

C  
4098  
Nr.....

Politechnika Warszawska

STEFAN BRYŁA

**KU RACJONALNEMU  
OBLICZANIU KONSTRUKCYJ  
ŻELBETOWYCH**

**ODBITKA Z „CEMENTU” NR. NR. 6 I 7 z 1937 R.**

---

**W A R S Z A W A - 1 9 3 7**

STEFAN BRYŁA

KU RACJONALNEMU  
OBLICZANIU KONSTRUKCYJ  
ŻELBETOWYCH

ODBITKA Z „CEMENTU” NR. NR. 6 i 7 z 1937R.

---

W A R S Z A W A - 1 9 3 7

BIBLIOTEKA  
POLITECHNIKI WARSZAWSKIEJ  
Warszawa, Pl. Jedności Robotniczej 1

~~C. 4098.~~

~~27922~~



nr. 228

BG03P/070-45



Ostatnie lata przyniosły szereg nowych teorii żelazobetonu, które usiłują usunąć niedostatki obecnie używanego sposobu obliczania.

Niezgodność dotychczasowej teorii żelbetu z rzeczywistością zaprzętała już od dość dawna umysły badaczy. Przeprowadzono całe serie doświadczeń i na ich podstawie usiłowano bądź to ułożyć nowy sposób obliczania, bądź to wprowadzić niezbędne korektury do starej teorii. Zwłaszcza zastosowanie stali wysokowartościowych i stali o podwyższonej granicy plastyczności dało impuls do gruntownych badań i rozważań. Zwrócono uwagę na nierealność liczby  $n$ , która nie odpowiada rzeczywistemu stosunkowi spotykanych sprężystości. Zresztą stosunek ten nie jest wartością stałą, lecz zmienia się bardzo znacznie, zarówno w trakcie powiększania obciążenia, jak i w zależności od rodzaju betonu i stali.

Epośród nowych teorii, najbardziej wykończona jest teoria prof. Saligera, opublikowana w „*Beton und Eisen*” w jesieni 1936 r., która również była przedmiotem obrad Berlińskiego Kongresu Mostów i Konstrukcyj Inżynierskich w r. 1936. Jest ona do tego stopnia skonkretyzowana, tak zbliżona do rzeczywistości i stanowi w zakresie belek zginanych tak logiczną całość, że nadszedł czas, aby się zastanowić, czy nie należałoby porzucić dawną teorię, która była oparta na naukowo nie dość pewnych podstawach i przejść na nowy sposób liczenia.

Zaletą jej jest większe zbliżenie do rzeczywistej pracy belki, następnie jej powszechność, to jest możność stosowania do wszelkich rodzajów stali

i betonu, a wreszcie, co najważniejsze, uniezależnienie od niepewnej i zmieniającej się wartości liczby  $n$ . Ponadto nowa metoda prowadzi do racjonalniejszego rozmieszczenia uzbrojenia w przekroju i dzięki temu pozwala na zaoszczędzenie stali bez zmniejszenia stopnia bezpieczeństwa zespołu w pewnych wypadkach, w których na podstawie obecnej teorii trzeba było stosować zbyt wysoki procent uzbrojenia.

Punktem wyjścia dla Saligera jest moment zniszczenia (załamania) belki, a nie stadium I ani II, podobnie jak w materiałach jednorodnych, dla których naprężenie dopuszczalne określa się na podstawie wytrzymałości materiału, przyjmując pewien większy lub mniejszy współczynnik pewności.

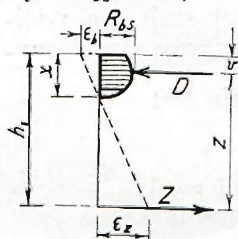
Obecna teoria nie stawia tej sprawy jasno. Mamy pewne naprężenia dopuszczalne dla betonu i pewne dla stali. Naprężenia te stoją w pewnym stosunku do wytrzymałości odnośnych materiałów, ale ich stosunek do wytrzymałości zespołu nie jest wiadomy i jak stwierdzają doświadczenia, zmienia się w szerokich granicach zależnie od procentu uzbrojenia. Mamy zatem jakby dwa współczynniki pewności, których nierealność wynika choćby z tego, że przecież fakt zniszczenia belki jest tylko jeden. Szczególnie jaskrawo uwidoczniła się nierealność tego sposobu liczenia przy zastosowaniu zbrojenia ze stali specjalnych, gdzie trzeba było dopiero, bez teoretycznego uzasadnienia, zmieniać naprężenie dopuszczalne w betonie, aby się przystosować do wyników doświadczeń.

Saliger zauważa słusznie, że momentowi katastrofy towarzyszy stale zmiażdżenie betonu, (zerwanie uzbrojenia ma miejsce tylko w wyjątkowych wypadkach, przy bardzo małych procentach uzbrojenia) niezależnie zresztą od tego, czy pierwszą przyczyną załamania jest przekroczenie wytrzymałości warstwy ściskanej, czy rozciąganej.

Miarą wytrzymałości zespołu żelbetowego powinna być tylko wytrzymałość betonu, a nie stali, gdyż w chwili zniszczenia belki w betonie występują naprężenia z reguły równe granicy wytrzy-

małości, a w uzbrojeniu naprężenia mają wówczas wartość rozmaitą w bardzo szerokich granicach. Przy silnym uzbrojeniu mogą leżeć nawet poniżej granicy sprężystości, przy średnim — w obrębie obszaru plastyczności, przy słabym zaś powyżej granicy plastyczności, a w pewnych wypadkach wartość rachunkowa naprężenia w przekroju rysy może nawet przekraczać granicę wytrzymałości. Ten ostatni wypadek pozostaje w związku ze współdziałaniem betonu w warstwie rozciąganej, które ma miejsce nawet po utworzeniu się rys, do samego momentu katastrofy łącznie.

Jako miarę „mocy” uzbrojenia przyjmuje Saliger iloczyn  $\beta_p \cdot \mu$ , przy czym  $\beta_p = \frac{\sigma_{zp}}{R_{bs}}$  jest stosunkiem granicy plastyczności stali (dla stali bez wyraźnej granicy plastyczności bierze się  $\sigma_{zp}$  odpowiadające odkształceniu  $E_s = 4\text{‰}$ ) do minimalnej wytrzymałości „słupowej” betonu, zaś  $\mu = \frac{F_s}{bh_1}$  oznacza względną ilość uzbrojenia w przekroju. Wytrzymałością słupową nazywają Niemcy wytrzymałość ciał próbnych o wysokości co najmniej 2 razy większej od wymiarów przekroju poziomego. Wytrzymałość ta jest średnio o 20% mniejsza od wytrzymałości kostkowej, względnie walcowej. Z uwagi jednak na odchylenia wyników prób Saliger bierze do rachunku nie średnią wartość wytrzymałości, lecz minimalną, którą ocenia na 50 do 60% średniej wytrzymałości kostkowej czyli  $R_{bs} = 0,5 - 0,6 R_b$ .



Rys. 1. Rozkład naprężeń w chwili złamania belki.

W przekroju przechodzącym przez rysę rozkład naprężeń w chwili złamania przedstawia według Saligera rys. 1. Jak widać, wykres ciśnień w betonie nie jest trójkątem pomimo przyjęcia płaskiego odkształcenia przekrojów, lecz figurą zbliżoną raczej do prostokąta. Wynika to z faktu, że współczynnik spręży-

stości betonu  $E_b = \frac{\sigma_b}{\varepsilon_b}$  nie jest liczbą stałą, lecz

zmniejsza się przy wzroście odkształceń. Pole figury naprężeń wynosi  $k x R_{bs}$ , przy czym  $k$  wypada średnio około 8,85, o środek ciśnienia znajduje się w odległości  $\frac{kx}{2}$  od krawędzi ściskanej. Natomiast

odległość obojętnej z uwagi na płaskie odkształcenie wylicza się z trójkąta.

