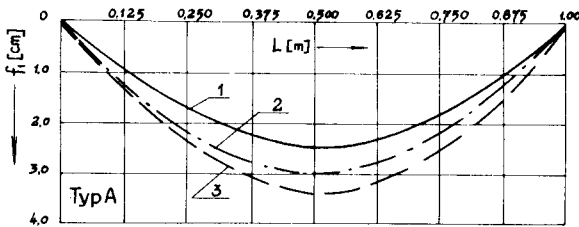
1. odczyt "zerowy" - wózek nieobciążony przy podporach;
2. odczyt - wózek nieobciążony nad przekrojem środkowym mostu oraz w dalszych przedziałach;
3. odczyt - wózek obciążony nad przekrojem środkowym mostu oraz w dalszych przedziałach;
4. odczyt jak w punkcie 2. ;
5. odczyt jak w punkcie 1.

### 3.4. Zestawienie wyników uzyskanych z obliczeń i badań modelowych

Uzyskane wyniki dotyczące ugięć elementów niesprężonych dla pięciu badanych modeli przedstawiono w tablicach 1, 2 i 3 oraz na wykresach rys.18÷23 i 39÷51, natomiast dla ustrojów sprężonych w tablicach 5÷9 i wykresach rys. 67÷76.

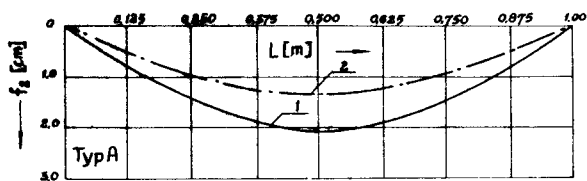
Maksymalne ugięcia uzyskano przy ustawieniu koła w odległości  $\frac{a}{4}$  od osi symetrii (dla  $P_1 = P_2$ ). Modele typu A, B, C, D i E rys. 52÷56 ustawiono na stanowiskach badawczych umieszczając czujniki zegarowe na sztywnej podstawie wzdłuż dźwigara podłużnicy, przy czym w celu wyeliminowania ugięcia belki podsunnicowej, modele ustawiono w ten sposób, że koła jazdy suwnicy padały bezpośrednio nad podporami.

Rysunki 57÷61 przedstawiają modele mostów typu sprężonego cięgnem pojedynczym a rysunek 62÷66 szczegóły kotwienia typu szczękowego. Tablica 10 zawiera dane dotyczące wymiarów przekrojowych oraz wartości statyczne i nośności rozpatrzonych pięciu obiektów mostowych. Na rysunkach 77÷81 podano schematycznie zwymiarowane przekroje poprzeczne i podłużne poddanych analizie mostów suwnicowych.



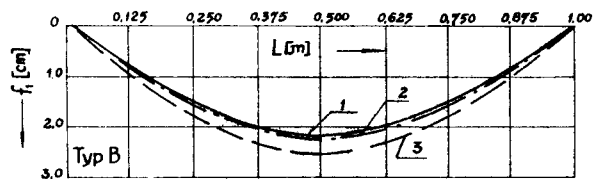
- 1.- ugięcie pionowe modelu kratownicy głównej
- 2.- ugięcie teoretyczne kratownicy głównej z uwzględnieniem przestrzeczności
- 3.- ugięcie teoretyczne kratownicy głównej (płaskiej)

Rys.39

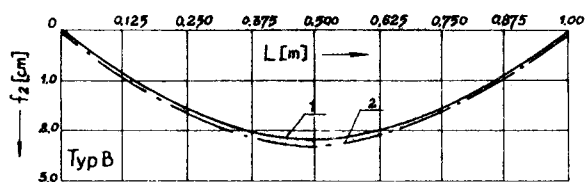


1 - ugięcia pionowe modelu kratownicy pomocniczej  
 2 - ugięcia teoretyczna kratownicy pomocniczej z uwzględnieniem przestrzerności

