

6307

DOŚWIADCZENIA Z DŹWIGARAMI W ZMOCNIONEMI PRZY POMOCY SPAWANIA

Prof. inż. dr. Stefan Bryła, Warszawa i Doc. inż. dr. Alfons Chmielowiec, Lwów

Doświadczenia poniższe miały na celu wykazać, czy i o ile można zwiększyć wytrzymałość na zginanie walcowanych dźwigarów dwuteowych przez dospojenie nakładek górnych i dolnych. Wszystkie belki badane miały zasadniczą wysokość $h_0 = 30$ cm i rozpiętość między podporami $l = 2,00$ m, i były obciążone siłą skupioną w środku rozpiętości. Próby wykonano na maszynie probierczej 200 t firmy A. Amsler w Schaffhausen przy ustawieniu siłomierza 100 t (fig. 1).

aa, dźwigary I NP 30 bez nakładek; typ *a*, z nakładkami 140/8; typ *b*, dźwigary z nakładkami 140/8 jak w typie *a*, oraz dodatkowymi zakładkami krótkimi 150/8 dł. 600 mm, umieszczonymi w środkowej części belki; typ *c*, dźwigary z nakładkami przyspójniami na pasach górnym i dolnym w ten sposób, że w środkowej części belki przyspójniono bezpośrednio do stopek nakładki krótkie (długość 600 mm) o grubościach dwukrotnie większych od grubości nakładek, umieszczonych na pozostałych częściach pasów. Styk nakładek podaje rys. 3. Powyższe typy badane

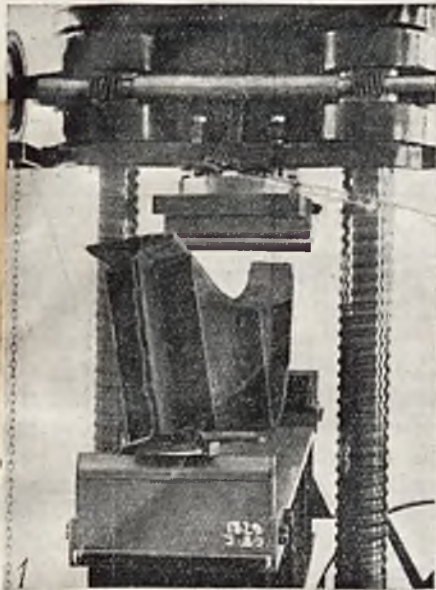
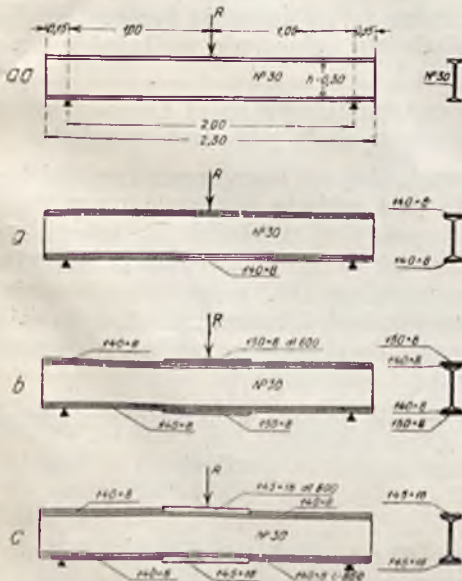
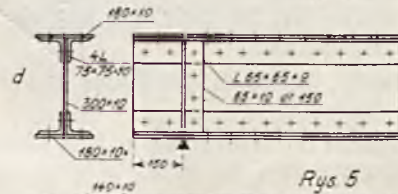
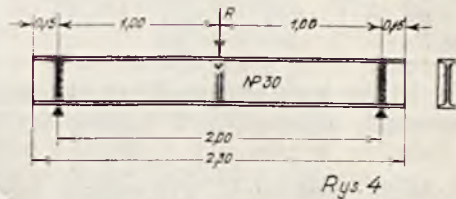
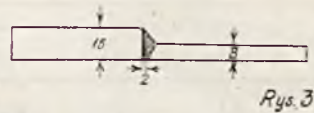


Fig. 1.

Zbadano następujące typy belek (rys. 2) : typ



Rys. 2.



Rys. 3, 4 i 5.

w dwu grupach: 1) belki bez przepon i 2) belki z 3-ma parami przepon (żeberek, rys. 4). W grupie 2) były jeszcze typy *d* i *e* (rys. 5), a mianowicie *d* dźwigary blaszane nitowane z nakładkami przynitowanymi i *e* przyspójniami.

