

C3

Stanisław IŻYKOWSKI

ANALIZA STATYCZNYCH
WŁASNOŚCI ŚRUBOWYCH POŁĄCZEŃ
KORPUSOWYCH W OBRABIARKACH

P r a c a d o k t o r s k a

P r o m o t o r :

Doc.dr hab.inż. Jan KOCH

I n s t y t u t
Technologii Budowy Maszyn
Politechniki Wrocławskiej

Publikacja nie zawiera nowego
rozwiązania zapatentowanego
nadającego się do opatentowania.

RZECZNIK PATENTOWY


Mgr inż. Teodor Torosiewicz

W r o c ł a w 1 9 7 6

29.07.76.

Nr 330A

mgr inż. Stanisław Iżykowski

I n s t y t u t
Technologii Budowy Maszyn
Politechniki Wrocławskiej
ul. Łukasiewicza 3/5
50-371 W r o c ł a w

Słowa kluczowe: obrabiarka, połączenie korpusów,
sztywność statyczna

Komunikat wpłynął:

S P I S T R E Ś C I:

=====

	<u>str.:</u>
Spis ważniejszych oznaczeń	III
1. Wstęp	1
2. Analiza stanu obciążenia i odkształcenia połączenia korpusowego	8
3. Analiza czynników wpływających na statyczną sztywność śrubowych połączeń korpusów obra- biarek	21
3.1. Sztywność kołnierza	23
3.2. Sztywność stykowa	37
3.3. Sztywność śrub łączących	58
3.4. Podsumowanie analizy czynników	67
4. Metodyka badawcza i założenia do badań	69
4.1. Obiekt badań	69
4.2. Wybór obciążeń	72
4.3. Wybór punktów pomiarowych	74
5. Opis stanowiska badawczego oraz wzorcowania czujników	76
5.1. Dokładność pomiaru przemieszczeń	84
5.2. Dokładność pomiaru zacisku wstępnego	87
6. Wyniki badań	90
6.1. Wpływ sztywności kołnierza	91
6.2. Wpływ wartości napięcia wstępnego śrub łączących	95

	<u>str.:</u>
6.3. Wpływ ilości śrub łączących	101
6.4. Wpływ ułożenia śrub	103
6.5. Wpływ żeber usztywniających	106
6.6. Wpływ wielkości nominalnej powierzchni styku.	112
6.7. Wpływ sztywności śrub łączących	115
6.8. Wpływ ukształtowania połączenia	117
7. Zasady postępowania przy projektowaniu śrubowych połączeń korpusów obrabiarek	124
8. Podsumowanie	161
Spis literatury	163

SPIS WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ:

=====

- a_F - stała materiałowa kołnierza,
- $a_w; b_w$ - wymiary wybrania w kołnierzu,
- $c; m$ - parametry zależne od struktury powierzchni i rodzaju materiału,
- c_F - sztywność kołnierza,
- c_K - sztywność stykowa,
- c_S - sztywność śruby,
- d_a - średnica pojedynczej strefy styku,
- d_o - średnica śruby,
- d_w - średnica walca zastępczego,
- h_k - grubość kołnierza,
- h_w - wysokość korpusu w zakresie której odkształcenia kołnierza oddziałują na odkształcenia ścianek korpusu,
- h_z - wysokość żeber usztywniających,
- k - współczynnik normalnej podatności stykowej,
- k_C - współczynnik stycznej podatności stykowej,
- l - podziałka rozmieszczenia śrub,
- $l_G; l_R; l_S; l_T$ - długości poszczególnych odcinków śruby,
- l_K - całkowita grubość łączonych elementów,
- $s; R$ - współczynniki zależne od struktury powierzchni i rodzaju materiału,
- $x; y; z$ - współrzędne położenia punktu,
- A - pole nominalnej powierzchni styku,
- $A_G; A_S; A_T$ - pola przekroju poprzecznego kolejnych odcinków śruby o długościach $l_G; l_S; l_T$,
- A_k - pole czynnej powierzchni styku,

- D - średnica otworów w kołnierzu pod śruby,
- E - moduł sprężystości podłużnej,
- F_r - siła napięcia resztkowego w złączu,
- F_s - siła w śrubie pod obciążeniem,
- F_s - przyrost siły w śrubie pod obciążeniem,
- F_{w_0} - siła zacisku /napięcia/ wstępnego,
- G - moduł sprężystości poprzecznej,
- I - geometryczny moment bezwładności przekroju,
- $M_x; M_y; M_z$ - moment obciążający połączenie,
- $P_x; P_y; P_z$ - siła obciążająca połączenie,
- P - obciążenie zewnętrzne,
- P_b - obciążenie zewnętrzne złącza śrubowego, przypadające na jedną śrubę,
- Q - ciężar elementu korpusowego,
- $R_a; R_z; R_{mx}$ - parametry chropowatości,
- S - rozwartość klucza,
- W - wskaźnik przekroju,
- 2β - wierzchołkowy kąt stożka nacisków,
- β_s - wskaźnik sprężystości,
- γ - kąt pochylecia kołnierza,
- σ - przemieszczenie,
- η - współczynnik zwiększenia stycznej sztywności stykowej,
- η_R - współczynnik uwzględniający podatność połączenia gwintowego,
- μ - współczynnik tarcia na gwincie,
- μ_k - współczynnik uwzględniający zmniejszenie sztywności stykowej spowodowane niedokładnością wykonania powierzchni połączenia,