Wynosi ona  $x = \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \varepsilon_z} \cdot h_1$ .

stąd  $\xi = \frac{x}{h_1} = \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \varepsilon_z} \dots \dots \dots (1)$

Z równania sił wewnętrznych  $D = Z$  podstawiając  $D = k b x R_{ls}$ ,  $Z = F_z \cdot \sigma_z$  i  $\beta = \frac{\sigma_z}{R_{bs}}$

otrzymujemy  $k \xi = \beta \mu \dots \dots \dots (2)$

Pomiędzy naprężeniem  $\sigma_z$  w chwili złamania a granicą plastyczności  $\sigma_{zp}$ , oraz pomiędzy współczynnikiem  $\beta$  a współczynnikiem  $\beta_p = \frac{\sigma_{zp}}{R_{bs}}$  za-

chodzi następujący związek

$$\sigma_z = \alpha \sigma_{zp}; \beta = \alpha \beta_p$$

w konsekwencji także  $\beta \mu = \alpha \beta_p \cdot \mu \dots \dots (3)$

$\beta_p \mu$  jest, jak wyżej powiedziano, miarą mocy uzbrojenia, charakteryzuje bowiem wpływ uzbrojenia na wytrzymałość przekroju w sposób ścisły, a zarazem jak najbardziej powszechny: w iloczynie tym  $\beta_p$  charakteryzuje gatunek stali, a  $\mu$  wielkość przekroju uzbrojenia. Co się tyczy współczyn-

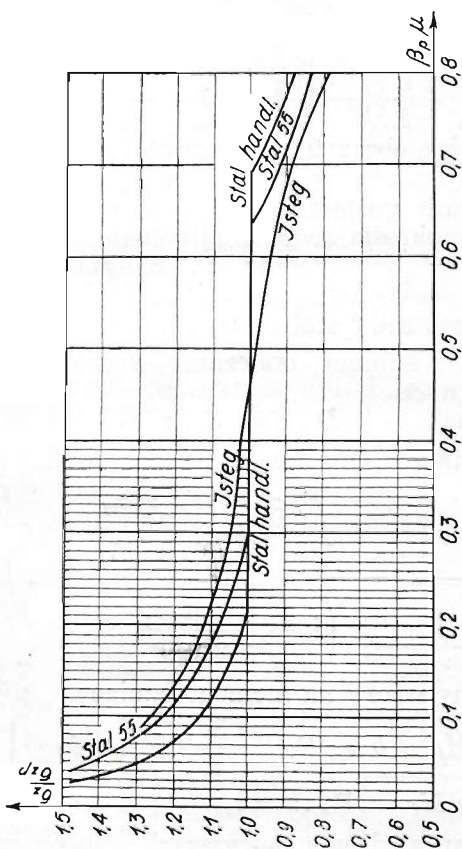
nika  $\alpha = \frac{\sigma_z}{\sigma_{zp}}$ , to jak widać będzie on:

- poniżej granicy sprężystości  $< 1$ ,
- w obrębie obszaru plastyczności  $= 1$ ,
- powyżej granicy plastyczności  $> 1$ .

Współczynnik  $\alpha$  można posługując się wykresem wydłużenia stali wyrazić jako funkcję iloczynu  $\beta_p \mu$ , z równań bowiem 1, 2 i 3 wynika  $\alpha =$

$$= \frac{k}{\beta_p \mu} \cdot \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \varepsilon_s} \dots \dots \dots (4)$$

W równaniu tym  $k$  jest wielkością stałą,  $\varepsilon_b$  odkształcenie betonu przy zmiążdżeniu jest również wielkością prawie stałą (Saliger przyjmuje ją równą 50/1000),  $\varepsilon_s$  jest funkcją naprężenia  $\sigma$ , a



Rys. 2. Wykresy  $\alpha$  dla różnych rodzajów stali.

więc funkcją współczynnika  $\alpha = \frac{\sigma_s}{\sigma_{sp}}$ , pozostaje

zatem jako jedyna zmienna niezależna iloczyn  $\beta_p \mu$ . Poniżej granicy sprężystości zależność



$\varepsilon_x$  od  $\alpha$  jest liniowa i wyraża się wzorem  $\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_x} = \frac{\sigma_{zp}}{E_x} \cdot \alpha$

W tym obrębie przeto równanie 4, da się wyrazić analitycznie w następującej postaci:

$$\alpha = \frac{k}{\beta_p \mu} \cdot \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \alpha \frac{\sigma_{zp}}{E_x}}$$

stąd

$$\alpha = \frac{E_x}{\sigma_{zp}} \cdot \frac{\varepsilon_b}{2} \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{4k}{\beta_p \mu \varepsilon_b} \cdot \frac{\sigma_{zp}}{E_x}} \right) \quad (4 a)$$

W obrębie obszaru plastyczności  $\alpha = 1$ . Powyżej granicy plastyczności można  $\alpha$  przedstawić tylko w formie geometrycznej, ponieważ nie znamy równania, określającego analitycznie związek między  $\varepsilon_x$  a  $\sigma_x$ , względnie  $\alpha$ . Saliger wyznaczył wykresy przedstawiające  $\alpha$  jako funkcję  $\beta_p \mu$  dla różnych rodzajów stali (rys. 2).

Moment łamiący obliczamy z momentów sił wewnętrznych

$$D \cdot z = Z \cdot z$$

$$\text{Wstawiając: } D = kb \alpha R_{bs} = kb \xi h_1 R_{bs}$$

$$Z = F_x \sigma_x = F_x \alpha \sigma_{zp}$$

$$z = h_1 - \frac{kx}{2} = \left(1 - \frac{k\xi}{2}\right) h_1 = \left(1 - \frac{\beta \mu}{2}\right) h_1 = \left(1 - \frac{\alpha \beta_p \mu}{2}\right) h_1$$

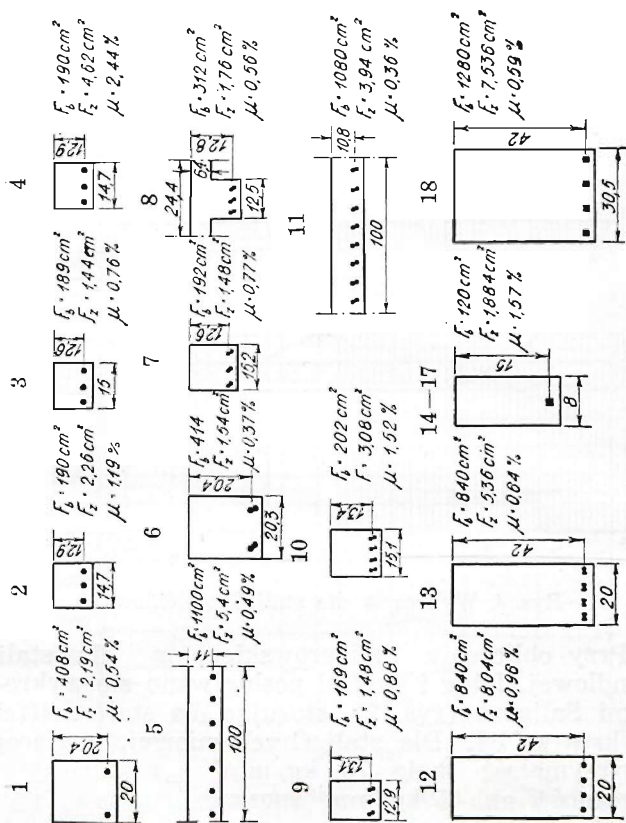
otrzymamy wzory na moment łamiący

$$M_t = b h_1^2 R_{bs} \cdot \frac{\alpha \beta_p \mu}{2} (2 - \alpha \beta_p \mu) \quad \left. \vphantom{M_t} \right\} \quad (5)$$

względnie  $M_t = F_x \cdot z \cdot \alpha \sigma_{zp}$

Celem sprawdzenia powyższych wzorów zastosowałem je do szeregu belek próbnych, które były łamane w Lab. Wytrzym. Polit. Warszawskiej (rys. 3). Belki były sporządzone z betonów o różnej wytrzymałości i miały rozmaite gatunki uzbrojenia, a mianowicie: zwykłe żelazo okrągłe, stal Isteg, stal Griffel i stal grzebieniową. W tabeli

Nr. III zestawilem wyniki obliczeń przeprowadzonych równolegle metodą Saligera i dotychczasową metodą z liczbą  $n = 15$ . W tabeli tej  $M_r$  oznacza moment, przy którym rzeczywiście nastąpiło załamanie belki próbnej,  $M_r$  moment łamiący obliczony metodą Saligera, zaś  $M_{dob}$  moment dopuszczalny obliczony starą metodą.



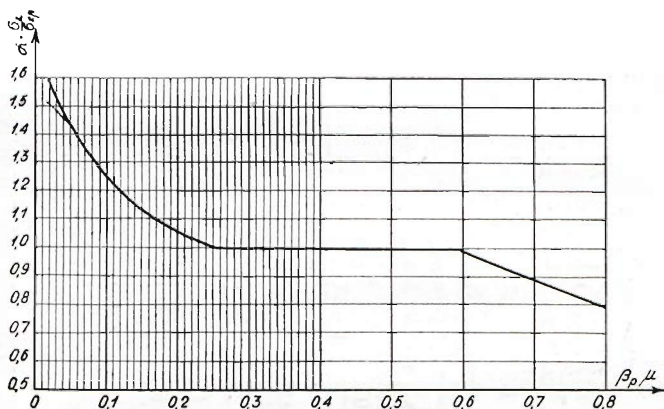
Rys. 3. Przekroje belek próbnych.

Przy obliczaniu  $M_r$  przyjmowano  $R_{bs} = 0,6 R_{bk \text{ sr.}}$ , a więc przy górnej granicy zalecanych przez Saligera wartości z uwagi na to, że chodzi tu o belki wykonane laboratoryjne, a zatem z większą starannością niż na budowie.