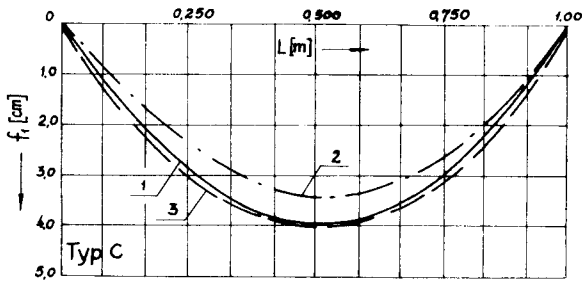
Rys. 40



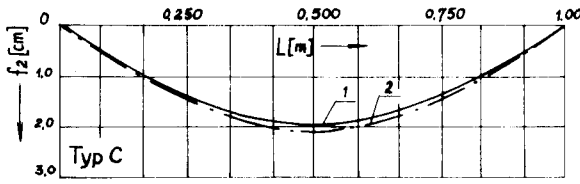
Rys. 41



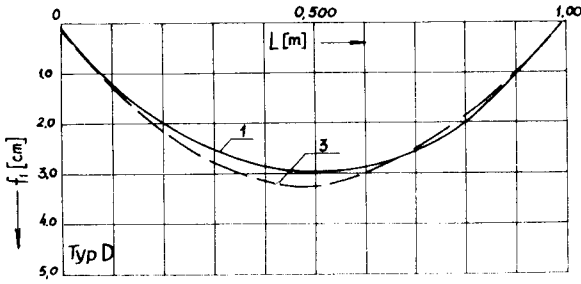
Rys. 42



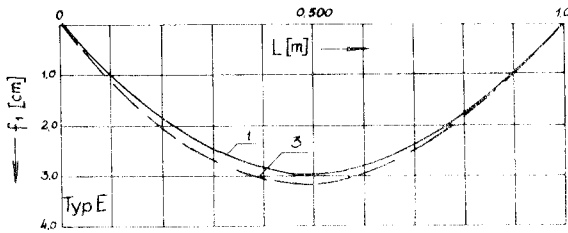
Rys. 43



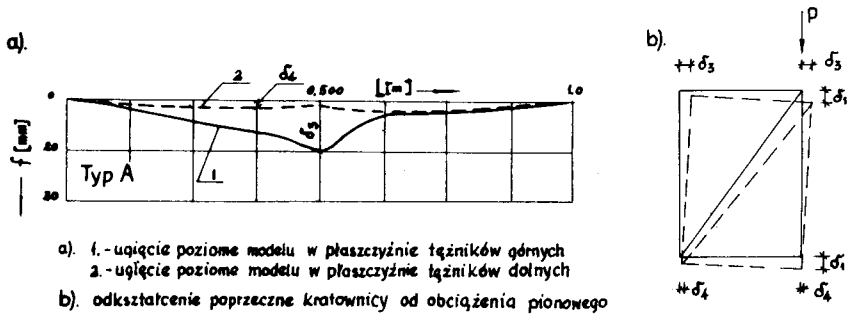
Rys. 44



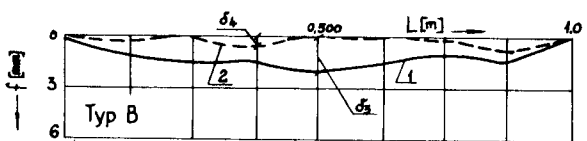
Rys. 45



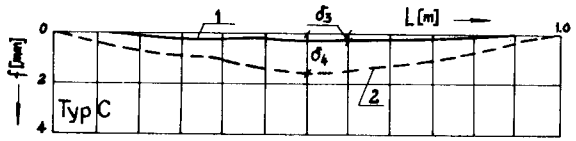
Rys. 46



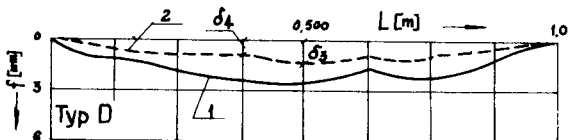
Rys. 47



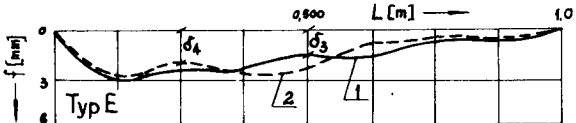
Rys. 48



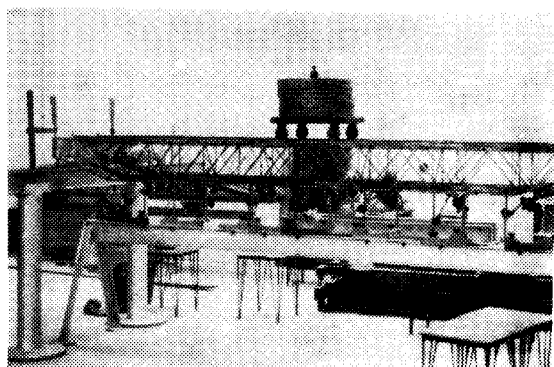
Rys. 49



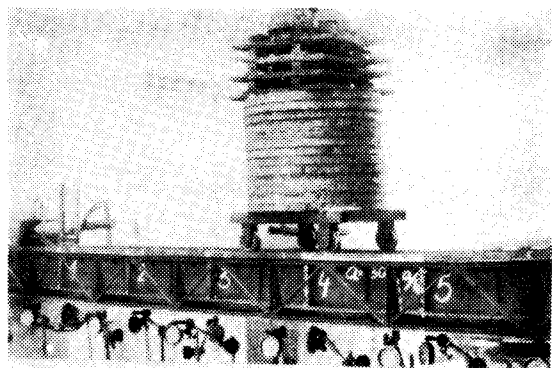
Rys. 50



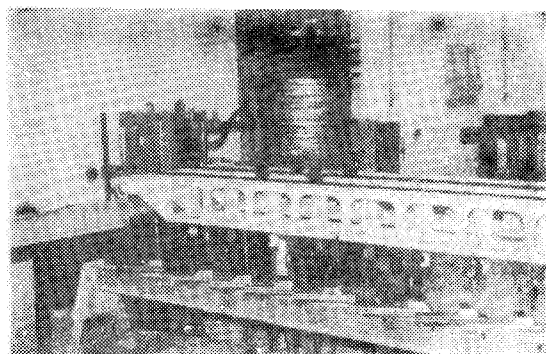
Rys. 51



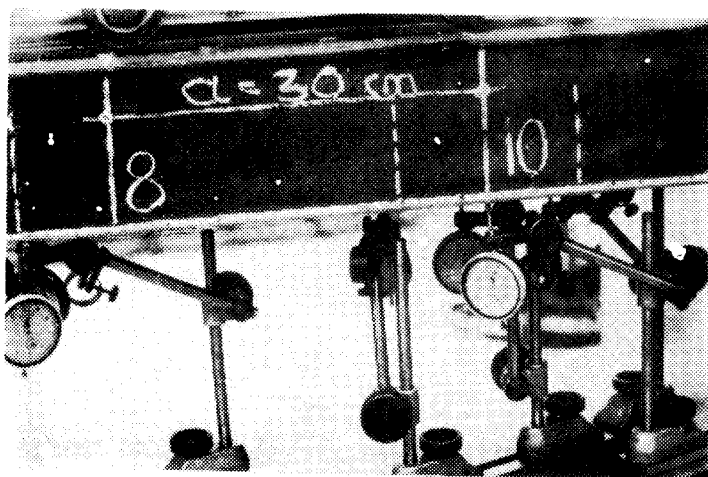
Rys.52.



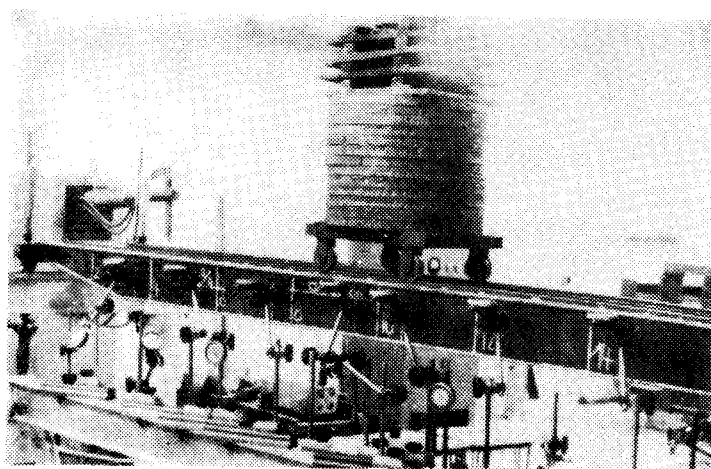
Rys.53.



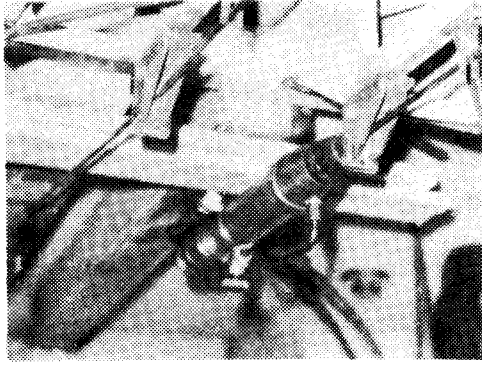
Rys.54.



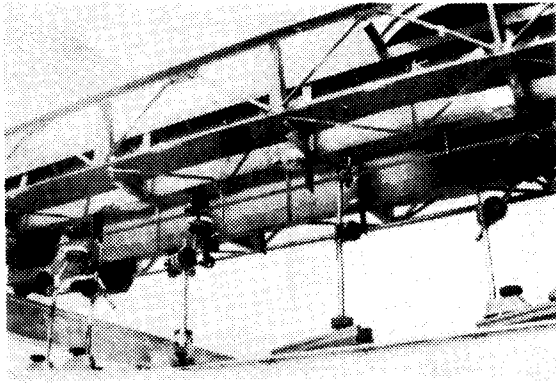
Rys. 55.



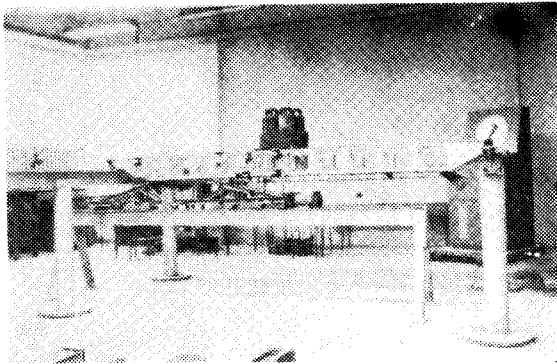
Rys. 56



Rys. 57.

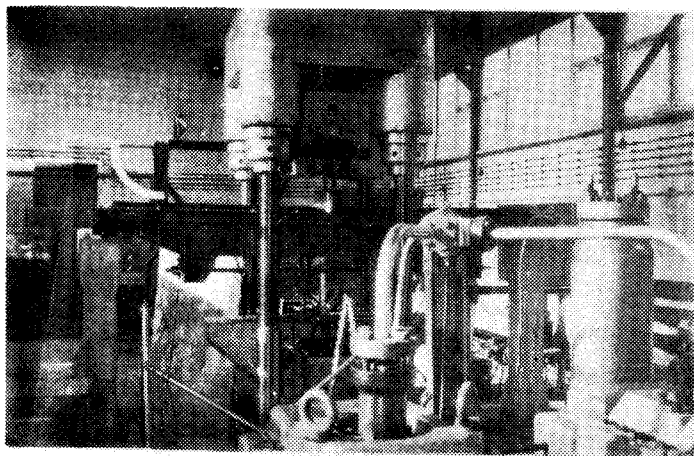


Rys. 58.

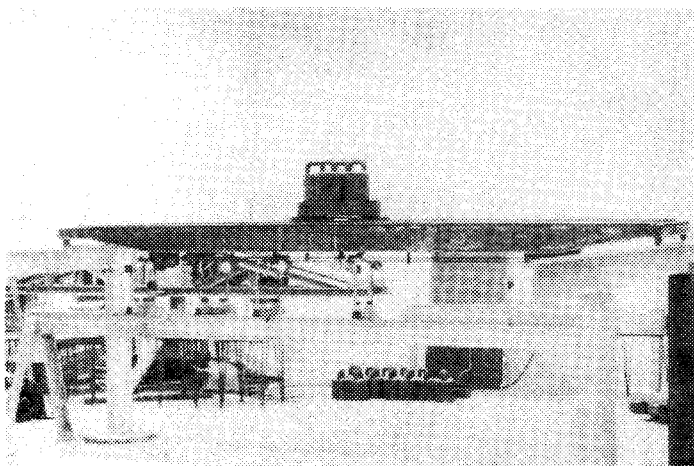


Rys. 59.

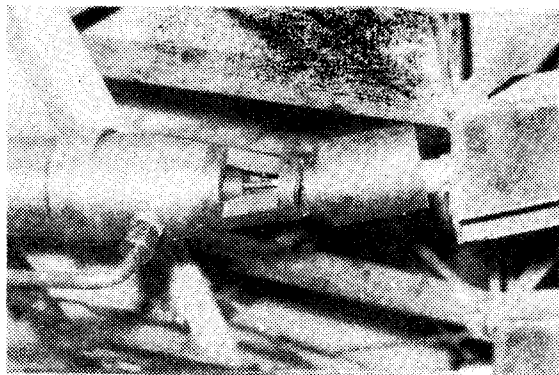




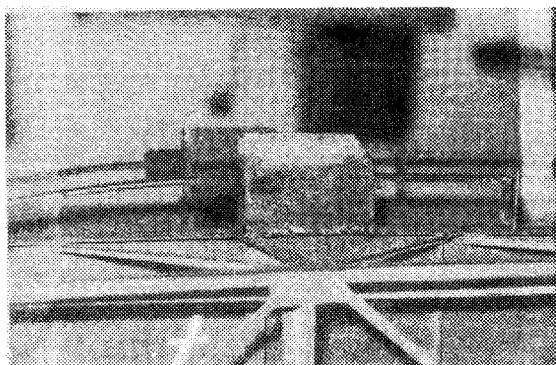
Rys.60.



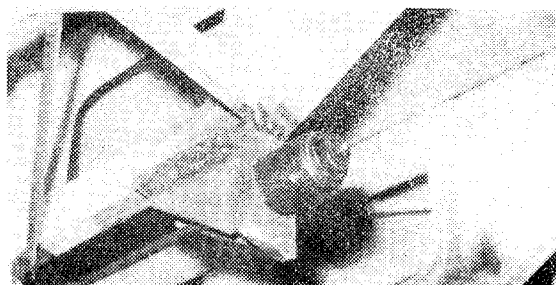
Rys.61.



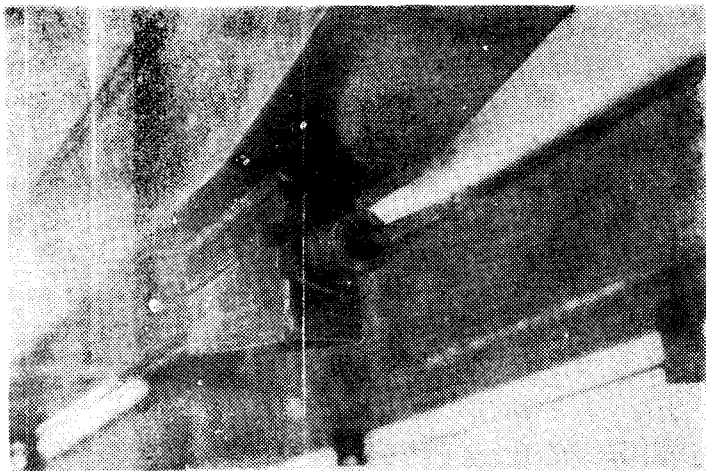
Rys.62.