W tabl. 1 w kolumnie 5 zestawiono ciężary *G* poszczególnych belek. Największe obciążenie belki, jakie zmierzono przed ostatecznym przerwaniem doświadczenia nazywać będziemy udźwigiem tej belki. Nie obciążono wprawdzie belek aż do pełnego złamania, niemniej jednak można przyjąć, że udźwig stanowił w każdym wypadku siłę niszczącą. W kolumnie 4 zestawiono średnie udźwigi *R*, t. j. średnie arytmetyczne z udźwigów danej grupy.

Ostatnia kolumna podaje iloraz $R : G$, t. j. udźwig belki, przypadający na jednostkę jej ciężaru.

624.093:621.741

żaru. Będziemy go nazywać udźwigiem właściwym.

Tabl. 1

1	2	3	4	5	6
grupa	typ	ilość prób	R tonn	G kg	R G
I belki bez przepon	aa	1	39,9	124,75	320
	a	3	54,7	165,25	330
	b	1	62,5	176,55	354
	c	1	68,5	176,55	388
II belki z przeponami	aa	3	48,4	133,58	362
	a	9	71,3	174,08	409
	b	2	76,75	185,38	414
	c	1	84,5	185,38	455
	d	2	79	256,6	308
	e	2	74,9	242,2	309

Tabl. 2 podaje przyrost udźwigu średniego belki przy przejściu od jednego typu do innego sil-

Tabl. 2

Przyrost udźwigu	Grupa I		Grupa II	
	tonn	%	tonn	%
$R_a - R_{aa}$	14,8	37,2	22,9	47,4
$R_b - R_a$	7,8	14,25	5,45	7,65
$R_c - R_a$	13,8	25,3	13,2	18,5
$R_c - R_b$	6	9,6	7,75	10,0

niejszego, i to w każdej grupie tak w tonnach jak i w procentach odjemnika. Z tablicy tej wynika, że:

- 1) dodanie nakładek pierwszych do dwuteownika Nr. 30 zwiększa udźwig jego bardzo wydatnie;
- 2) dodanie dalszych nakładek ma już mniejszy wpływ;
- 3) przejście od typu *a* do *c*, jest korzystne i
- 4) przejście od typu *b* do *c*, t. j. zastąpienie w środku belki dwu nakładek po 8 mm przez jedną 16 mm grubą, zwiększa wytrzymałość o ok. 10%, niezależnie od tego, czy są przepony, czy ich nie ma.

Tabl. 3

Przyrost udźwigu właściwego	Grupa I		Grupa II	
	tonn	%	tonn	%
$r_a - R_{aa}$	10	3,12	47	13
$r_b - R_a$	24	7,3	6	1,5
$r_c - R_a$	58	17,5	46	11,2
$r_c - R_b$	34	9,6	41	9,9
$r_b - R_{aa}$	34	10,6	52	14,4
$r_c - R_{aa}$	68	26	93	26

Zupełnie analogiczna do tabl. 2 tabl. 3 podaje przyrosty udźwigu właściwego przy przejściu od typów słabszych do silniejszych. Z tabl. tej wypływają następujące wnioski:

- 1) dodanie nakładki do dwuteownika zwiększa także jego udźwig właściwy, chociaż już nie w tym stopniu, co udźwig bezwzględny;
- 2) dodanie krótkiej nakładki pod siłą skupioną daje pewne korzyści w grupie I (bez

przepon), jest natomiast bezcelowe w belkach z przeponami i

- 3) najskuteczniejszy jest typ *c*, w stosunku do typu *b* daje on bowiem oszczędność ok. 10%, zaś w stosunku do typu *aa* 26% i to bez względu na przepony.