Wyniki prób kostkowych potwierdzają zresztą słuszność tego przyjęcia. Było bowiem  $R_{bk}$  śr. = 196 kg/cm<sup>2</sup>,  $R_{bk}$  min = 168 kg/cm<sup>2</sup>

$$\text{stad } \frac{R_{bk \text{ min.}}}{R_{bk \text{ śr.}}} = 0,85 \text{ i } R_{bs \text{ min.}} = 0,8 \times 0,85 R_{bk \text{ śr.}} =$$

= 0,68  $R_{bk \text{ śr.}}$ , więc wartość bardzo zbliżona do Saligerowskiego  $0,6 R_{bk \text{ śr.}}$ . W rezultacie przyjęto w tabeli  $R_{bs} = 0,6 \times R_{bk}$ . Naprężenie w stali przy granicy plastyczności  $\sigma_{sp}$  przyjmowano na podstawie prób, które były przeprowadzone na odcinkach uzbrojenia każdej belki osobno.



Rys. 4. Wykres  $\alpha$  dla stali Grzebieniowej.

Przy obliczeniu Saligerowskiego  $\alpha$  dla stali handlowej, Isteg i Griffel posługiwano się wykresami Saligera (rys. 2), stosując dla stali Griffel wykres st. 55. Dla stali Grzebieniowej, mającej wytrzymałość około 70 kg/mm<sup>2</sup> i granicę plastyczności ok. 45 kg/mm<sup>2</sup> sporządziłem nowy wykres  $\alpha$  (rys. 4) na podstawie znanego z odnośnych doświadczeń przeciętnego wykresu wydłużenia stali Grzebieniowej (rys. 5). Właściwie stal Griffel wyrabiana jest z materiału bardzo zbliżonego do tej stali ostatniej, jednakowoż ostateczne wnioski pozostają i tak bez zmiany, co zresztą wynika z porównania rys. 3 i 4.

Poniżej podaję przebieg obliczenia linii  $\alpha$  dla stali grzebieniowej.

Z doświadczeń otrzymano

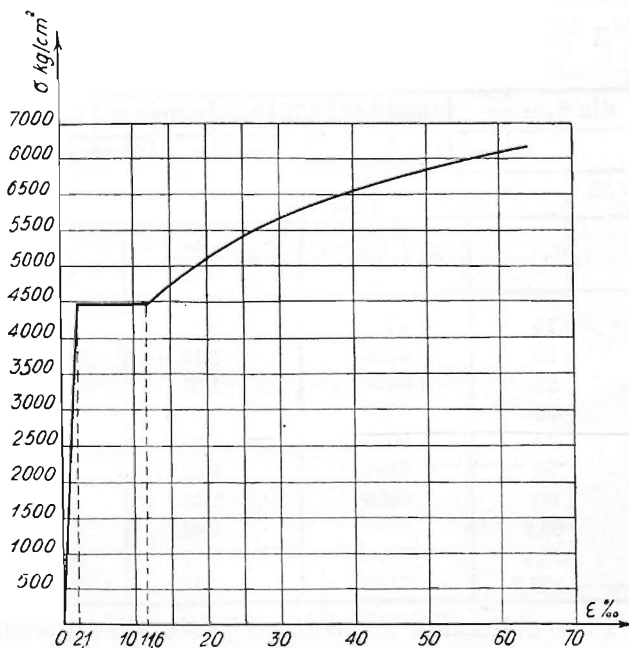
$$E_s = 2108000 \text{ kg/cm}^2$$

$$\sigma_{zp} = 4481 \text{ kg/cm}^2$$

stąd wydłużenie na początku obszaru plastyczności.

$$\varepsilon_{zp} = \frac{4481}{2108000} = 0,002125 = 2,125\text{‰}$$

wydłużenie stali na końcu obszaru plastyczności było  $\varepsilon_{zp} = 11,6\text{‰}$  (z wykresu na rys. 5)



Rys. 5. Wykres wydłużenia stali Grzebieniowej.

ponieważ zaś  $\beta_p \mu = k \cdot \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \varepsilon_{zp}}$ , zaś  $k = 0,85$ ,  
 $\varepsilon_b = 5\text{‰}$  przeto jest  $\alpha = 1$  w granicach

$$\text{od } \beta_p \mu = \frac{0,85 \times 5}{5 + 2,125} = 0,597$$



$$\text{do } \beta_p \mu = \frac{0,85 \times 5}{5 + 11,6} = 0,256$$

poniżej granicy sprężystości obliczyłem  $\alpha$  wg wzoru 4a)

$$\alpha = \frac{2108000}{4481} \times \frac{0,005}{2} \times \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{4 \times 0,85 \cdot 4481}{\beta_p \mu \times 0,005 \cdot 2108000}} \right)$$

powyżej zaś obszaru plastyczności z wykresu na rys. 5 wg wzoru 4)

$$\beta_p \mu = \frac{k \cdot \epsilon_b}{\alpha (\epsilon_b + \epsilon_z)} = \frac{0,85 \times 5}{\alpha (5 + \epsilon_z)} = \frac{4,25 \times 4481}{\sigma_z (5 + \epsilon_z)}$$

Z powyższych wzorów otrzymałem:

**Tablica I**

dla $\beta_p \mu =$	0,625	0,65	0,70	0,75	0,80	0,90	1,00	1,10
$\alpha =$	0,960	0,934	0,885	0,838	0,791	0,729	0,659	0,611

oraz

**Tablica II**

$\epsilon_z$ ‰	$\sigma_z$ kg/cm <sup>2</sup>	$\alpha = \frac{\sigma_z}{4481}$	$\beta_p \mu$
15	4750	1,06	0,200
20	5120	1,14	0,149
25	5420	1,21	0,117
30	5680	1,27	0,096
40	6060	1,35	0,070
50	6350	1,42	0,055
60	6550	1,46	0,045
63,6	6640	1,48	0,042
95,4	7060	1,57	0,026
127,2	7102	1,58	0,020

Przy obliczaniu momentu dopuszczalnego według starej metody, przyjęto zgodnie z normami P. K. N.  $n = 15$ , oraz następujące wartości naprężeń dop:

$$k_b \begin{cases} = 0,28 \cdot R_{bk} \text{ dla belek ze stałą handlową} \\ = 1,15 \cdot 0,28 R_{bk} \text{ dla belek ze stałą Isteg} \\ = 1,17 \cdot 0,28 R_{bk} \text{ dla belek ze stałą Grze-} \\ \quad \text{bieniową.} \end{cases}$$

i

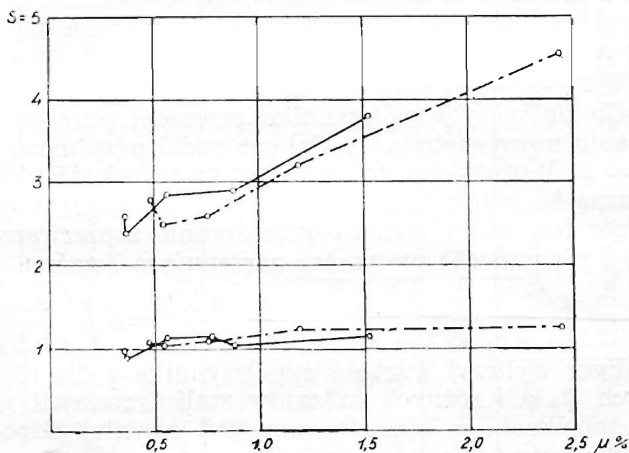
$k_s \begin{cases} = 1200 \text{ kg/cm}^2 \text{ dla stali handlowej} \\ = 1800 \text{ kg/cm}^2 \text{ dla stali Isteg.} \\ = 2000 \text{ kg/cm}^2 \text{ dla stali Grzebieniowej.} \end{cases}$

Jako moment dopuszczalny przyjmowano mniejszy z dwóch momentów

$M_b$  obliczonego na podstawie  $k_b$ ,  
 i  $M_s$  " " " "  $k_s$ .

Z tablicy III widać, że  $M_t$  obliczony metodą Saligera jest bardzo zbliżony do rzeczywistego momentu łamiącego i że stosunek  $\frac{M_r}{M_t}$  jest

praktycznie biorąc prawie stały i bliski jedności. Najlepiej ilustruje to rys. 6, na którym dwa dolne wykresy przedstawiają stosunek  $\frac{M_r}{M_t}$  dla be-



Rys. 6. Wykresy górne:  $s = M_1 : M_{dop}$  ( $n = 15$ ). — Wykresy dolne  $M_r : M_t$  (Saliger).