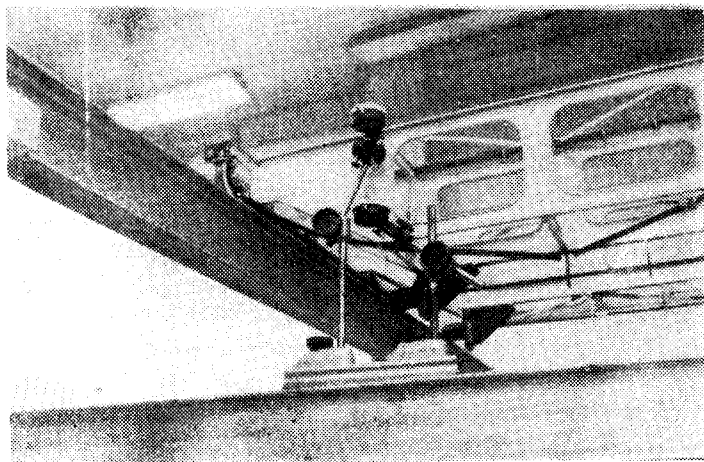
Rys.63.



Rys.64.



Rys. 65.



Rys. 66.

Tablica 5

Zestawienie ugięć teoretycznych i doświadczalnych dla modelu i obiektu mostu suwnicowego typu kratownicowego

Dźwigar główny - model

$S = 600 \text{ kG}$  (100 %) i  $Q + G_4 = 386 \text{ kG}$  (100 %)

Pokożenie czujników odległość  cm i m	teoretyczne cm			badania modelowe		
	Element niesprężony- ugięcia od obciążenia użytkowego (własnego x)	Element sprężony		Sumaryczne ugięcia cm		eksplo- atacyj- ne /bez- pośred- nio z pomiarów
		od sprężenia $s + \Delta s$  $f_{mx}$	eksploa- tacja 2+3	w stanie niesprężo- nym ob- ciążonym 50 % P	w stanie sprężo- nym bez obciążenia	
1	2	3	4	5	6	7
$X_1 = 37,5$	+ 0,1186	- 0,1417	- 0,0231	+ 0,049	- 0,075	+ 0,019
$X_2 = 75,0$	+ 0,2270	- 0,3891	- 0,1621	+ 0,084	- 0,096	+ 0,074
$X_3 = 112,5$	+ 0,3071	- 0,5264	- 0,2193	+ 0,115	- 0,134	+ 0,090
$X_4 = 150,0$	+ 0,3434	- 0,5502	- 0,2068	+ 0,125	- 0,140	+ 0,099
$X_5 = 187,5$	+ 0,3169	- 0,5264	- 0,2095	+ 0,116	- 0,134	+ 0,90
$X_6 = 225,0$	+ 0,2359	- 0,3891	- 0,1532	+ 0,087	- 0,096	+ 0,074
$X_7 = 262,5$	+ 0,1244	- 0,1417	- 0,0203	+ 0,052	- 0,075	+ 0,019

Obiekt -  $S = 88200 \text{ kG}$  ;  $Q + G_4 = 38800 \text{ kG}$  ;

$$f_o^{(s)} = 12,81 \quad f_m^{(s)} \quad f_o = 10 \quad f_m$$

$x_1 = 3,75$	+ 1,186	- 1,928	- 0,742	+ 0,98	- 0,961	+ 0,019
$X_2 = 7,50$	+ 2,270	- 3,716	- 1,446	+ 1,68	- 1,230	+ 0,450
$X_3 = 11,25$	+ 3,071	- 4,807	- 1,736	+ 2,30	- 1,718	+ 0,582
$X_4 = 15,00$	+ 3,434	- 5,123	- 1,689	+ 2,50	- 1,793	+ 0,707
$X_5 = 18,75$	+ 3,169	- 4,807	- 1,638	+ 2,32	- 1,718	+ 0,602
$X_6 = 22,50$	+ 2,359	- 3,716	- 1,357	+ 1,74	- 1,230	+ 0,510
$X_7 = 26,25$	+ 1,244	- 1,928	- 0,684	+ 1,04	- 0,961	+ 0,079

x/ bez uwzględnienia przestrzenności.

Tablica 6

Zestawienie ugięć teoretycznych i doświadczalnych dla modelu i obiektu mostu suwnicowego typu blachownicowego z pomocniczym dźwigarem kratowym

Dźwigar główny - model

$$S = 788 \text{ kG} (111 \%) \quad \text{i} \quad Q + G_4 = 386 \text{ kG} (100 \%)$$

Położenie czujników odległość cm i m	Teoretyczne cm			Element sprężony cm		Badania modelowe cm			eksploatacyj- ne /bezpo- średnio z pomia- rów/
	Element niesprężony			Element sprężony		Sumaryczne ugięcia			
	od ob- ciążenia sta- łego równo- mierne go	od ob- ciążenia sta- łego równo- mierne go	suma $f_m =$ $= y^Q +$ $+ y^P$	odsprężenia $S + \Delta S$ $f_m$	eksploatacja $4 + 5$	w stanie nie- sprężonym obciążonym	w stanie nie- sprężonym bez obciążenia	jako suma kol. 7i8	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$X_1 = 37,5$	+ 0,0046	+ 0,088	+ 0,093	- 0,140	- 0,047	+ 0,093	- 0,080	+ 0,013	+ 0,010
$X_2 = 75,0$	+ 0,0085	+ 0,168	+ 0,176	- 0,258	- 0,082	+ 0,156	- 0,127	+ 0,029	+ 0,011
$X_3 = 112,5$	+ 0,0110	+ 0,223	+ 0,234	- 0,329	- 0,095	+ 0,219	- 0,169	+ 0,050	+ 0,019
$X_4 = 150,0$	+ 0,0117	+ 0,246	+ 0,258	- 0,351	- 0,093	+ 0,240	- 0,191	+ 0,049	+ 0,006
$X_5 = 187,5$	+ 0,0110	+ 0,225	+ 0,236	- 0,329	- 0,093	+ 0,224	- 0,169	+ 0,055	+ 0,019
$X_6 = 225,0$	+ 0,0085	+ 0,175	+ 0,182	- 0,258	- 0,076	+ 0,178	- 0,127	+ 0,051	+ 0,011
$X_7 = 262,5$	+ 0,0046	+ 0,093	+ 0,098	- 0,140	- 0,042	+ 0,108	- 0,080	+ 0,028	+ 0,010

Obiekt  $S = 118470 \text{ kG}$      $Q + G_4 = 38800 \text{ kG}$  ;  $f_o^S = 12,85$      $f_m^S$  ;  $f_o = 10 f_m$

$X_1 = 3,75$	+ 0,48	+ 0,94	+ 1,42	- 1,62	- 0,20	+ 0,93	- 1,03	- 0,10	
$X_2 = 7,50$	+ 0,80	+ 1,76	+ 2,64	- 2,99	- 0,35	+ 1,56	- 1,63	- 0,07	
$X_3 = 11,25$	+ 1,15	+ 2,35	+ 3,50	- 3,81	- 0,31	+ 2,19	- 2,17	- 0,02	
$X_4 = 15,00$	+ 1,24	+ 2,58	+ 3,82	- 4,07	- 0,25	+ 2,40	- 2,45	- 0,05	
$X_5 = 22,5$	+ 0,88	+ 1,80	+ 2,68	- 2,99	- 0,31	+ 1,78	- 1,63	+ 0,15	
$X_7 = 26,25$	+ 0,48	+ 0,96	+ 1,44	- 1,62	- 0,18	+ 1,08	- 1,03	+ 0,05	

Tablica 7

Zestawienie ugięć teoretycznych i doświadczalnych modelu i obiektu mostu suwnicowego bezkrzyżulcowego

Dźwigar główny - model

$S = 1438 \text{ kg (100 \%)}$  i  $Q + G_4 = 388 \text{ kg (100 \%)}$

Położenie czujników w odległości cm i	teoretyczne cm					Z badań modelowych cm				U eksploatacyjne /bezpśrednio z pomiarów/
	Element niesprężony			Element sprężony-ugięcie		Sumaryczne ugięcie			suma kol. 7 + 8	
	od obciążenia stałego /równomiernego/ $y^q$	od obciążenia siłami skupionymi $y^p$	suma $f_m = y^q + y^p$	od sprężenia $f_m(s+\Delta s)$	w trakcie eksploatacji kol 4+5	w stanie niesprężonym obciążenym	w stanie sprężonym bez obciążenia			
2	3	4	5	6	7	8	9	10		
$X_1 = 25$	+ 0,0038	+ 0,049	+0,0528	-0,147	-0,094	+0,054	-0,137	-0,083	-0,053	
$X_2 = 75$	+ 0,0107	+ 0,138	+0,1487	-0,385	-0,236	+0,126	-0,216	-0,090	-0,082	
$X_3 = 125$	+ 0,0155	+ 0,193	+0,2085	-0,504	-0,296	+0,189	-0,238	-0,049	-0,088	
$X_4 = 150$	+ 0,0159	+ 0,202	+0,2179	-0,518	-0,300	+0,195	-0,226	-0,031	-0,078	
$X_5 = 175$	+ 0,0155	+ 0,196	+0,2115	-0,504	-0,293	+0,195	-0,238	-0,043	-0,088	
$X_6 = 225$	+ 0,0107	+ 0,140	+0,1507	-0,385	-0,234	+0,132	-0,216	-0,084	-0,082	
$X_7 = 275$	+ 0,0038	+ 0,050	+0,0538	-0,147	-0,093	+0,057	-0,137	-0,080	-0,053	