Z obu ostatnich tablic wynika, że dospojenie po jednej nakładce do obu stopek dwuteownika jest zwłaszcza wówczas korzystne, gdy chodzi o wyrażenie zwiększenia udźwigu bez znacznego powiększenia wysokości. Bardzo pouczające jest porównanie blachownic i dwuteowników z uwagi na udźwig właściwy. Oba typy blachownic *d* i *e* są prawie równowarte, t. j. mają prawie identyczny udźwig na jednostkę ciężaru (308 i 309). Dwuteowniki, wszystko jedno jakiego typu lub grupy, mają udźwig właściwy większy. Tabl. 4 podaje o ile udźwig właściwy dwuteownika dowolnego typu i grupy jest większy od blachownicy typu (309) i to nie tylko co do bezwzględnej wartości, ale i w procentach udźwigu typu *e*. Z tablicy tej czytamy, że nawet dwuteowniki bez przepon (gru-

Tabl. 4

Przyrost udźwigu	Grupa I		Grupa II	
	tonn	%	tonn	%
$r_{aa} - r_e$	11	2,8	53	17
$r_a - r_e$	21	5,4	100	32
$r_b - r_e$	45	11,5	105	34
$r_c - r_e$	79	20,2	146	47

pa I) są korzystniejsze od blachownic z przeponami o 2,8 do 20%. Najbardziej jednak miarodajne jest porównanie blachownic z dwuteownikami w obrębie tej samej grupy II, t. j. z przeponami. Dwuteowniki są korzystniejsze od blachownic o 17 do 47%. Korzyść ta wzrośnie jeszcze bardziej, jeżeli uwzględnimy robociznę, która w blachownicy jest większa niż u dwuteowników. W konstrukcjach nitowanych często używa się blachownic zamiast dwuteowników (np. w mostach podłużnic i poprzecznic) gdyż:

- 1) trudne jest połączenie dwuteowników w węzłach np. połączenie podłużnicy z poprzecznica i
- 2) przy danej wysokości dwuteownik ma niekiedy za mały udźwig bezwzględny.

W konstrukcjach spawanych trudności połączeń odpadają, zaś udźwig bezwzględny można zwiększyć przyspojeniem nakładek. Tu więc można i należy stosować raczej dwuteowniki niż blachownice, przez co osiąga się i prostotę wykonania i większą wytrzymałość konstrukcji. Jest to wielka korzyść konstrukcyj spawanych w porównaniu z nitowanymi.

Napężenie ścinające określa się wzorem

$$\tau = \frac{T S}{I \cdot \delta}$$

w którym $T = \frac{P}{2}$ jest siłą poprzeczną, a $\delta =$ grubość ścianki.

Dla I Nr. 30 jest $I = 9785 \text{ cm}^4$; $S = 377,5 \text{ cm}^2$,
 $\delta = 1,08 \text{ cm}$, $R = 39,9 \text{ t}$ (tabl. 1)
 $\tau = \frac{39900 \cdot 377,5}{2 \cdot 9785 \cdot 1,08} = 804 \text{ kg/cm}^2$.

Naprężenie na ścinanie jest daleko mniejsze od granicy sprężystości. W innych belkach zmieni się nieco, ale w każdym razie nie przekroczy granicy sprężystości, więc belkom naszym nie grozi ścinanie.

Miarą wytrzymałości belki, pracującej na czyste zginanie jest moduł przekroju (wskaźnik wytrzymałości)

$$W = \frac{2I}{h} \dots \dots \dots (1)$$

Gdyby zniszczenie belki nastąpiło wskutek złamania i gdyby materiał belki podlegał prawu Hook'a nieograniczenie, to stosunek

$$\sigma = \frac{M}{W} \dots \dots \dots (2)$$

osiągnąłby w chwili złamania belki wartość równą granicy wytrzymałości. Ponieważ stal posiada wyraźną granicę plastyczności σ_{pl} , zatem w granicznym wypadku złamania belki wykres naprężeń w niebezpiecznym przekroju przyjmie postać dwu prostych pionowych, połączonych linią prawie poziomą w osi obojętnej (rys. 6). Z tego powodu przyjmując, że aż do granicy plastyczności materiał odpowiada prawu Hook'a, moment łamiący M w równ. (2), wzgl. udźwieg bezwzględny zwiększa się w dźwigarach dwuteowych o ok. 15%, czyli zamiast wzoru (2) mamy:

$$M = \frac{R l}{4} = 1,15 W \sigma_{pl}$$

Dla $l = 200 \text{ cm}$ mamy stąd

$$\sigma = \frac{50 \text{ cm}}{1,15 W} R \dots \dots \dots (3)$$

Tabl. 5 podaje naprężenia σ w kg/mm^2 , obliczone wg. powyższego wzoru dla naszych belek. Gdyby belki te zostały zniszczone przez czyste złamanie wartości tabl. 5 byłyby wszystkie te same, nie licząc błędów materiału, i równe granicy pla-

Tabl. 5

Typ	Grupa I	Grupa II
aa	26,4 kg/mm^2	32,0 kg/mm^2
a	24,8	32,4
b	21	25,8
c	23	28,4
d	—	27,6
e	—	28,2

styczności stali. Wartości tablicy są jednak różne, a to w grupie I znacznie mniejsze niż w II; różnica między największą i najmniejszą wartością $32,4 - 21 = 11,4$, wynosi więc przeszło 33% wartości większej, zaś przeszło 50% mniejszej. Stąd wynika, że wszystkie belki bez przepon i niektóre przynajmniej belki z przeponami zostały zniszczone nie wskutek złamania tylko wskutek zwichrzenia i miażdżenia.