Oznaczenia:

— stal „Isteg“, - - - - - stal handlowa.

lek ze stałą zwykłą i st. Isteg. Jak widać, oba wykresy są liniami zbliżonymi do prostej poziomej. Jest zatem ten stosunek niezależny od procentu uzbrojenia i innych czynników i można powiedzieć, że w przybliżeniu moment łamiący obliczony metodą Saligera jest jednoznaczny z mo-

mentem łamiącym rzeczywistym. W warunkach normalnych na budowie stwierdzenie to może być jeszcze bliższe prawdy, gdyż z powodu niedokładności wykonania, mogą zniknąć nawet te odchylenia na plus, jakie wystąpiły w rozpatrywanych doświadczeniach.

Jest to ogromną zaletą nowej metody, gdyż daje możliwość operowania dowolnie obranym współczynnikiem pewności, który będzie zawsze odpowiadać rzeczywistemu bezpieczeństwu.

Natomiast współczynnik pewności otrzymany w omawianych doświadczeniach przy pomocy starej metody zmienia się w szerokich granicach od 2,4 do 4,5, wykazując przy tym wyraźną zależność od procentu uzbrojenia. Zależność tę przedstawiają dwa górne wykresy na rys. 6. W warunkach budowlanych dolna granica tego współczynnika obniży się prawdopodobnie jeszcze bardziej do 2 względnie najwyżej 2,2.

Co się tyczy współczynnika pewności przy obliczaniu nową metodą, to Saliger radzi przyjmować  $s = 2$ . Wprowadza go do wzoru na wysokość użyteczną  $h_1$ , jako mnożnik przy momencie gnącym  $M$ . Wzór ten, który wynika bezpośrednio z pierwszego z równań (5) ma postać następującą (wzór 6):

$$h_1 = \sqrt{\frac{2}{\alpha \beta_p \mu (2 - \alpha \beta_p \mu)}} \cdot \sqrt{\frac{s M}{b R_{bs}}} = a \sqrt{\frac{s M}{b R_{bs}}}$$

Saliger wyliczył wartość współczynnika  $a$  dla różnych  $\beta_p \mu$  i różnych rodzajów stali i zestawił je w tabelkach, w których zamieścił również odpowiednie wartości  $\xi = \frac{x}{h_1}$ ,  $\varsigma = \frac{z}{h_1}$  i  $\alpha$ . Radzi przy tym przyjmować uzbrojenie w takich granicach, aby było

$$0,06 \leq \beta_p \mu \leq 0,06 (100 - \beta_p)$$

Poniżej przytaczam tabelkę IV dla stali handlowej.

Wzór (6) pozwala na stosowanie dowolnego współczynnika pewności. Wybór odpowiedniego współczynnika jest sprawą dużej doniosłości o ile miałyby być przyjęta nowa metoda. Zbyt mały współczynnik mógłby prowadzić do katastrof, w ra-

Tablica III

Nr belki płónej wg rys. 3	Rodzaj stali	R <sub>bt</sub> kg/cm <sup>2</sup>	M <sub>r</sub> kgm	p. %	Metoda Saligera										Dawna metoda n = 15					
					G <sub>sp</sub> kg/cm <sup>2</sup>	R <sub>bs</sub> kg/cm <sup>2</sup>	G <sub>p</sub> kg/cm <sup>2</sup>	G <sub>p</sub> p.	a	G <sub>s</sub> kg/cm <sup>2</sup>	z cm	M <sub>i</sub> kgm	M <sub>r</sub> M <sub>i</sub>	k <sub>b</sub> kg/cm <sup>2</sup>	k <sub>s</sub> kg/cm <sup>2</sup>	a cm	z cm	M <sub>0</sub> kgm	M <sub>s</sub> kgm	M <sub>r</sub> M <sub>s</sub>
1	Stal handlowa	196	1251	0,54	2641	117	22,6	0,121	1,10	2900	19,1	1210	1,04	55	1200	6,75	18,35	500	2,5	
2		"	849	1,19	2717	"	23,2	0,276	1,—	2717	11,1	685	1,24	"	"	5,83	11,16	265	3,2	
3		"	499	0,76	2629	"	22,5	0,171	1,03	2710	11,5	450	1,10	"	"	4,75	11,02	191	2,6	
4		"	1386	2,44	2549	"	21,8	0,532	1,—	2546	9,5	1120	1,24	"	"	7,07	10,51	305	4,55	
5		"	1773	0,49	2651	"	22,6	0,111	1,12	2970	10,3	1650	1,08	"	"	3,5	9,82	636	2,8	
6	Stal Isteg	196	1259	0,37	3925	117	33,6	0,125	1,21	4750	18,9	1380	0,91	63	1800	4,8	18,80	520	2,4	
7		"	759	0,77	3745	"	32,0	0,246	1,08	4050	10,9	654	1,16	"	"	4,8	11,00	253	3,0	
8		"	1022	0,56	3852	"	33,0	0,185	1,14	4400	11,5	890	1,15	"	"	4,3	11,37	360	2,85	
9		"	699	0,88	3787	"	32,4	0,285	1,06	4000	11,1	656	1,06	"	"	5,2	11,37	242	2,9	
10		"	1337	1,52	3780	"	32,3	0,491	0,98	3700	10,2	1150	1,16	"	"	6,5	11,23	348	3,8	
11		"	1820	0,36	3856	"	33,	0,119	1,23	4740	10,0	1870	0,97	"	"	3,03	9,79	693	2,6	
12	Stal handl.	300	9500	0,96	2669	180	14,8	0,142	1,06	2830	38,9	8850	1,07	84	1200	17,3	36,2	3500	2,7	
13	Stal Griffel	"	10200	0,64	4203	"	23,5	0,150	1,14	4820	38,5	9950	1,03	97	1800	14,8	37,1	3580	2,85	
14	Stal Grzebleniowa	265	1030	1,57	4481	159	28,2	0,443	1,—	4481	11,70	988	1,04	87	2000	7,34	12,56	320	3,22	
15		"	255	945	"	"	153	29,3	0,460	1,—	4481	11,55	975	0,97	84	"	"	309	3,06	
16		"	230	1125	"	"	138	32,5	0,510	1,—	4481	11,18	943	1,19	75	"	"	276	4,08	
17		"	240	1058	"	"	144	31,1	0,489	1,—	4481	11,30	954	1,01	79	"	"	292	3,62	
18		"	191	16500	0,59	"	115	38,9	0,230	1,025	4600	37,1	12900	1,28	63	"	14,3	37,2	5100	3,24



zie niedość starannego wykonania betonu,—za duży spowodowałby podrożenie konstrukcji żelazobetonowych. Proponowany przez Saligera współczynnik 2 wydaje mi się za mały dla naszych dzisiejszych warunków. Dla stali, która jest materiałem jednorodnym, wytwarzanym w warsztacie przy stałej kontroli i posiadającym skutkiem tego istotnie zawsze prawie jednakową wytrzymałość i inne cechy mechaniczne, stosujemy przecież współczynnik pewności 2,5 — 3 w stosunku do wytrzymałości, a 1,5 — 2 w stosunku do granicy plastyczności. Miałoby wystarczyć współczynnik 2

**Tablica IV**

$\beta_p \mu$	$a$	$\xi = \frac{x}{h_1}$	$\zeta = \frac{z}{h_1}$	$\alpha = \frac{\sigma_s}{\sigma_{sp}}$
0,06	3,70	0,09	0,96	1,24
0,08	3,34	0,11	0,95	1,18
0,10	3,06	0,13	0,94	1,13
0,12	2,85	0,15	0,93	1,09
0,14	2,68	0,18	0,92	1,06
0,16	2,56	0,20	0,92	1,04
0,18	2,45	0,22	0,91	1,02
0,20	2,34	0,24	0,90	1,00
0,22	2,26	0,26	0,89	1,00
0,24	2,18	0,28	0,88	1,00
0,26	2,10	0,31	0,87	1,00
0,28	2,04	0,33	0,86	1,00
0,30	1,98	0,35	0,85	1,00
0,35	1,86	0,41	0,83	1,00
0,40	1,77	0,47	0,80	1,00
0,45	1,69	0,53	0,78	1,00
0,50	1,63	0,59	0,75	1,00

przy betonie wytwarzanym w warunkach daleko mniej sprzyjających, którego wytrzymałość jest tak bardzo zależna od wielu czynników?

Sprawę tę mogą oświetlić porównania nowej metody z dotychczasową, które poniżej przeprowadzam:

a) porównanie przy różnych procentach uzbrojenia od 0,1 — 2% momentów dopuszczalnych, obliczonych dawną metodą z momentami łamiącymi i momentami dopuszczalnymi przy  $s = 2$  i 2,5 według Saligera,

b) porównanie kosztu 1 m<sup>2</sup> płyty przy różnych procentach uzbrojenia od 0,1 — 2% przy obu sposobach obliczenia i uwzględnieniu współczynnika  $s = 2$  i 2,5 w metodzie Saligera.