Obiekt -  $f_o = 8,46 f_m^{(s)}$  ;  $f_o = 21,2 f_m^{(s)}$  ;  $S = 76440 \text{ kg}$

$Q + G_4 = 38800 \text{ kg}$

$X_1 = 2,50$	+0,236	+ 0,895	+1,131	-1,305	-0,174	+1,145	-1,160	-0,015	
$X_2 = 7,50$	+0,646	+ 2,481	+3,127	-3,360	-0,233	+2,670	-1,828	+0,852	
$X_3 = 12,50$	+0,850	+3,485	+4,335	-4,395	-0,060	+4,000	-2,018	+1,982	
$X_4 = 15,00$	+0,862	+ 3,640	+4,502	-4,530	-0,028	+4,125	-1,910	+2,215	
$X_5 = 17,50$	+0,850	+ 3,540	+4,390	-4,395	-0,005	+4,125	-2,018	+2,107	
$X_6 = 22,50$	+0,646	+ 2,527	+3,172	-3,360	-0,187	+2,800	-1,828	+0,972	
$X_7 = 27,50$	+0,236	+ 0,898	+1,134	-1,305	-0,171	+1,210	-1,160	+0,050	

Tablica 8

Zestawienie ugięć teoretycznych i doświadczalnych dla modelu i obiektu mostu suwnicowego typu skrzynkowego (D)

$$\text{model } S = 8625 \text{ kG} \quad Q + G_4 = 3700 \text{ kG}$$

Rodzaj ugięć	Siła w kierunku "X"				
	Położenie czujników	Od obciążenia stałego	Od obciążenia ruchomego $f_o = 40 \cdot f_m$	Od sprężenia $f_o = 46,2 \cdot f_m$	Eksploatacyjne 4 + 5
	cm i mm	mm	mm	mm	mm
1	2	3	4	5	6
Ugięcia doświadczalne	$X_1 = 37,5$	0,003	8,0	- 12,0	- 4,0
	$X_2 = 75$	0,0052	22,0	- 30,5	- 8,05
	$X_3 = 112,5$	0,0060	27,0	- 37,40	-10,4
	$X_4 = 150$	0,0063	32,0	- 46,40	-14,4
	$X_5 = 187,5$	0,0060	27,0	- 37,40	-10,4
	$X_6 = 225$	0,0052	22,0	- 30,5	- 8,05
	$X_7 = 262,5$	0,003	8,0	- 12,0	- 4,0
	Siła w kierunku "U"				
	$X_1 = 37,5$	0,0031	3,0	- 6,4	3,4
	$X_2 = 75$	0,0052	21,1	- 30,0	8,9
	$X_3 = 112,5$	0,0061	26,5	- 35,6	9,1
	$X_4 = 150$	0,0062	31,6	- 42,80	11,4
	$X_5 = 187,5$	0,0061	26,5	- 35,6	9,1
	$X_6 = 225$	0,0052	21,1	- 30,0	8,9
	$X_7 = 262,5$	0,0031	3,0	- 6,4	3,4
Ugięcia teoretyczne	$X_1 = 3,75$	6,1	15,0	- 18,0	- 3,0
	$X_2 = 7,5$	1,10	26,7	- 31,4	- 4,0
	$X_3 = 11,25$	1,41	32,1	- 47,8	- 15,7
	$X_4 = 15,0$	1,65	35,4	- 55,9	- 20,5
	$X_5 = 18,75$	1,41	32,1	- 47,8	- 15,7
	$X_6 = 22,5$	1,10	26,7	- 31,4	- 4,7
	$X_7 = 26,25$	6,1	15,0	- 18,0	- 3,0

Tablica 9

Zestawienie ugięć teoretycznych i doświadczalnych dla modelu i obiektu mostu suwnicowego typu skrzynkowego (E)

Dźwigar główny - model

$S = 2425 \text{ kg}$  (100 %) i  $Q + G_4 = 386 \text{ kg}$  (100 %)

Położenie czujników w ośległości cm i m	teoretyczne cm					Z badań modelowych cm			
	Element nie sprężony cm			Element sprężony cm		Sumaryczne ugięcia cm			eksploatacyjne/bezpośredk nie z pomiarów/
	od obciążenia stałego równie y <sup>q</sup>	od obciążenia siłami skupio- y <sup>p</sup>	suma f <sub>m</sub> = y <sup>q</sup> + y <sup>p</sup>	od sprężenia S + ΔS f <sub>m</sub>	w trakcie eksploatacji kol. 4 + 5	w stanie nie sprężonym (f <sub>m</sub> )	w stanie sprężonym bez obciążenia (f <sub>m</sub> <sup>s</sup> )	suma kol. 7 + 8	
2	3	4	5	6	7	8	9		
X <sub>1</sub> = 45	+0,0033	+0,059	+0,062	-0,168	-0,106	+0,083	-0,152	-0,069	-0,030
X <sub>2</sub> = 90	+0,0056	+0,107	+0,113	-0,302	-0,189	+0,113	-0,249	-0,136	-0,094
X <sub>3</sub> = 120	+0,0065	+0,128	+0,134	-0,348	-0,214	+0,142	-0,347	-0,205	-0,180
X <sub>4</sub> = 150	+0,0068	+0,136	+0,143	-0,365	-0,222	+0,150	-0,463	-0,313	-0,292
X <sub>5</sub> = 180	+ 0,0065	+0,131	+0,137	-0,348	-0,211	+0,142	-0,347	-0,205	-0,180
X <sub>6</sub> = 210	+0,0056	+0,109	+0,115	-0,302	-0,187	+0,122	-0,249	-0,127	-0,094
X <sub>7</sub> = 255	+0,0033	+0,061	+0,064	-0,168	-0,104	+0,093	-0,152	-0,059	-0,030

Obiekt  $f_o^s = 11,05 f_m^s$ ;  $f_o = 20 \cdot f_m$ ;  $S = 179650 \text{ kg}$

$Q + G_4 = 38650 \text{ kg}$

X <sub>1</sub> = 4,50	+0,785	+1,735	+2,520	-1,928	+0,592	+1,660	-1,681	-0,021	
X <sub>2</sub> = 9,00	+1,295	+2,788	+4,083	-3,397	+0,686	+2,260	-2,753	-0,493	
X <sub>3</sub> = 12,00	+1,470	+3,116	+4,586	-4,026	+0,560	+2,840	-3,835	-0,995	
X <sub>4</sub> = 15,00	+1,500	+3,210	+4,710	-4,205	+0,505	+3,000	-5,120	-2,120	
X <sub>5</sub> = 18,00	+1,470	+3,116	+4,586	-4,026	+0,560	+2,840	-3,835	-0,995	
X <sub>6</sub> = 21,00	+1,295	+2,788	+4,083	-3,395	+0,686	+2,440	-2,753	-0,313	
X <sub>7</sub> = 25,50	+0,785	+1,735	+2,520	-1,928	+0,592	+1,860	-1,681	-0,179	



Збіроче зертвання результатів теоретичних і довідкових розрахунків для різних типів моєти.

I V F	V <sub>max</sub>	S	S + ΔS	J <sub>y</sub>	h (P <sub>0</sub> )	l <sub>0</sub>	H	c	P	P <sub>0</sub>	W <sub>max</sub> експерт.		W <sub>max</sub> експерт.	
											kg/cm <sup>2</sup>	kg/cm <sup>2</sup>	kg/cm <sup>2</sup>	kg/cm <sup>2</sup>
z	z	z	z	z	z	z	z	z	z	z	z	z	z	z
Касторное (A)														
100 # S + 100 # N	380	600	725	197,28	-	2,25	23,55	19,05	1,915	0,196	-	4430	-	0,1207 + 0,101
100 # S + 100 # N	380	8200	9060	1975597	-	22,5	236,5	171,5 (P <sub>0</sub> = 60)	177,4	14,11	-	7890	-	1,689 + 0,707
100 # S + 150 # N	5100	89200	100650	1875157	-	2,5	236,5	171,5	177,4	14,11	-	7130	-	-
Blawonia (B)														
111 # S + 100 # N	386	788	-	205,45	-	2,25	16,35	15,23	5,24	0,265	-	-	-	0,093 + 0,006
150 # S + 100 # N	396	1080	1266	1206,45	0,1375	2,25	16,35	15,23	5,24	0,265	-	3710	-	0,176 + 0,055
150 # S + 150 # N	482,3	1080	1315	1207,45	0,1717	2,25	16,35	15,23	5,24	0,265	-	3940	-	0,212 + 0,002
100 # S + 100 # N	38500	118470	128780	1981400	212,5	22,5	163,5	125,0	523,9	14,11 + 293	+ 33	10500	-	0,250 + 0,105
100 # S + 200 # N	77200	117330	158790	1981400	326,17	22,5	163,5	127,5	523,9	13,81	-	9370	-	0,156
Безрыблемы (O)														
100 # S + 100 # N	388	1438	1591	1251,92	0,137	2,50	19,4	15,9	3,96	0,385	-	4000	-	0,277 + 0,031
135 # S + 100 # N	388	1915	2068	1251,92	0,137	2,50	19,4	15,9	3,96	0,385	-	6110	-	0,435
100 # S + 100 # N	36800	76440	88495	1395384	182,2	25,0	100	140	220,1	9,42	-	10580	-	1,050 + 2,215
100 # S + 200 # N	68800	73280	96080	1395384	296,9	25,0	100	144,0	220,4	14,11	-	7610	-	-
Шрышковы (P)														
100 # S + 100 # N	3700	9625	8725	6782	-	2,10	20,7	21,25	47,2	2,54	-	3850	-	0,444 + 0,311
100 # S + 100 # N	36800	163600	178000	11668050	235,6	21,0	143,25	92,8	349	19,0	-	10000	-	1,337 + 1,339
100 # S + 200 # N	56800	144600	173680	1668058	348,3	21,0	143,25	92,8	-	23,2	-	9280	-	1,44
Шрышковы (B)														
100 # S + 100 # N	386,5	2425	2519	372,2	0,163	2,10	17,12	17,12	11,23	0,385	-	-	-	0,203 + 0,313
100 # S + 150 # N	580	2425	2566	372,2	0,230	2,10	17,12	17,12	11,23	0,385	-	-	-	0,192
100 # S + 100 # N	38550	179650	194970	1854500	321,2	21,0	135,0	93,0	615,0	23,5	-	8420	-	0,783 + 2,12
100 # S + 200 # N	68550	164700	194370	1854500	334,7	21,0	135,0	95,5	615,0	29,11	-	7760	-	0,903

x) Цікары папавы моєти (без цэпэруіе)