Problem zwichrzenia rozpatrywano już w literaturze naukowej. Timoszenko swoją metodą znalazł rozwiązanie tego problemu, ale tylko w tym

przypadku, w którym ścianka belki przytrzymana jest na końcach pionowo. Taki wypadek zachodzi praktycznie, gdy belki równoległe są między sobą stężone na podporach. W naszych doświadczeniach tego ograniczenia nie było, więc zwichrzenie było ułatwione i trudno je ująć w cyfry (fig. 7). Nato-

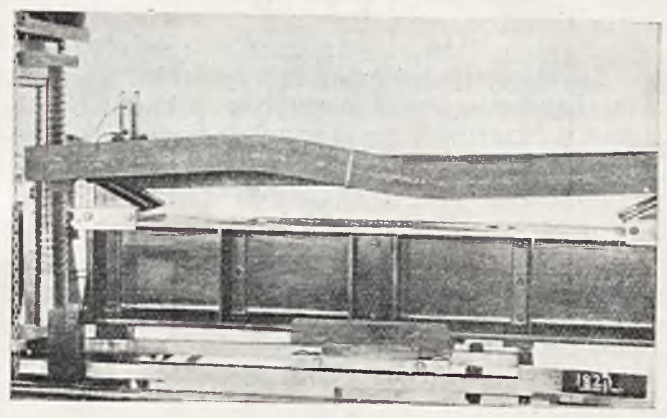


Fig. 7.

miast dzięki pracy prof. Hubera¹⁾ możemy śledzić zjawisko miażdżenia (zgniotu) w zależności od obciążenia. Dla wytłumaczenia zgniotu stopkę obciążoną ciężarem skupionym uważa prof. Huber za belkę na sprężystym podłożu. Tem podłożem jest ścianka dwuteownika, której górna krawędź doznaje pionowego zbliżenia y do dolnej krawędzi spowodu naprężeń normalnych w przekroju poziomym ścianki, t. zw. naprężeń poprzecznych. To zbliżenie wzajemne obu stopek wskutek odkształcenia wysokości ścianki h , mierzonej pomiędzy stopkami, będzie uważane za ugięcie stopki jako belki na sprężystym podłożu. Gdyby naprężenie poprzeczne malało linijowo, od swej największej wartości σ przy górnej stopce, do zera przy dolnej stopce, byłoby względne odkształcenie ścianki $\frac{J}{h} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\sigma}{E}$. Ponieważ jednak przy dolnym brzegu ścianki naprężenie poprzeczne jest większe od zera, więc powyższą wartość należy pomnożyć przez $K > 1$. Nacisk stopki na jednostkę długości ścianki wynosi $p = K \cdot y$. Znamię podłoża określi się równaniem

$$K = \frac{p}{y} = \frac{2}{K} \cdot \frac{E\sigma}{h_1} \dots \dots \dots (a)$$

Oznaczmy przez I_s moment bezwładności przekroju stopki względem jej poziomej osi ciężkości i nazwijmy

$$\alpha^4 = \frac{K}{4EI_s} \dots \dots \dots (b)$$

to równanie linii ugięcia stopki brzmi:

$$y = f e^{-\alpha x} \cos \alpha x + \sin \alpha x \dots (4)$$

przyczem x jest odległością badanego przekroju od punktu działania siły skupionej P , zaś

$$f = \frac{P}{8EI_s \alpha^3} \dots \dots \dots (c)$$

jest strzałką ugięcia, czyli ugięciem w punkcie

¹⁾ Prof. M. T. Huber: „Studja nad belkami o przekroju I (dwuteowemi)”. Sprawozdania i prace Warszawskiego Tow. Politechnicznego.