Ad a). Jako przykład obrałem belkę prostokątną, o szerokości  $b = 20$  cm i wysokości  $h = 40$  cm,  $h_1 = 37$  cm z betonu o wytrzymałości walcowej 180 kg/cm<sup>2</sup>, zbrojoną stalą zwykłą o gr. plast.  $\sigma_{sp} = 2610$  kg/cm<sup>2</sup>. Wnioski wypływające z tego przykładu mogą być uogólnione, ponieważ łatwo sprawdzić, że wymiary belek, ani wytrzymałościowe znamiona stali i betonu nie mają zasadniczego wpływu na wzajemny stosunek wyników przy obu sposobach obliczania.

Przy obranych założeniach otrzymałem:  
dla starej teorii

$$k_b = 0,28 \times 180 = 50 \text{ kg/cm}^2$$

$$k_s = 1200 \text{ kg/cm}^2$$

dla metody Saligera

$$\text{min. } R_{bs} = 0,5 \times 180 = 90 \text{ kg/cm}^2$$

$$\beta_p = \frac{2610}{90} = 29$$

$$F = b h_1 = 20 \times 37 = 740 \text{ cm}^2.$$

W następującej tabelce obliczyłem  $M_t$ ,  $\frac{M_t}{2}$ ,  $\frac{M_t}{2,5}$  wg Saligera, oraz  $M_{dop}$ , tj.  $M_b$  względnie  $M_s$  wg starej teorii i odpowiadający mu stosunek  $s = \frac{M_t}{M_{dop}}$ . Uwzględniając wyżej opisane wyniki doświadczeń, w których było  $M_t = \sim M_s$ , stosunek  $s$  można uważać w przybliżeniu za współczynnik pewności.

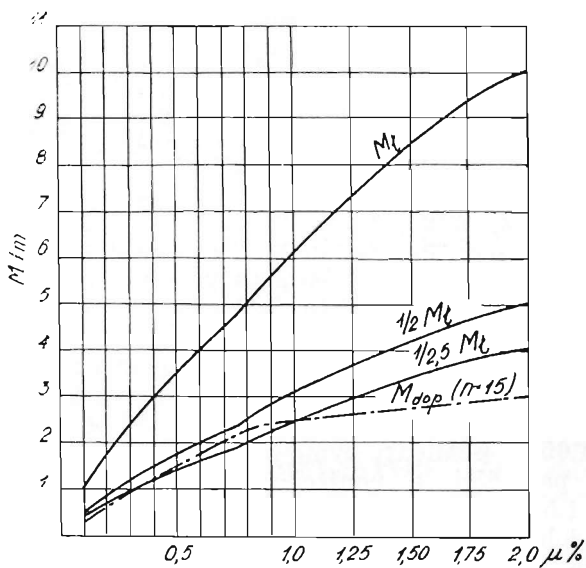
Dla lepszego zobrazowania wyników sporządziłem wykres momentów  $M_t$ ,  $\frac{M_t}{2}$ ,  $\frac{M_t}{2,5}$ , i  $M_{dop}$  (rys. 7),



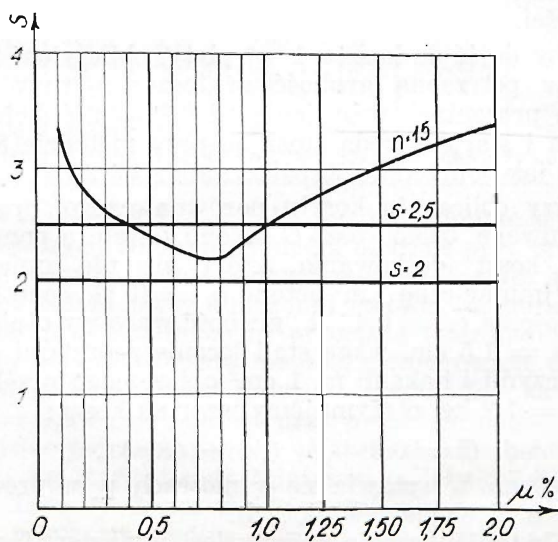
nr. 228

Tablica V

μ %	F <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	Metoda Salięera							Metoda dotychczasowa				
		β <sub>p</sub> μ	α	$\frac{z}{\beta}$ cm	β μ	z cm	M <sub>f</sub> kgm	$\frac{M_f}{2}$ kgm	$\frac{M_f}{2,5}$ kgm	α	z	M <sup>dot</sup> kgm	$\frac{M_f}{M^{dot}}$
0,1 %	1,74	0,029	1,45	3780	0,042	36,2	1010	505	405	5,9	35,03	314	3,3
0,2 %	1,48	0,058	1,26	3290	0,073	65,6	1730	865	690	8,02	34,33	611	2,8
0,3 %	2,22	0,087	1,17	3060	0,102	35,5	2380	1190	950	9,55	33,82	902	2,6
0,4 %	2,96	0,116	1,11	2900	0,129	34,6	2980	1490	1190	10,80	33,40	1190	2,5
0,5 %	3,70	0,145	1,06	2770	0,154	34,1	3500	1750	1400	11,80	33,07	1470	2,4
0,6 %	4,44	0,174	1,03	2690	0,179	33,7	4030	2015	1610	12,70	32,77	1750	2,3
0,7 %	5,18	0,203	1,01	2620	0,205	33,2	4500	2250	1800	13,5	32,50	2020	2,22
0,8 %	5,92	0,232	1,00	2610	0,232	32,7	5050	2525	2020	14,25	32,25	2300	2,20
0,9 %	6,66	0,261	1,00	2610	0,261	32,2	5600	2800	2240	14,9	32,03	2390	2,34
1,0 %	7,40	0,290	1,00	2610	0,290	31,6	6100	3050	2440	15,4	31,87	2460	2,48
1,25 %	9,24	0,362	1,00	2610	0,362	30,3	7300	3650	2920	16,8	31,40	2640	2,75
1,5 %	11,10	0,435	1,00	2610	0,435	29,0	8400	4200	3360	17,9	31,03	2780	3,02
1,75 %	12,94	0,508	1,00	2610	0,508	27,6	9350	4675	3740	18,8	30,73	2890	3,23
2,0 %	14,80	0,580	1,00	2610	0,580	26,2	10100	5050	4050	19,75	30,42	3000	3,37



Rys. 7. Wykresy  $M_t$ ,  $\frac{M_t}{2}$ ,  $\frac{M_t}{2.5}$  i  $M_{dop}$  dla belki  $20 \times 40$  cm.



Rys. 8. Wykresy współczynników pewności dla belki  $20 \times 40$  cm.



oraz wykres współczynników pewności „s” (rys. 8) jako funkcji procentu uzbrojenia.

Z tablic i wykresów widać, że współczynnik pewności przy dawnym sposobie zmienia się w zależności od procentu uzbrojenia i osiąga minimum przy procencie uzbrojenia odpowiadającym jednocześnie wyzyskaniu betonu i stali, a wzrasta zarówno przy mniejszym jak i przy większym procencie uzbrojenia. Minimum to wynosi 2,2. Jeśli zatem licząc według Saligera przyjmiemy współczynnik pewności 2, to będziemy mieli zawsze mniejszy stopień pewności, niż przy metodzie dotychczasowej. Przyjmując zaś współczynnik 2,5, otrzymamy w dwu wypadkach jednakowy stopień pewności, mianowicie przy  $\mu = 0,4\%$  i  $\mu = 1,05\%$ , pomiędzy tymi procentami większy zapas pewności, a poniżej  $\mu = 0,4\%$  i powyżej  $\mu = 1,5\%$  mniejszy zapas pewności niż dotychczas.

Ad b). Jako przykład obrałem płytę żelazobetonową, wykonaną z betonu o wytrzymałości walcowej jak pod a)  $R_{bk} = 180 \text{ kg/cm}^2$ , zbrojoną stalą handlową o granicy plastyczności  $\tau_{sp} = 2610 \text{ kg/cm}^2$ , zginaną momentem  $M = 500 \text{ kgm/m}$  szerokości.

Aby dojść do kosztu  $1 \text{ m}^2$  płyty, obliczyłem najpierw potrzebną grubość użyteczną  $h_1$  przy różnych procentach uzbrojenia od 0,1 — 2% kolejno nową i starą metodą stosując przy metodzie Saligera jak poprzednio współczynnik  $s = 2$  i  $s = 2,5$ .

Przy obliczaniu kosztu porównawczego, brałem pod uwagę tylko koszt  $C$  betonu i stali, a pomijałem koszt deskowania, który się nie zmienia. Przyjmując cenę  $1 \text{ m}^3$  betonu  $c_b = 40 \text{ zł}$ , cenę  $1 \text{ kg}$  uzbrojenia  $c_s = 0,40 \text{ zł}$ , grubość warstwy otulającej  $a = 1,5 \text{ cm}$ , wagę stali łącznie z prętami rozdzielczymi i hakami na  $1 \text{ cm}^2$  obliczonego przekroju  $j = 1,2 \text{ kg}$ , otrzymujemy wzór na koszt:

$$C = 0,6 + h_1 (40 + 48 \mu) \dots (7)$$

w którym  $h_1$  wstawia się w metrach,  $\mu$  w procentach, a  $C$  wypada w złotych.