### 3.5. Analiza przemieszczeń mająca na celu porównanie wyników uzyskanych na podstawie badań modelowych z obliczeniami teoretycznymi

Badania ugięć modeli mostów suwnicowych dały odpowiedź na szereg pytań i wątpliwości nasuwających się przy ustalaniu założeń jak i projektowaniu sprężonych konstrukcji mostów tego typu. Wyniki badań potwierdziły tezę, że każdy z modeli badanych przy jednakowych parametrach udźwigu, rozpiętości i rodzaju stali, wykazuje odmienność sztywności. Pozwala to na dokonanie szczegółowej analizy zalet i wad danego schematu konstrukcyjnego. Należy zwrócić uwagę, że decydującymi czynnikami rzutującymi na konstrukcję są wielkości ugięć dopuszczalnych.

Rozpatrując konstrukcję można stwierdzić, że przy niewykorzystanych naprężeniach mogą być przekroczone dopuszczalne strzałki ugięcia. Najbardziej zbliżone wyniki eksperymentalne w porównaniu z teoretycznymi wykazał element blachownicy. Jest to wynikiem jednolitego przekroju elementu na całej długości oraz najbardziej zbliżonego do przyjętego obliczeniowo schematu pracy takiego elementu.

Na dokładność wyników otrzymanych w trakcie badań modelowych miały wpływ następujące czynniki:

- niedokładność wykonania modeli /odkształcenia wynikłe w trakcie spawania ustroju/;
- użyte do badań czujniki zegarowe o dokładności podziałki 0,01 mm zamiast 0,001 mm;
- niemożliwość idealnego wypoziomowania całości modelu ustawionego na belkach podsuwnicowych, co mogło mieć wpływ na niejednakowe obciążenie dźwi-garów;
- obciążenia modeli dokonywane poprzez nakładanie kolejnych ciężarów /wywołanie nieznacznych drgań poziomych i pionowych modeli/.

Celem badań modelowych było uzyskanie możliwie najdokładniejszego przybliżenia do konstrukcji rzeczywistej, co wymagało sporządzenia i badania modelu przestrzennego, a nie płaskiego, jako szczególnego przypadku uproszczeń obliczeniowych mających zastosowanie w tego rodzaju konstrukcjach. Odchylenia wynikłe z dokładności wykonania modelu nie odbiegają od podobnych rozbieżności jakie występują w rzeczywistej konstrukcji.

Z wykresów podanych na rys. 39-51 /elementy niesprężone/ wynika, że ogólnie dla wszystkich rozpatrywanych typów mostów ugięcia pionowe, otrzymane z pomiarów modelowych, są mniejsze od ugięć teoretycznych, co dowodzi o znacznie większej sztywności rzeczywistego obiektu od teoretycznie projektowanego. Uzasadnieniem tego stwierdzenia jest współpraca przestrzenna poszcze-

gólnych elementów mostu /jak tężniki, dźwigar pomocniczy/, sposób utwierdzenia belek głównych w czołownicach itp.

Ugięcia uzyskane z obliczeń teoretycznych, uwzględniających współpracę przestrzenną elementów ustroju, są na ogół zgodne z wynikami pomiarów modelowych. Rozpatrując natomiast układ jako ustrój płaski, wielkość przemieszczeń, to znaczy sztywność ustroju, otrzymuje się ok. 11 % zawyżoną. Prowadzi to do niepełnego wykorzystania materiału, co jest równoznaczne z nieuzasadnionym nadmiernym zużyciem stali.

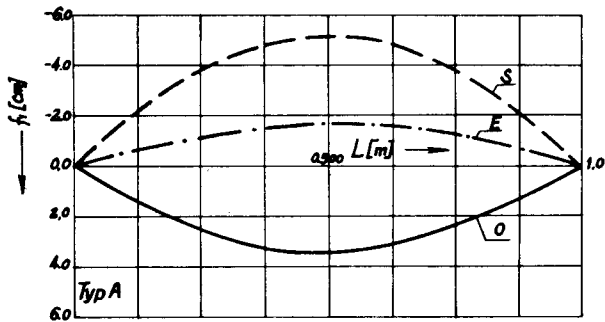
Na rys. 47-51 przedstawiono wykresy ugięć poziomych od obciążenia pionowego poszczególnych typów mostu. Z powyższych wykresów wynika, że ugięcia poziome nie przekraczają wartości dopuszczalnej ( $\frac{L}{2000}$ ). Największą sztywność poziomą wykazuje model typu B oraz C, D i E; natomiast najmniejszą model typu A, tj. kratownicowy.

### 3.5.1. - Elementy sprężone - Typ kratownicowy /rys. 67-68, tabl. 5/

Wyniki badań modelu mostu suwnicowego typu kratownicowego /rys. 67-78/ i tablica 5/ wskazują, że założenia przyjmowane do obliczeń teoretycznych nie są prawidłowe. W obliczeniach teoretycznych zakładamy, że obciążenia zewnętrzne ruchome przejmuje jedynie dźwigar główny, czego nie odzwierciedlają badania modelowe, bowiem, jak to z pomiarów wynika w przenoszeniu tego obciążenia uczestniczy cały układ stanowiący przestrzenne połączenie dźwigara głównego wraz z pomocniczym, stężonym kratownicami poziomymi. Przyłożona siła sprężająca, wyliczona z dopuszczalnej strzałki ugięcia, przy obliczeniach teoretycznych daje ugięcia przekraczające dopuszczalne i większe od obserwowanych w badanych modelach. Wyniki te wskazują też na większą sztywność modeli, tj. obiektów rzeczywistych, w porównaniu z obliczeniowo projektowanymi, a co się z tym wiąże, wykazują mniejsze ugięcia tych pierwszych.

W trakcie eksploatacji ugięcia teoretyczne wskazują na przewagę ugięć od sprężenia (ujemne), natomiast ugięcia doświadczalne są dodatnie, czyli zarysowuje się wpływ ugięć od obciążenia użytkowego.

Na podstawie przeliczeń modelowych otrzymano wielkość ugięć dla obiektu danego typu konstrukcji. Dla stanu sprężonego ugięcia teoretyczne są zdecydowanie większe od doświadczalnych, przy czym wykresy ugięć zbliżone są do paraboli. Dla konstrukcji w stanie eksploatacyjnym obserwujemy analogię do wykresów dla modelu, tzn. ugięcia teoretyczne są ujemne, co potwierdza dominujący wpływ sprężenia, natomiast ugięcia doświadczalne dodatnie, potwierdzające przewagę ugięć od obciążenia zewnętrznego.



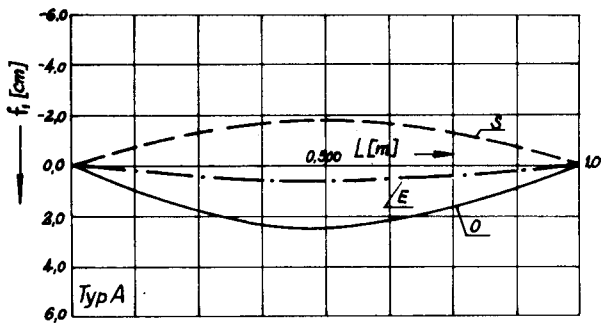
Teoretyczne (tabl. 5.)

O - od obciążenia (stałe + ruchome)

S - od sprzężenia

E - eksploatacja

Rys. 67



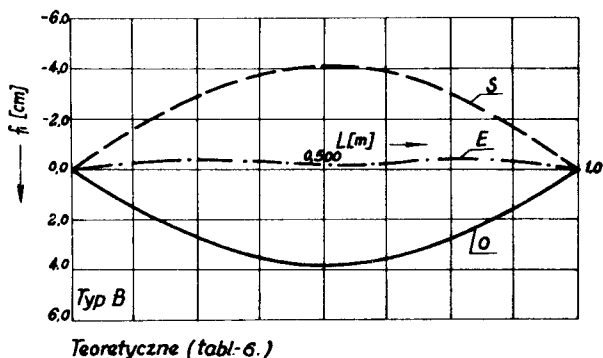
Modelowe

Rys. 68

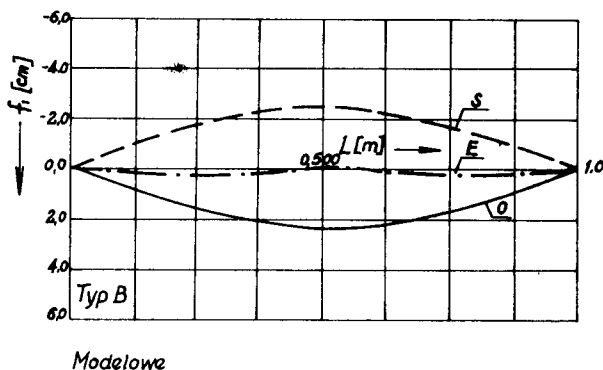
### 3.5.2. Elementy sprężone - Typ blachownicowy

Badania ugięć przeprowadzone na modelu typu blachownicowego /rys. 69-70 i tablica 6/ wykazały zbliżone wartości z obliczonymi teoretycznie.