$x = 0$, t. j. w punkcie obciążenia. Z równania b i c wynika

$$f = \frac{P}{2} \cdot \frac{x}{K}$$

Największy nacisk jednostkowy $P_{max} = K f$, zaś największe naprężenie poprzeczne

$$\sigma_s = \frac{K f}{\delta} = \frac{P}{2 \delta} \alpha$$

Ale stopka połączona jest ze ścianką sztywnie. Dla obciążenia równomiernego, zupełnego o natężeniu q , otrzymuje się z uwzględnieniem sztywności połączenia dla dwuteowników Nr. 17 do 55

$$\sigma_s = 0,92 \cdot \frac{q}{\delta}$$

a więc o 8% mniej niż, gdyby stopka była belką opartą sprężystie na ściance. W braku bliższych danych przyjmujemy i w naszym przypadku obciążenia skupionego redukcję 8% więc

$$\sigma_s = \frac{0,92}{2} \cdot \frac{P\alpha}{\delta}$$

Dla I Nr. 30 jest $\delta = 1,08$ cm, $\frac{2}{0,92} = 2,36$ cm, czyli

$$\sigma_s = \frac{P\alpha}{2,36 \text{ cm}} \quad (d)$$

Podstawmy (a) w (b) to

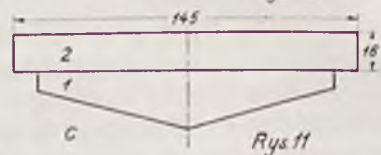
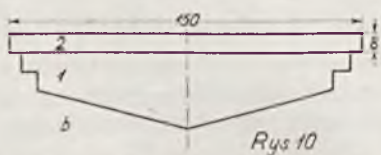
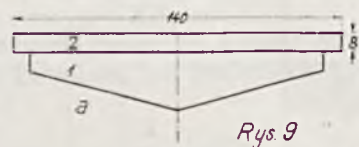
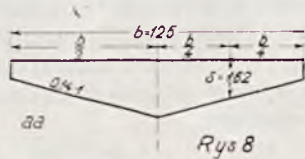
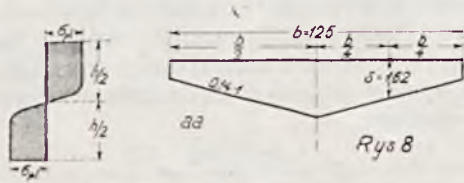
$$x^4 = \frac{\delta}{2 K I_s h_1} = \frac{0,4 \delta}{I_s h_1}$$

przyjmując w przybliżeniu $K = \frac{5}{4}$. Dla dwuteownika Nr. 30 $h_1 = 26$ cm, więc

$$\frac{1}{x^4} = \frac{26 I_s}{0,4 \cdot 1,08} = 59,6 I_s \quad (e)$$

Podstawiając (a) w (e) i nazywając

$$6,55 \text{ cm} \sqrt{I_s} = A \quad (f)$$



Rys. 6 (na lewo u góry), rys. 8, 9, 10 i 11

otrzymany

$$\sigma_s = \frac{P}{A} \quad (g)$$

Stopkę dwuteownika możemy uważać w przybliżeniu za pięciobok (rys. 8) o podstawie $b = 12,5$ cm, średniej wysokości $s = 1,62$ cm i nachyleniu stopki 0,14. Dla typów a , b i c otrzymujemy odpowiednie rys. 9, 10 i 11. Momenty bezwładności I_s tych figur obliczyliśmy i zestawili w tabl. 6 zarówno jak i wartości A z równania f .

Tabl. 6

T y p	I_s cm ⁴	A cm ²
aa	5,05	9,85
a	16,57	13,26
b	39,24	16,40
c	38,75	16,40

Tabl. 7

T y p	R tonn	A cm ²	σ_s kg/mm ²	σ kg/mm ²
aa	39,9	9,85	40,50	26,4
a	54,7	13,26	41,29	24,8
b	62,5	16,40	38,10	21,0
c	68 5	16,40	41,80	23,0
			śr. 40,42	23,8