Cały tok obliczenia podany jest w następujących tabelkach, mianowicie w tablicy VI obliczenie wg

metody Saligera, a w tablicy VII wg starej teorii.

**Tablica VI**

$$R_{bs} = 90 \quad \sigma_{sp} = 2610 \quad \beta_p = \frac{2610}{90} = 29$$

$$M = 500 \text{ kgm} \quad b = 1 \text{ m} \quad \sqrt{\frac{s \cdot M}{b \cdot R_{bs}}} = \begin{cases} 3,33 & \text{przy } s = 2 \\ 3,73 & \text{przy } s = 2,5 \end{cases}$$

$$h_1 = a \sqrt{\frac{sM}{b R_{bs}}}$$

$\mu$ %	$\beta_p \cdot \mu$	a z tabelki II	$h_1$ cm		$C = 0,6 + h_1(40 + 48\mu)$ Zł.	
			przy $s = 2$	przy $s = 2,5$	przy $s = 2$	przy $s = 2,5$
0,1	0,029	4,94	16,4	18,4	7,95	8,85
0,2	0,058	3,77	12,6	14,1	6,85	7,60
0,3	0,087	3,24	10,8	12,1	6,49	7,19
0,4	0,116	2,89	9,6	10,8	6,29	7,00
0,5	0,145	2,65	8,8	9,9	6,24	6,94
0,6	0,174	2,48	8,25	9,25	6,28	6,96
0,7	0,203	2,33	7,8	8,7	6,34	7,01
0,8	0,232	2,21	7,35	8,25	6,36	7,06
0,9	0,261	2,10	7,00	7,8	6,43	7,09
1,0	0,290	2,01	6,7	7,5	6,49	7,20
1,25	0,362	1,84	6,1	6,9	6,70	7,50
1,50	0,435	2,71	5,7	6,4	7,00	7,77
1,75	0,508	1,62	5,4	6,05	7,30	8,10
2,00	0,580	1,56	5,2	5,8	7,68	8,50

Wykresy na rys. 9 i 10 ilustrują dobrze wyniki powyższych obliczeń. Widać z nich, że przy przyjętych cenach jednostkowych betonu i stali, minimum kosztu płyty obliczonej metodą Saligera wypadła przy mniejszym procencie uzbrojenia, niż płyty obliczonej starą metodą, a mianowicie dla obranego przykładu przy  $\mu = 0,5\%$ , zamiast  $\mu = 0,8\%$ , tj. zamiast przy procencie odpowiadającym jednoczesnemu wykorzystaniu betonu i stali wg starej teorii. Minimum to leży o 6,5% niżej dla  $s = 2$ , zaś o 4% wyżej, dla  $s = 2,5$  aniżeli minimum według starej teorii. Gdyby przyjąć  $s = 2,2$ , to koszt płyty przy  $\mu = 0,8\%$  byłby w

**Tablica VII**

$$k_b = 50 \text{ kg/cm}^2 \quad k_z = 1200 \text{ kg/cm}^2 \quad n = 15$$

$$M = 500 \text{ kgm} \quad b = 1 \text{ m} \quad \sqrt{\frac{M}{b}} = 22,4$$

$$\xi = \left( -1 + \sqrt{1 + \frac{2}{n \mu}} \right) n \mu = r n \mu \quad \zeta = 1 - \frac{\xi}{3}$$

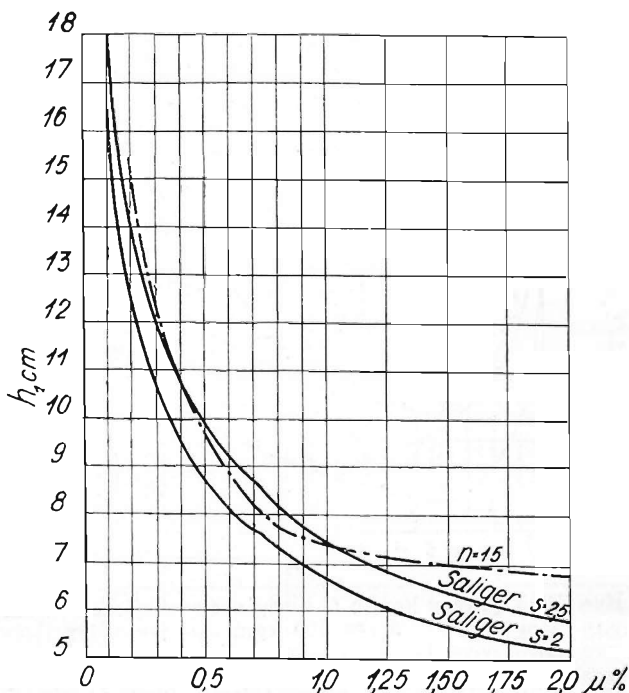
$$h_{1b} = \sqrt{\frac{2}{\xi \zeta k_b}} \cdot \sqrt{\frac{M}{b}} \quad h_{1z} = \sqrt{\frac{1}{\mu \zeta k_z}} \cdot \sqrt{\frac{M}{b}}$$

$$h_1 = \begin{cases} h_{1b} \\ h_{1z} \end{cases} \quad \text{zależnie od tego, co wypada większe.}$$

$\mu$ %	$n \mu$ %	$r$	$\xi$	$\zeta$	$h_1$ cm		$C=0,6+h_1$ (40+48 $\mu$ ) zł.
					$h_{1b}$	$h_{1z}$	
0,1	1,5%	10,6	0,159	0,947		21	10,—
0,2	3,0%	7,12	0,216	0,928		15	8,05
0,3	4,5	5,75	0,259	0,917		12,3	7,29
0,4	6,0	4,85	0,291	0,903		10,75	6,97
0,5	7,5	4,27	0,320	0,893		9,70	6,80
0,6	9,0	3,81	0,343	0,886		8,85	6,69
0,7	10,5	3,50	0,368	0,877		8,25	6,68
0,8	12,0	3,20	0,384	0,872	7,75		6,67
0,9	13,5	2,98	0,403	0,866	7,6		6,92
1,0	15,—	2,78	0,417	0,861	7,45		7,15
1,25	18,75	2,42	0,454	0,849	7,2		7,80
1,50	22,50	2,15	0,484	0,839	7,05		8,50
1,75	26,25	1,93	0,506	0,831	6,9		9,15
2,00	30,—	1,78	0,535	0,822	6,8		9,85

obu wypadkach jednakowy, lecz minimum Salige-rowskie byłoby mniejsze od minimum wg starej teorii.

Przy innym stosunku ceny betonu do ceny sta-  
li niż przyjęty w przykładzie  $\frac{c_b}{c_s} = 100$  położenie  
minimów nieco się zmienia. Jednak, w granicach  
wahań cen w Warszawie w chwili obecnej, zasad-  
niczej różnicy nie będzie. Górna granica wahań  
może leżeć najwyżej przy  $\frac{c_b}{c_s} = 125$ . Wtedy mi-  
nimum wg starej teorii pozostanie, a nawet jesz-



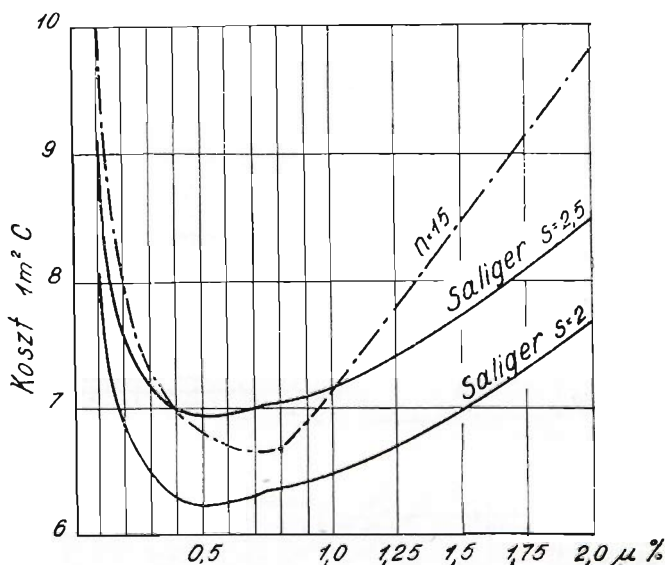
Rys. 9. Wykresy  $h_1$  dla płyty obciążonej momentem  $M = 500$  kgm.

cze wyraźniej wystąpi przy  $\mu = 0,8\%$ , zaś minimum Saligerowskie posunie się do  $\mu = 0,7\%$ .

Dolną granicę wahań można przyjąć przy  $\frac{c_b}{c_s} =$

$= 75$ . Wtedy minimum Saligerowskie przesunie się do  $\mu = 0,4\%$ , a jednocześnie minimum wg starej teorii cofnie się również do  $\mu = 0,6\%$ .