Ugięcia od sprężenia, obliczone teoretycznie nie przekraczają ugięć dopuszczalnych i są większe od doświadczalnych. Wykres ugięć w trakcie eksploatacji obliczonych teoretycznie jest ujemny, natomiast wykres ugięć doświadczalnych jest dodatni. Różnica w wielkościach tych wykresów jest przede wszystkim spowodowana przyjęciem do obliczeń teoretycznych przekroju samej belki głównej /bez współpracy z dźwigarem pomocniczym/ oraz nieco większą sztywnością modelu w porównaniu z obiektem. Jako miarodajne uważać należy ugięcia eksploatacyjne, których wyniki są najbardziej zbliżone.



Rys. 69



Rys. 70

### 3.5.3. Elementy sprężone - Typ bezkrzyżulcowy

Zmniejszenie wartości ugięć uzyskanych z badań modelowych w stosunku do wyliczonych teoretycznie jest wynikiem uwzględnienia przestrzenności układu /rys. 71-72, tablica 7/.

Na podstawie przeliczeń modelowych otrzymano wielkości przemieszczeń dla obiektu danej konstrukcji. W stanie sprężonym wyniki teoretyczne i doświadczalne zachowują się analogicznie jak w modelu. Natomiast wielkości ugięć teoretycznych w trakcie eksploatacji zbliżone są do zera, tzn., jest również zachowana równowaga od sprężenia i obciążenia. Wyniki pomiarów w trakcie eksploatacji obiektu są dodatnie. Wielkości ugięć teoretycznych i doświadczalnych nie przekraczają dopuszczalnej strzałki.

Na podstawie otrzymanych wyników ugięć teoretycznych i doświadczalnych modelu w warunkach eksploatacyjnych stwierdza się, że doświadczalna linia ugięć w środku rozpiętości jest prosta na długości przekroju osłabionego przez otwór ażurowy, co nie jest uwidocznione na wykresie obliczeń teoretycznych. Ponadto nadmienić należy, że obliczana teoretycznie strzałka ugięcia jest często zawyżona.

Wyniki badań wskazują na konieczność zmiany dopuszczalnej strzałki ugięcia dla suwnic wstępnie sprężonych tylko od sprężenia ciągnem

z  $\frac{1}{700} L$  do  $\frac{1}{600} L$  według najnowszych opracowań CBKM Bytom, a nawet do  $\frac{1}{500} L$ , gdyż przy wielkościach, dla których nawet przy sprężeniach są przekroczone ugięcia - naprężenia są w znacznym stopniu niewykorzystane. Dwukrotne zwiększenie obciążenia obiektu mostu suwnicowego sprężonego na podstawie obliczeń nie jest jednoznaczne z dwukrotnym wzrostem naprężeń w elemencie; na przykład:

- dla obiektu tejże konstrukcji przy obciążeniu równym 38800 kg (100%) naprężenia w trakcie eksploatacji wynoszą:

$$\sigma_g = - 812 \text{ kg/cm}^2 < 2100 \text{ kg/cm}^2$$

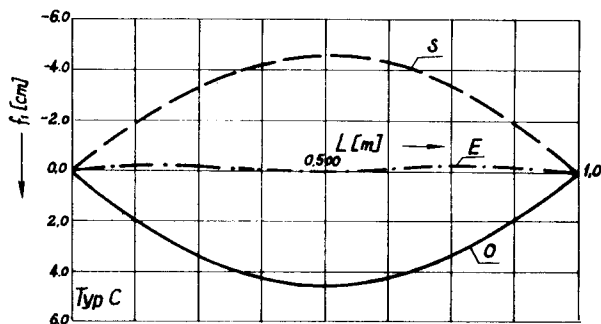
$$\sigma_d = - 199 \text{ kg/cm}^2 < 2100 \text{ kg/cm}^2$$

natomiast przy obciążeniu zwiększonym o 100%, tj. do 68800 kg  $Q = 60 T$

$$\sigma_g = - 1448 \text{ kg/cm}^2 < 2100 \text{ kg/cm}^2$$

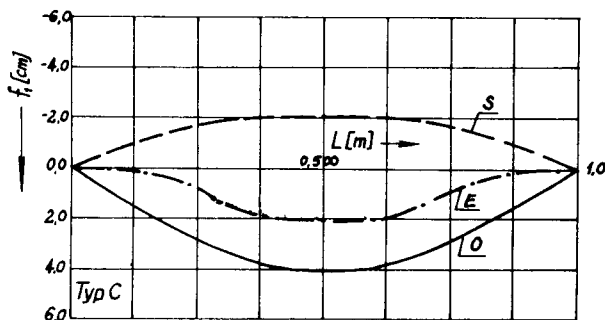
$$\sigma_d = + 1214 \text{ kg/cm}^2 < 2100 \text{ kg/cm}^2$$

Z drugiej strony należy, przy zwiększeniu teoretycznej strzałki ugięcia dla elementów wstępnie sprężonych od samego tylko sprężenia, zwrócić uwagę na sposób wyliczenia siły sprężającej, aby uniknąć zbyt dużego ugięcia mostu ku górze, co będzie niekorzystne dla jazdy wózka.



Teoretyczne (tabl. 7.)

Rys. 71



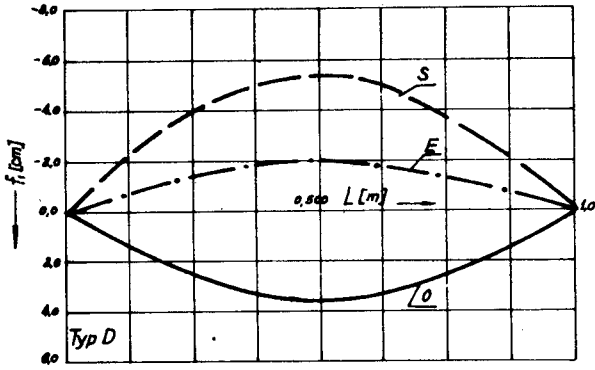
Modelowe

Rys. 72

#### 3.5.4. Elementy sprężone - Typ skrzynkowy symetryczny

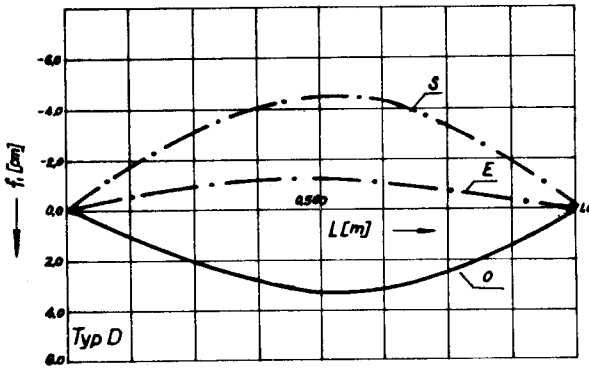
Dźwigar typu skrzynkowego symetrycznego /typ D - rys. 73-74, tablica 8./, jest o nieco mniejszej sztywności od dźwigara asymetrycznego /typu E/ przy czym wielkości ugięć od sprężenia, uzyskane na podstawie badań modelowych, są mniejsze od teoretycznych. Wartości przemieszczeń w warunkach eksploatacji są o przeciwnym znaku, aczkolwiek różnice są bardzo nieznaczne.

Z powyższych wykresów wynika zgodność przebiegu linii ugięć uzyskanych na podstawie badań eksperymentalnych i teoretycznych.



Teoretyczne (tabl. 8)  
(od obciążenia ruchomego)

Rys.73



Modelowe

Rys.74



### 3.5.5. Elementy sprężone - Typ skrzynkowy asymetryczny

Na podstawie przeliczeń modelowych otrzymano wielkości ugięć dla obiektu danej konstrukcji /rys. 75-76, tablica 9/. W stanie sprężonym wyniki teoretyczne i doświadczalne są analogiczne jak w modelu, przy czym przekroczenie dopuszczalnej strzałki ugięcia wystąpiło w środku rozpiętości dla ugięcia badawczego o około 19 %.

Wyniki badań wykazały wartości zbliżone do obliczeń teoretycznych. Wielkości ugięć doświadczalnych w stanie eksploatacji występują ze znakiem ujemnym, a więc mamy przewagę ugięć od sprężania; natomiast teoretyczne są dodatnie, czyli zarysowuje się wpływ ugięć od obciążenia użytkowego. Ugięcia nie przekraczają  $f_{dop}$ .

Na podstawie obliczeń przy normalnym i dwukrotnie zwiększonym obciążeniu obiektu dochodzi się do wniosku, że naprężenia są niewykorzystane, a dwukrotne obciążenie nie jest jednoznaczne z dwukrotnym wzrostem naprężeń w elemencie skrzynkowym; na przykład:

- dla obiektu przy obciążeniu (100 %) równym około 38800 kG naprężenia w trakcie eksploatacji wynoszą:

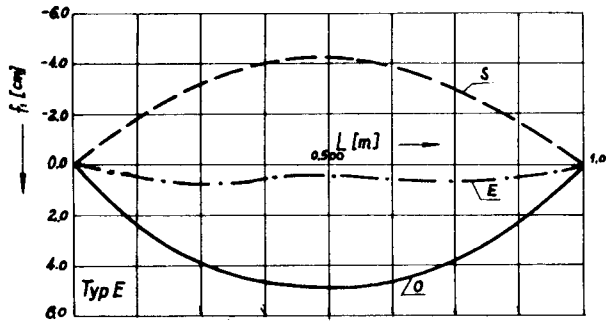
$$\sigma_g = - 614 \text{ kG/cm}^2 < 2100 \text{ kG/cm}^2$$

$$\sigma_d = - 148 \text{ kG/cm}^2 < 2100 \text{ kG/cm}^2$$

zaś przy dwukrotnie większym obciążeniu równym 68600 kG ( $Q = 60 \text{ T}$ )

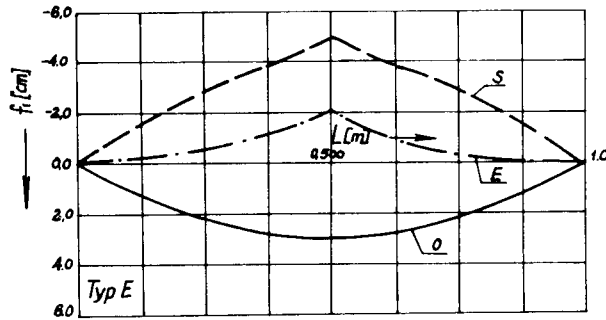
$$\sigma_g = - 1028 \text{ kG/cm}^2 < 2100 \text{ kG/cm}^2$$

$$\sigma_d = - 360 \text{ kG/cm}^2 < 2100 \text{ kG/cm}^2$$



Teoretyczne (tabl.- 9.)