W tabl. 7 zestawiono naprężenia poprzeczne σ_s wg. równ. (g), jak również naprężenia normalne σ wg. równ. (3) z tabl. 5 dla grupy I bez przepon. Wartość σ_s waha się w niewielkich granicach; różnica między najw. i najmn. wart. wynosi zaledwie 9,15% wartości średniej. Natomiast σ waha się w granicach obszerniejszych bo 22,7%. Naprężenia poprzeczne są znacznie większe od naprężeń podłużnych, nie więc dziwnego, że one właśnie spowodowały zniszczenie widoczne zresztą wyraźnie na fotografiach. Uderza tu zbyt wielka wartość σ_s , przekraczająca mocno granicę plastyczności. Tu-maczy się to tem, że doświadczenia nie przerywano w chwili osiągnięcia plastyczności w matematycznym punkcie obciążenia, lecz obciążano dalej, wskutek czego bardzo prędko obciążenie skupione zamieniało się na obciążenie rozłożone na dość szerokim pasku, co wpływa łagodząco na wielkość naprężeń. Przyjmując, że przepony rozdzielają nacisk R po połowie na oba pasy, prof. Bryła²⁾ znalazł, że zmniejszają one naprężenie poprzeczne 1,59 razy w stosunku do belek bez przepon. Zatem dla grupy II równanie (g) przyjmie postać

$$\sigma_s = \frac{R}{1,59 A}$$

W tabl. 8 zestawiono wartości σ_s według tego równania. Obok dla porównania mamy wartość σ

²⁾ Bryła: „Wpływ dospojonych przepon na wytrzymałość dwuteowników walcowanych”. Akademia N. T. 1935 tom I. str. 152 oraz Przegląd Techniczny 1935.

Tabl. 8

T y p	R tonn	1,59 A cm ²	σ_x kg/mm ²	σ kg/mm ²
aa	43,4	15,70	32,5	32
a	71,3	21,14	33,8	32,4
b	76,75	26,0	29,55	25,8
c	84,50	26,0	32,75	28,4

I tu wahania σ_x są znacznie mniejsze niż wahania wartości σ , a wartości σ_x są większe od σ . Jednak różnice nie są tak wielkie, aby wykluczały możliwość złamania. O ile zatem w grupie I widzimy na fotografiach zdecydowanie fakt zmiażdżenia (fig. 12) i odkształcenia tylko pasa górnego w miejscu obciążenia, o tyle w grupie II obserwujemy już początek złamania, t. j. ugięcie całej belki z wyraźnym załomem w środku, widocznym także w pasie dolnym (fig. 13 i 14), co się tłumaczy tem, że tu

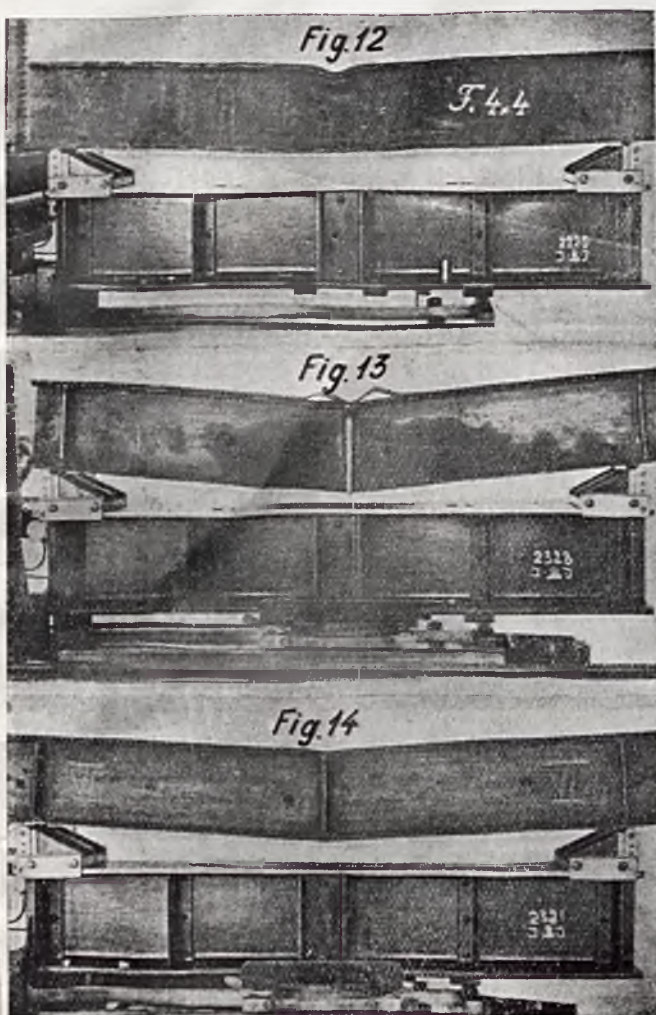
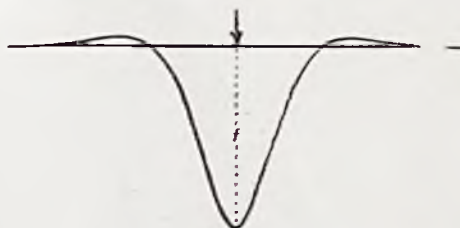