W ogóle zatem stosowanie metody Saligera prowadzi, przy projektowaniu na najmniejszy koszt, do mniejszego procentu uzbrojenia. Nie zawsze jednak projektuje się pod tym kątem widzenia. Bardzo często wchodzi w grę ograniczona wysokość konstrukcji, która zresztą może być uzasadniona również względami ekonomicznymi, lecz w odniesieniu do całości budowy.



Rys. 10. Wykresy kosztu  $C$  płyty obciążonej momentem  $M = 500$  kgm.

W tych wypadkach stara teoria stosuje zbrojenie dwustronne, ponieważ powiększanie zbrojenia rozciąganego, ponad procent odpowiadający jednoczesnemu wykorzystaniu betonu i stali, daje efekt bardzo powolny, inaczej rzecz się ma przy metodzie Saligera, która w obrębie  $\alpha = 1$  daje jeszcze duże możliwości wzmocnienia przekroju przez zwiększenie procentu uzbrojenia rozciąganego. Widać to na rys. 7, gdzie nośność belki wyrażona momentem  $M_f$ , rośnie jeszcze wydatnie w obrębie  $\mu = 1 - 2\%$ . Dla ściślejszego porównania weź-

my znów jako przykład tę samą belkę  $\frac{b}{h_1} = \frac{20}{37}$  i

obliczmy jej nośność obiema metodami w granicach 0,8 — 3% przy zastosowaniu dla starej teorii podwójnego zbrojenia. Załóżmy przy tym odstęp uzbrojenia ściskanego od górnej krawędzi belki  $a' = 3$  cm, inne założenia jak na str. 84. Będzie wówczas  $x = 0,385 \times 37 = 14,2$ , uzbrojenie



odpowiadające momentowi  $M = 2300 \text{ kgm}$  --  
 $- F_{z1} = 0,8 \times 0,2 \times 37 = 5,92 \text{ cm}^2$ ,  $\Delta M =$   
 $= M - 2300 \text{ kgm}$ ,  $\Delta F_z = \frac{\Delta M \times 100}{1200 \cdot (37 - 3)} = \frac{\Delta M}{408}$

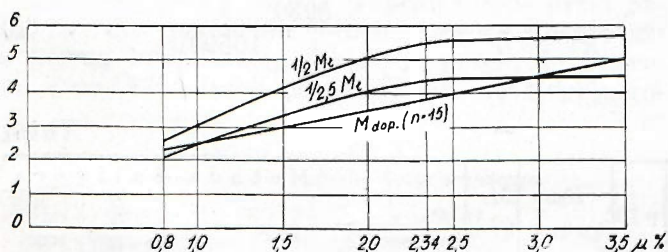
$$F'_z = \frac{\Delta M \cdot x \cdot 100}{(37 - 3) \cdot (x - 3) \cdot 15 \cdot 50} = \frac{\Delta M}{202} \text{ i p. } \% =$$

$$= \frac{5,92 + \Delta F_z + F_z}{0,2 \times 37}$$

Wyniki zestawiono w następującej tabelicy VIII i odpowiednim wykresie (rys. 11):

**Tablica VIII**

$M$	$\Delta M$	$\Delta F_z$	$F_{1,z}$	$\mu$	$\Sigma z = F_{1,z} + \Delta F_z + F'_z$	według Saligera		
kgm	kgm	cm <sup>2</sup>	cm <sup>2</sup>	%	cm <sup>2</sup>	$M_t$	$\frac{M_t}{2}$	$\frac{M_t}{2,5}$
2300	0	0	0	0,8	5,92	5550	2525	2050
2500	200	0,49	0,99	1,0	7,40	6100	3050	2440
3000	700	1,72	3,46	1,5	11,10	8400	4200	3360
3500	1200	2,91	5,94	2,0	14,80	10100	5050	4040
—	—	—	—	2,34	17,30	11000	5500	4400
4000	1700	4,16	8,41	2,5	18,50	11100	5550	4440
4500	2200	5,40	10,90	3,0	22,20	11200	5600	4480
5000	2700	6,60	13,40	3,5	25,90	11300	5650	4520



Rys. 11. Wykresy nośności belki 20 × 40 cm przy dwustronnym uzbrojeniu.

Z powyższej tabeli i wykresu widać, że wedle metody Saligera możemy w pewnych granicach za-

miast uzbrojenia dwustronnego, stosować uzbrojenie wyłącznie rozciągane i że przy takim rozmieszczeniu stali nośność belki może być nawet większa niż obliczona starą teorią przy dwustronnym uzbrojeniu. Oszczędność uzyskana tą drogą będzie tym większa, im bardziej ograniczona jest wysokość belki. Przy zmniejszaniu bowiem wysokości belki, oś obojętna przybliży się coraz bardziej do uzbrojenia ściskanego, którego wpływ może się skutkiem tego w skrajnym wypadku obniżyć aż do zera. Natomiast w metodzie Saligera wpływ zwiększonego procentu uzbrojenia rozciąganego na nośność belki, aż do pewnej wartości, jest zawsze wydatny niezależnie od wysokości belki. Wartość graniczna powyżej której nośność belki obliczona metodą Saligera przestaje wzrastać, a ściślej mówiąc wzrasta już tylko bardzo nieznacznie, wypada w tym miejscu, w którym  $\alpha$  staje się mniejsze od 1, to jest od chwili, gdy już plastyczność stali nie może być wykorzystana. Wartość tę można obliczyć z równania 4 a), zakładając  $\alpha = 1$ . Po odpowiednim przekształceniu otrzymamy wartości granicznych  $\mu$ :

$$\mu_{gr} = \frac{k \cdot E_s \cdot \varepsilon_b}{\sigma_{z\beta} \beta_\rho \left(1 + \frac{E_s \cdot \varepsilon_b}{\sigma_{z\beta}}\right)} \dots 8)$$

względnie jeśli podstawić  $k = 0,85$ ,  $\varepsilon_b = 5^0/00$ ,  $E_s = 2100000$ ,

$$\mu_{gr} = \frac{8930}{\sigma_{z\beta} \beta_\rho \left(1 + \frac{10500}{\sigma_{z\beta}}\right)} \dots 8a)$$

**Tabli**

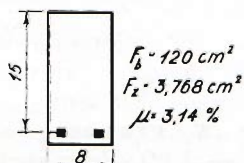
$\mu$ %	$R_{bk}$ kg/cm <sup>2</sup>	$M_r$ kgm	Metoda Saligera					
			$R_{bs}$ kg/cm <sup>2</sup>	$\beta_\rho$	$\beta_\rho \mu$	$\alpha$	$\sigma_z$ kg/cm <sup>2</sup>	$z$ cm
3,14	220	1530	132	33,9	1,064	0,623	2792	10,04
3,14	285 (alka)	1949	171	26,2	0,823	0,774	3468	10,22

w naszym przykładzie z uwagi na  $\sigma_{zp} = 2610$  i  $\beta_p = 29$  wypada

$$\mu_{gr} = \frac{8930}{2610 \times 29 \left(1 + \frac{10500}{2610}\right)} = 2,34\%$$

Trzeba jednak zaznaczyć, że przy większych procentach uzbrojenia powyżej  $\mu_{gr}$  występuje już pewne odchylenie wzorów Saligera od wyników doświadczeń, jak to widać z przytoczonych w tabelicy IX, dwu przykładów (rys. 12) belek zbrojonych stałą grzebieniową ( $\sigma_{zp} = 4481 \text{ kg/cm}^2$ ) ( $k_s = 2000 \text{ kg/cm}^2$ )

Stosunek  $\frac{M_r}{M_t}$  który w innych przykładach był



Rys. 12. Przekrój belki zbrojonej stałą grzebieniową przy  $\mu = 3,14\%$ .

bliski jedności, tutaj osiąga wartość prawie  $1\frac{1}{2}$ . Co prawda w starej teorii wzrost współczynnika pewności jest jeszcze większy, bo prawie dwukrotny. Tym niemniej nie da się zaprzeczyć, że mamy tu do czynienia z pewnym niedociągnięciem nowej metody, które powinno być usunięte, pomimo, że wychodzi ono na korzyść pewności konstrukcji.