Rys. 75



Modelowe

Rys. 76

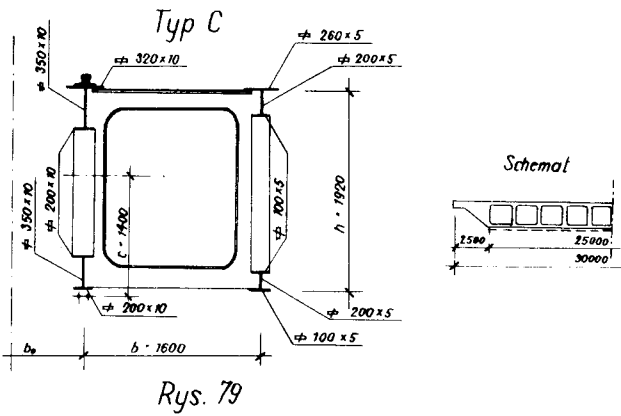
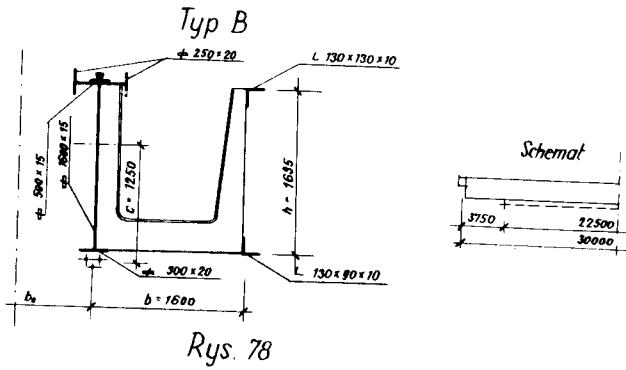
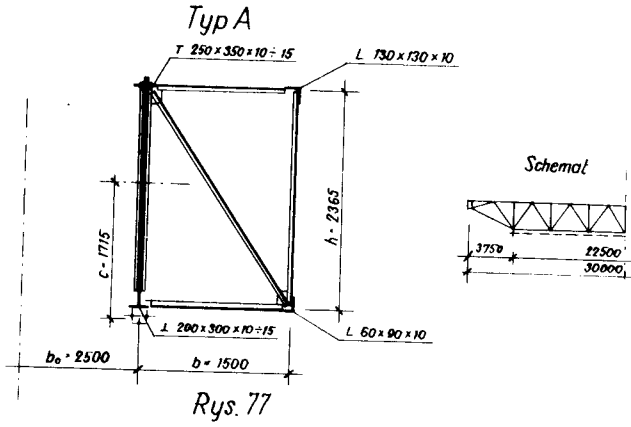
---

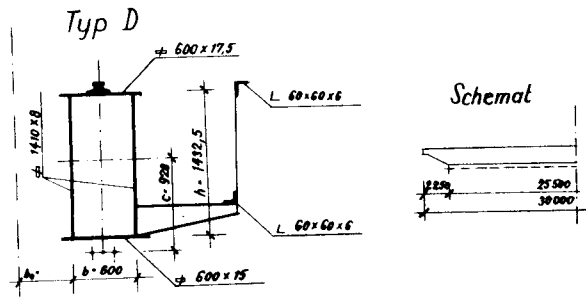
Podsumowując całość badań modelowych, przeprowadzonych na pięciu modelach mostów suwnicowych można stwierdzić, że najlepsze zgodności z obliczeniami teoretycznymi uzyskano dla modeli uszeregowanych w następującej kolejności:

1. typ blachownicowy (B)
2. typ skrzynkowy (D i E)
3. typ bezkrzyżulcowy (C)
4. typ kratownicowy (A)

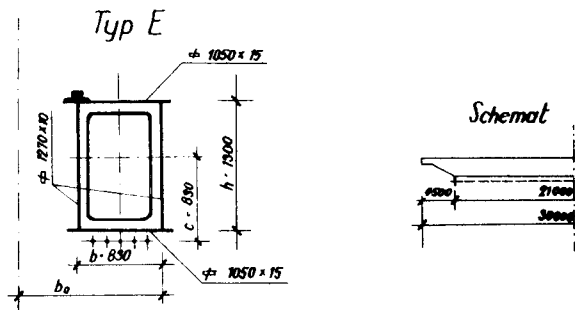
Wynika to z faktu, że do obliczeń teoretycznych przyjmujemy przekroje płaskie, natomiast na wyniki doświadczalne wpływa praca całego układu przestrzennego mostu suwnicowego. Stwierdzenie powyższe pozwala sugerować możliwość zmiany dopuszczalnej strzałki ugięcia dla teoretycznych obliczeń obiektów sprężonych. W eksploatacji należy jednak zwracać uwagę na to, by zbyt duża strzałka spowodowana sprężeniem nie utrudniała poruszania się wózka z obciążeniem użytkowym.

Rysunki 77-81 przedstawiają zwymiarowane schematy poszczególnych typów mostów poddanych analizie.





Rys. 80



Rys. 81

#### 4. WNIOSKI

Podane wnioski końcowe są wynikiem analizy obliczeniowo-badawczej w odniesieniu do pięciu najbardziej typowych i powszechnie stosowanych schematów konstrukcji mostów suwnicowych.

Przyjęto założenia, że dla obiektów rzeczywistych przebieg trasy ciągną jest prosty i w odległości średnio 15 cm poniżej pasa dolnego, co umożliwia zastosowanie prasy naciągowej typu Herkules - c 2a. Wielkość mimośrodów, a tym samym efekt sprężania ograniczono więc względami gabarytowymi dźwigarów, które winny być możliwie jak najmniejsze. Natomiast zagadnienie sztywności przestrzennej rozpatrzono dla 3 typów mostów (A, B i C) w aspekcie współpracy dźwigara pomocniczego, liczby i sztywności przepon oraz sposobu utwierdzenia dźwigarów poziomych w czołownicach. Wzrost sztywności pionowej i poziomej mostu przeanalizowano dla ogólnie projektowanego stosunku momentu bezwładności dźwigara głównego do pomocniczego w zakresie

$$\frac{J_2}{J_1} \approx \frac{1}{4,5} \div \frac{1}{9}$$

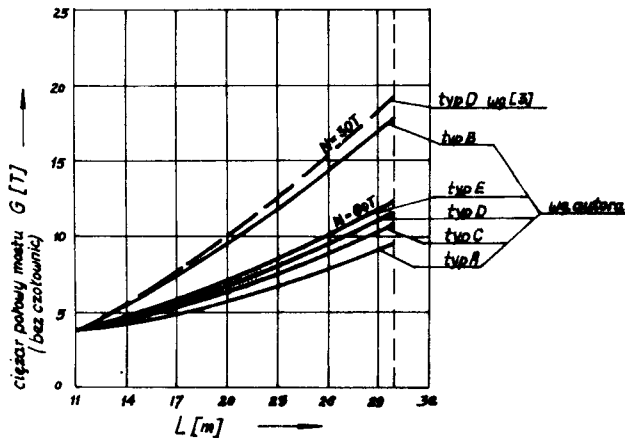
Przeto przytoczone wnioski mogą mieć zastosowanie w odniesieniu do projektowanych dźwignic mostowych w szerszym zakresie.

##### 4.1. Podsumowanie i wnioski końcowe

- 1/ Wykorzystanie naprężeń wstępnych wywołanych sprężeniem w dolnej strefie mostów suwnicowych typu blachownicowego, ażurowego i mostów skrzynkowych pozwala na dwukrotne zwiększenie nośności mostu/w zależności od wielkości siły sprężającej i mimośrodu - tabl. 10/.
- 2/ W nowo projektowanych mostach suwnicowych można przez wstępne sprężenie osiągnąć zmniejszenie wysokości ustroju, przekrojów poprzecznych i osiągnąć zmniejszenie ciężaru i oszczędności materiału w granicach 20%.
- 3/ Wzrost sztywności pionowej mostu, przy uwzględnieniu wpływu przestrzenności mostu, kształtuje się w granicach 11 % dla mostów typu kratowego, blachownicowego i ażurowego z dźwigarem pomocniczym. W wyniku współpracy przestrzennej układu odciążenie dźwigara głównego wynosi 11 % obciążenia ruchomego co jest równoznaczne z dociżeniem dźwigara pomocniczego.

go o podaną wartość /dla  $\frac{J_2}{J_1} = \frac{1}{4,5} \approx \frac{1}{9}$ .