Fig. 12, 13 i 14.

i naprężenia σ decydowały o zniszczeniu belki. Stwierdzono we wszystkich typach i grupach zmiażdżenie górnego pasa tuż pod siłą skupioną w środku belki. W typach a, b i c grupy II, z wyjątkiem belki ze szwami ciągłymi, obserwowano sfałdowanie nakładki przy górnym pasie po obu stronach wałka (fig. 13) i stopniowe odrywanie szwów od środka belki w kierunku podpór. Thuma-

czy się to wybočeniem nakładki jako elementu ściśkanego o małej sztywności $E I$. W belce o szwach ciągłych tego faldowania oczywiście nie było (fig. 14). Nakładki grubsze (typ c) są odpowiedniejsze przeciw wyboczeniu, więc mniejsze sfałdowanie. Tem się tłumaczy większa wytrzymałość i większy udźwig właściwy typu c od typu b. Zatem w pasie ściśkanym blachownicy spawanej należy grubość nakładek zmieniać według fig. 3. W grupie I siły były mniejsze, więc do faldowania nie doszło.

Odrywanie się nakładki i sfałdowanie jej po obu stronach wałka ciśnącego tłumaczy się też kształtem linii ugięcia pasa (rys. 15) równ. (4),

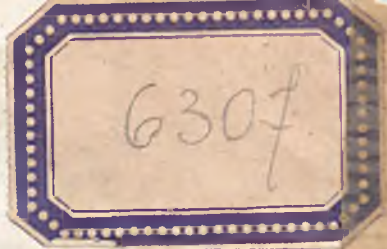


Rys. 15.

które ma rzędne ujemne, a więc σ_x ujemne. Ciągnięcia σ_x chcą oderwać i stopkę, ale ta jest monolitem ze ścianką. Nakładka jest tu sama dla siebie belką na sprężystym podłożu. Jest to jakby dowodem słuszności przyjęcia, że stopka pod naciskiem skupionym zachowuje się jak belka na sprężystym podłożu.

Wybrzuszenie (zmarszczenie) ścianki pod siłą skupioną (fig. 12) spowodu naprężeń σ_x dowodzi, że ścianka jest za cienka i stateczność równowagi postaci płaskiej jest zachwiana. Stateczna jest tu postać niepłaska, ścianka zmarszczona. Nie jest to żaden z przypadków omawianych i zbadanych przez Timoszenkę. Fala tuż przy pasie górnym dowodzi, że naprężenia poprzeczne maleją prędko od pasa górnego ku dolnemu i że przy pasie dolnym prawdopodobnie $\sigma_x = 0$. Prof. Huber przyjmuje $\sigma_x > 0$, co jest usprawiedliwione dla obciążenia zupełnego jednostajnego. Żebra przeszkadzają sfałdowaniu więc opóźniają zniszczenie.

W n i o s k i. Dwuteowniki bez przepon nie zostały złamane tylko zmiażdżone. Przepony zmniejszają naprężenia miażdżące, uniemożliwiają pomarszczenie środknika, a tem samem opóźniają zniszczenie, pozwalając prawie na wyzyskanie sztywności przeciw złamaniu. Nakładki zwiększają znacznie udźwig bezwzględny. Mniej wydatnie różnie z dodaniem nakładek udźwig właściwy, t. j. udźwig przypadający na 1 kg belki. Udźwig właściwy zwiększa się przez dodanie, a jeszcze więcej przez pogrubienie nakładki w miejscu zaczepienia siły. Belki blaszane mają dużo mniejszy udźwig właściwy niż dwuteowniki. Jeżeli się uwzględni koszty robocizny, które są większe w blachownicach, to korzyść konstrukcyj spawanych względem nitowanych, gdzie dwuteowników trudno używać, jest widoczna. Przez ciągłość szwów uniemożliwia się oderwanie i falowanie nakładek. Falowanie nakładek wg. linii ugięcia belki na sprężystym podłożu dowodzi słuszności założeń teoretycznych co do naprężeń poprzecznych.



6307