*Przekrój teowy.* Wzory wyprowadzone przez Saligera dla przekroju prostokątnego stosuje się z pewną modyfikacją także dla przekroju teowego (rys. 13). Jeżeli pominąć, jak się zwykle ro-

## ca IX

$M_t$ kgm	$\frac{M_r}{M_t}$	Metoda dotychczasowa				
		$l_{cb}$ kg/cm <sup>2</sup>	$x$ cm	$z$ cm	$M_{dop}$ kgm	$s = \frac{M_r}{M_{do}}$
1052	1,45	72	9,10	12	315	4,86
1336	1,46	93	„	„	406	4,80

bi, małe naprężenie w zębrze, to zamiast równania 2)

$$\text{otrzymamy } k \psi = \beta \mu \quad \dots \dots \dots 9)$$

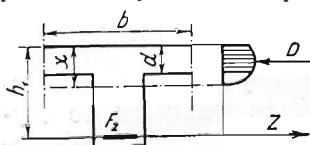
w którym  $\psi = \frac{d}{h}$  (rys. 13), współczynnik  $k$  będzie tu większy niż w przekroju prostokątnym, ponieważ wykres naprężeń jest jeszcze bardziej zbliżony do prostokąta. Położenie osi obojętnej określa się tak samo jak w przekroju prostokątnym —

$$\text{wielkością } \xi = \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_b + \varepsilon_z}, \text{ natomiast } \zeta = 1 - \frac{k \psi}{2}$$

Nie wyjaśnia jednak Saliger jak w tym wypadku wyznaczyć  $\alpha$ , które jest potrzebne do obliczenia  $\sigma_z$  i  $\beta_p$ . Z równania 9) wynikałoby, że

$$\alpha = \frac{k \psi}{\beta_p \mu}, \text{ ale w takim razie przy przyjęciu stałego } k$$

odpadłby cały obszar plastyczności, ponieważ  $\alpha = 1$  byłoby tylko dla jednej wartości. Niewątpliwie tedy trzeba przyjąć, że  $k$  jest zmienne

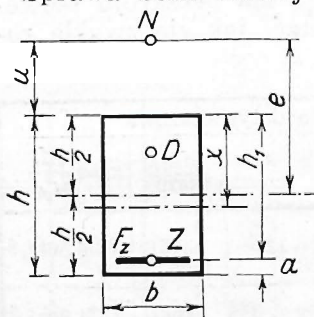


Rys. 13. Przekrój teowy.

i to w granicach od 0,85 — 1,00. Rozpiętość ta jednak nie wystarcza dla obszaru plastyczności. Rozbieżność wynika zapewne z pominięcia współpracy zębra,

które w metodzie Saligera odgrywa większą rolę niż w starej metodzie, ponieważ naprężenia w zębrze są również jeszcze bardzo duże.

Sprawa belki teowej wymaga jak widać jeszcze bardziej szczegółowego opracowania.



Rys. 14. Mimośrodowe ściskanie. i  $Z \times (h - a + u) -$

Mimośrodowe ściskanie (rys. 14). Podobnie jak dla zginania można wyprowadzić wzory dla mimośrodowego ściskania, wychodząc z równań sił wewnętrznych.

$$N = D - Z \quad \dots \dots \dots 10)$$



$$= D \left( \frac{k \cdot x}{2} + u \right) \dots \dots \dots 11)$$

z równania 11) wyznaczyłem

$$\alpha = \frac{k \xi (k \xi + 2 \eta - 1)}{\beta_p \mu \cdot (2 \eta - 2 \lambda + 1)} \dots \dots 12)$$

przy czym  $\xi = \frac{x}{h}$ ;  $\eta = \frac{e}{h}$ ;  $\lambda = \frac{a}{h}$

zaś z równania 10) wielkość siły łamiącejj

$$N_t = b \cdot h \cdot R_{bs} (k \xi - \alpha \beta_p \mu) \dots \dots \dots 13)$$

Korzystanie z tych wzorów będzie dostępne w praktyce dopiero po sporządzeniu szeregu wykresów przedstawiających  $\alpha$  jako funkcję  $\beta_p \mu$  przy różnych mimośrodkach względnych  $\eta = \frac{e}{h}$  dla różnych rodzajów stali. Podobnie jak przy zginaniu wykresy te trzeba sporządzić na podstawie wykresu wydłużenia stali.

Poza tym wzory te odnoszą się do zbrojenia jednostronnego i dają przy większych mimośrodkach dość wysokie wartości  $h$ . Tymczasem w elementach mimośrodkowo ściskanych zachodzi często potrzeba stosowania dwustronnego uzbrojenia, choćby ze względów statycznych (zmiana znaku momentu) i wtedy należałoby uwzględnić w obliczeniu także zbrojenie ściskane. W tym względzie jednak Saliger nie daje żadnych wskazań, jak również nie mówi nic o elementach ściskanych osiowo. Tylko z jego uwag wygłoszonych na Kongresie Berlińskim w referacie o słupach zbrojonych stałą wysokowartościową można wnioskować, że dla słupów nieuzbrojonych uważa sposób oparty na liczbie  $n$  w dalszym ciągu za uzasadniony. Zbrojenie ściskane elementów obciążonych mimośrodkowo należałoby w takim razie również liczyć metodą z liczbą  $n$ . Co do jej wielkości, to jeśli przyjąć jak wyżej stałe  $\varepsilon_b = 5\text{‰}$ , mielibyśmy przy  $E_s = 2100000$ ,

$$n = \frac{2100000 \times 0,005}{R_{bs}} = \frac{10500}{R_{bs}} = \frac{21000}{R_{bk}}$$



a więc np. przy  $R_{bk} = 210$ , byłoby  $n = 10$ ,  
zaś przy  $R_{kb} = 140$ , byłoby  $n = 15$ .

Naprężenia rzeczywiste w uzbrojeniu są, jak wspomniałem, mniejsze od obliczonych metodą Saligera w przekroju rysy, na skutek współpracy betonu w warstwie rozciąganej. Dzięki temu wytrzymałość betonu może być wykorzystana nawet przy bardzo małym procencie uzbrojenia, dla którego naprężenia rachunkowe wypadają większe od wytrzymałości stali. Współpraca betonu jest uwarunkowana przyczepnością. Zwiększając przyczepność możemy zatem polepszyć warunki pracy belki i stosować w razie potrzeby belki o bardzo małym procencie uzbrojenia. Wiemy już z innych doświadczeń, że przyczepność jest czynnikiem ważniejszym i skuteczniejszym niż zakotwiające działanie haków. Jeżeli przyczepność jest duża jak przy specjalnych zbrojeniach o chropowatej powierzchni, to haki stają się w ogóle zbędne.

Strzemiona wpływają również, aczkolwiek w inny sposób na zmniejszenie naprężeń w uzbrojeniu rozciągającym i na opóźnienie załamania belki. Teoria Saligera wnosi nowe światło do tej najmniej dotychczas zbadanej dziedziny nauki o żelazobetonie, nie formułuje jednak jeszcze tych zagadnień w sposób dla praktyki konstrukcyjnej dostatecznie sprecyzowany.

## Wnioski

1. Metoda Saligera stanowi ogromny krok naprzód w kierunku poznania rzeczywistej pracy belek żelazobetonowych i zasługuje z tego powodu na uwzględnienie w przepisach urzędowych.

2. Metoda Saligera dotyczy na razie wyłącznie belek zginanych i elementów mimoosiowo obciążonych, uzbrojonych w warstwie rozciąganej, natomiast nie zajmuje się ustrojami z uzbrojeniem ściskającym \*).

3. Nie opracowane zostały jeszcze definitywnie wszystkie zagadnienia związane z pracą belek zgi-

\*) W trakcie druku tej pracy opracował Saliger dalsze rozwinięcie swej metody.

nanych, jak np. sprawy ścinania w betonie, obliczania strzemion i odgięć, przyczepności itp.

4. W zagadnienia powyższe wnosi jednak teoria Saligera wiele nowych wskazań, które mogą dać podstawę do dalszej racjonalizacji obliczeń.

5. Ostateczne opracowanie nowej teorii we wszystkich szczegółach niezbędnych dla praktyki konstrukcyjnej może być dokonane w niedługim stosunkowo czasie, ponieważ, jak widzieliśmy, główny zrąb jest już przygotowany.

6. W oczekiwaniu na wprowadzenie do przepisów nowej metody, byłoby niecelowe tymczasowe reformowanie metody dotychczasowej drogą częściowych korekt w zakresie wielkości liczby  $n$  lub wykresu naprężeń w betonie, gdyż w swoim obecnym brzmieniu, aczkolwiek niedoskonała i nie oparta na ścisłych naukowych podstawach, daje jednak w praktyce wyniki dość dobre, a w każdym razie nie zagrażające bezpieczeństwu budowli.

7. W razie wprowadzenia nowej metody trzeba przede wszystkim rozstrzygnąć sprawę współczynnika pewności. Uważam, że najodpowiedniejszą wartością współczynnika będzie w dzisiejszych naszych warunkach  $s = 2,5$ . Wartość ta leży na mniej więcej właściwym poziomie, w porównaniu ze współczynnikami pewności, stosowanymi przy innych materiałach, a zarazem odpowiada przeciętnej wartości współczynnika pewności w dotychczasowej metodzie. W miarę udoskonalenia metod wykonywania konstrukcyj żelbetowych będzie można współczynnik ten zmniejszyć.

8. Po opracowaniu wyżej wspomnianych problemów i szczegółów będzie nadawać się nowa metoda do wprowadzenia w przepisach oficjalnych.



nr. 228