- 4/ Wzrost sztywności poziomej mostu, przy uwzględnieniu współpracy przestrzennej tężników oraz dźwigara pomocniczego, kształtuje się w granicach 20 %.
- 5/ Obliczenie teoretyczne ustrojów niesprężonych, uwzględniające współpracę przestrzenną elementów, są na ogół zgodne z wynikami pomiarów modelowych.
- 6/ Badania modelowe, przeprowadzone na ustrojach sprężonych, wykazały większą sztywność w porównaniu z obliczeniem teoretycznym, oraz bardziej nieregularny przebieg krzywej przemieszczeń zarówno dla stanu sprężającego jak i eksploatacyjnego.
- 7/ Z porównania pięciu rozpatrzonych typów mostów można wnioskować, że najekonomiczniejszym pod względem zużycia stali jest w kolejności: model kratownicowy (A), bezkryżulcowy (C), skrzynkowy z szyną symetryczną (D), i asymetryczną (E). Największe zużycie stali wykazuje model blachownicowy (B) rys. 82.



Rys. 82

Z uwagi na prostotę wykonania, małą pracochłonność i wysokość ustroju

$\left(\frac{h}{l} = \frac{1}{22}\right)$  należałoby uznać dźwigary skrzynkowe jako najbardziej ekonomiczne i zalecać do powszechnego stosowania.

8/ Wyniki badań modelowych wskazują na potrzebę zmiany dopuszczalnej strzałki ugięcia do  $\frac{l}{500}$  /zamiast  $\frac{l}{700}$  / z uwagi na dalece niewykorzystane naprężenia oraz znacznie większą sztywność obiektu sprężonego do teoretycznie projektowanego. Zmiana ta pozwoli na dalsze uzyskanie oszczędności stali i zwiększenie nośności.

9/ Wątpliwości dotyczące możliwości sprężania konstrukcji stalowych obciążonych dynamicznie są już dostatecznie rozstrzygnięte, co potwierdzają nie tylko badania przeprowadzone przez niektórych autorów [16] na modelach, ale również liczne przykłady wykonania i eksploatacji obiektów mostowych zarówno drogowych i jak i kolejowych. Wzrost siły sprężającej powoduje obniżenie podstawowej częstości drgań własnych. Wpływ ten jest jednak nieznaczny i dla środkowego przekroju dźwigara sprężonego wartości liczbowe współczynnika dynamicznego nie odbiegają od odpowiednich wartości odnoszących się do dźwigara niesprężonego [2]. Celowe jest przeprowadzenie dalszych badań na obiektach rzeczywistych.

#### 4.2. Perspektywy kontynuowania badań sprężonych mostów suwnicowych

Przeprowadzone w niniejszej pracy dociekania teoretyczne i badania na modelach doświadczalnych nie zamykają problematyki związanej z projektowaniem i wymiarowaniem konstrukcji mostów suwnicowych wstępnie sprężonych. Należy podkreślić, że wstępnie sprężone konstrukcje metalowe spełniają postulat oszczędności stali i nowoczesności rozwiązań projektowych. Korzyści sprężania stalowych mostów typu suwnicowego są następujące:

- a/ zmniejszenie zużycia stali oraz obniżenie kosztów,
- b/ możliwość stosowania bardzo małej wysokości elementów, gdzie w ustrojach kratowych i blachownicowych możliwe jest osiągnięcie wysokości do  $\frac{1}{20} l$ , natomiast w skrzynkowych do  $\frac{1}{30} l$  /dla suwnic o nośności do 100 T /, co pozwala na obniżenie ciężaru własnego mostu do 20 % [21],
- c/ możliwość wykonania konstrukcji o dużych rozpiętościach.
- d/ względne zwiększenie sztywności konstrukcji dzięki zmniejszeniu ugięć od sprężenia.
- e/ możliwość wzmacniania istniejących konstrukcji bez zwiększenia ich wymiarów gabarytowych, co jest szczególnie korzystne przy podniesieniu nośności mostu lub przebudowie związanej z usuwaniem podpór pośrednich /dwukrotne zwiększenie nośności ustroju/.
- f/ możliwość zwiększenia strzałki ugięcia z uwagi na niewykorzystane naprężenia w dźwigarach sprężonych.



---

Do wad sprężania konstrukcji stalowych można zaliczyć:

konieczność okresowego kontrolowania stanu konstrukcji podczas jej użytkowania, to znaczy stosowanie odpowiedniej aparatury pomiarowo-sygnalizacyjnej orientującej dźwigowego o stanie napięcia cięgien sprężających. Względny bezpieczeństwa wymagają również zastosowania zakotwień cięgien niezawodnych w warunkach obciążeń dynamicznych oraz odpowiednich środków zabezpieczających cięgna przed korozją.

Kilkuletnie prace badawcze autora wykazały możliwość i celowość unowocześnienia konstrukcji mostów suwnicowych poprzez uwzględnienie przestrzennej pracy ustroju, projektowanie belek o zmiennym przekroju oraz wprowadzenie wstępnego sprężania.

W kraju sprężone mosty suwnicowe nie zostały dotychczas rozpowszechnione i, jak dotychczas, stosuje się rozwiązania tradycyjne. Opracowanie autora i wnioski stanowią przyczynę do zastosowania wstępnego sprężenia w budowie mostów suwnic, co pozwoli na osiągnięcie znacznych korzyści ekonomicznych.



## LITERATURA

1. E.J. Belenja, Vorgespannte Metallkonstruktionen, VEB Berlin 1966.
2. W. Bińkowski, Wpływ elementów wstępnie sprężonych na nośność i ekonomię zużycia stali w budowie mostów suwnic. Praca dokt., Polit. Gliwicka 1964.
3. P.E. Boguslawskij, Metalliczeskie konstrukciji gruzopodiemnych ma - šin i sooruzenij, Mašgiz 1961.
4. J. Bródka, J. Kłobukowski, Sprężone konstrukcje stalowe, Arkady 1965.
5. CBKM Bytom, Dokumentacja do uruchomienia programu PT., Bytom 1962.
6. O.A. Cytowicz, Žestkost' predwaritelno napriazhennykh metalličeskich balok, Promyšl. Stroit. Nr 9/1962.
7. O.A. Cytowicz, O projektowawanii metalličeskich balok najbolšej žestkosti, Doklady XX. Nauč. Konf. LISI 1962.
8. H. Ernet, Die Hebezeuge, Bd. I-III, F. Vieweg 1959/60.
9. A. Fabiszewski, E. Lubieniecki, Wyznaczenie ugięć kratowego mostu suwnicowego z uwzględnieniem przestrzennej pracy konstrukcji, Zeszyty Naukowe Polit. Szczec. Nr 94/1968.
10. J.W. Gajdarow, Predwaritelno napriazhennyje stalnyekonstr. w promyšl. stroitelstwie, Moskwa 1960.
11. A.B. Gemmerling, Ob ustoičiwosti predwaritelno napriazhennykh balok, Stroit. mech. Nr 3/1960.
12. M.M. Gochberg, Metalličeskie konstrukciji podiemno transportnych mašin, Izd. Maszinostroenie, Leningrad 1969.
13. G.P. Gofman, Teoretičeskie izučenie roboty niekotorych prostranstwennykh system, Stalkonstr., Moskwa 1939.
14. Instrukcja po projektirowanju priedwaritelno napriazonných stalnych konstrukciji, Otczet ONJJSKa, Moskwa 1958.
15. T. Kolendowicz, Statyka modelowa układów prętowych przestrzennych. Prace WTN, Wrocław 1964.
16. Laboratorium L.P.J., Badania eksperymentalne Leningradzkiego Instytutu Przem. i PTO im. Kirowa 1962.
17. A. Lisowski, A. Siemieniec, Podstawy doświadczalnej analizy naprężeń i odkształceń, AGH, Kraków 1967.
18. E. Lightfoot, N. Jackson, Static Stresses in Electric Overhead Travelling Crane Girders, The Structural Engineer Nr 1/1957.

19. E. Lubieniecki, Ocena wpływu przestrzenności stalowego mostu suwnicowego na sztywność konstrukcji, Praca dokt., Polit. Szcze - cińska 1967.
20. E. Lubieniecki, Zagadnienie współpracy dźwigara pomocniczego w kratowym moście suwnicowym typu zamkniętego. Zeszyty Naukowe W.S.I. w Bydgoszczy, Budownictwo Nr 1/1970.
21. E. Lubieniecki, Zastosowanie wstępnego sprzężenia w stalowych belkach skrzynkowych mostów suwnicowych. Konstrukcje metalowe, Biul. Branż. Zjedn. "Mostostal", Nr 3/24, Warszawa 1970.
22. E. Lubieniecki, Projektowanie sprzężonych dźwigarów skrzynkowych ze stopu aluminium. Konstr. Met., Biul. Branż. "Mostostal" Nr 3/28 Warszawa 1971.
23. M. Łubiński i inni, Współczesne konstrukcje stalowe, ITB, Warszawa 1971.
24. Madsen: Raport of Crane Girder Tests., Iron and Steel Engineer Nr 11/1941.
25. Norma PN-65/M-06516, Obliczanie i projektowanie stalowych ustrojów dźwignic, Warszawa 1966.
26. E. Podoba, Analiza wpływu sił statycznych na pracę niektórych zespołów konstrukcji kratowych mostów hutniczych i suwnic lejniczych. Praca dokt., AGH, Kraków 1960.
27. J. M. Romanienko, Nekotorye woprosy stalnych predwaritelno napriazhennykh balok peremennogo sechenija, J. ZWUZ., Nr 3/1962.
28. J.M. Romanienko, Opredalenie progibow stalnych predwaritelno na priazhennykh balok peremennogo sechenija, Stroit. i Arch. Nr 5/1963.
29. Ch.A. Winokurskij, Rasčet prostranstwiennykh kranowych mostow, Ma - šgis, Moskwa 1948.
30. W.Z. Własow, Tonkostiennyje uprugije stierżni, Gosud. Izd. F.M. Li - teratury, Moskwa 1959.



Biblioteka Główna ATR  
w Bydgoszczy

Cx

596

513

1996



BYDGOSZCZ

Cena zł 9,-