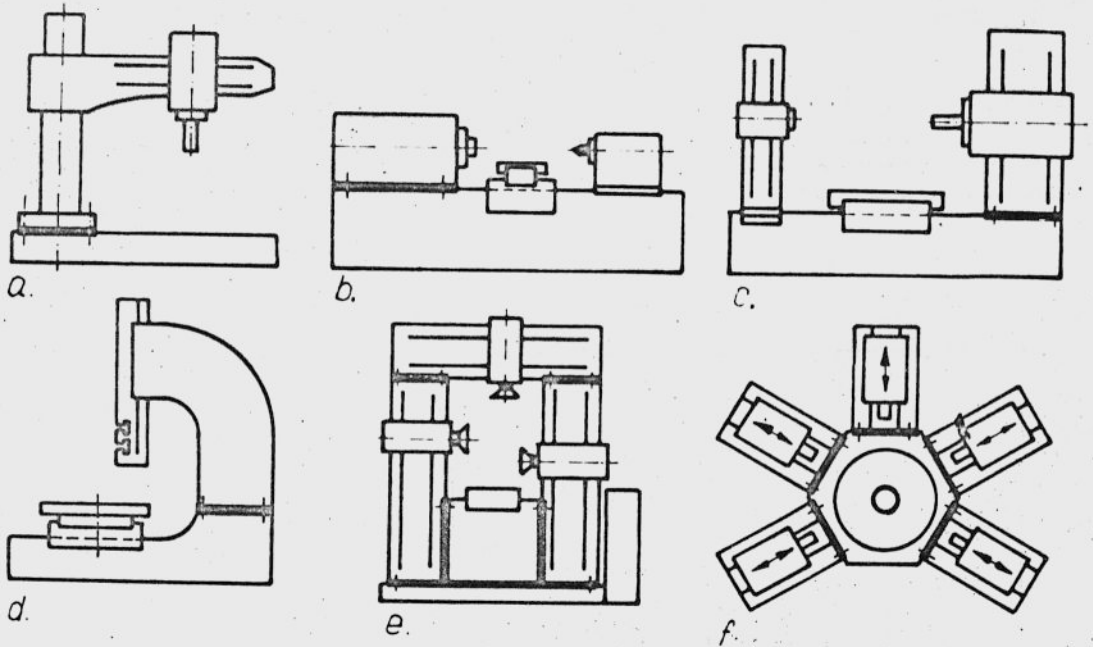
- σ - nacisk na powierzchni styku połączenia,
- σ_g - naprężenia gnące,
- τ - naprężenia styczne,
- φ - kąt obrotu głównych centralnych osi bezwładności pola czynnej powierzchni styku względem osi centralnych.

1. W S T Ę P =====

Główną cechą charakteryzującą jakość obrabiarki jest jej wysoka sztywność statyczna i dynamiczna, która zależy także od sztywności połączeń. Występujące w obrabiarkach połączenia można podzielić na r u c h o w e i s t a ł e. Ruchowe to głównie prowadnice, których celem jest umożliwienie właściwego przemieszczania się łączonych zespołów lub elementów. Stałe natomiast, winny zabezpieczać elementy przed przemieszczaniem się względem siebie pod działaniem obciążeń, występujących w czasie pracy obrabiarki. Typowymi przykładami są tu śrubowe połączenia korpusów tworzących układ nośny obrabiarki. Niekiedy połączenie winno zapewniać okresową przestawialność elementów lub zespołów względem siebie. Musi ono wówczas posiadać właściwości obu wymienionych rodzajów złącz. Połączenie takie zwane p r z e - s t a w n y m, występuje na przykład między konikiem a łożem tokarki.

Udział przemieszczeń powstałych w połączeniach, w sumarycznym przemieszczeniu względnym między przedmiotem i narzędziem, jest znaczny i może sięgać około $85 \div 95\%$ [1]. Największy udział mają tu oczywiście połączenia ruchowe. Natomiast udział połączeń stałych może wynosić $20 \div 40\%$ [2].

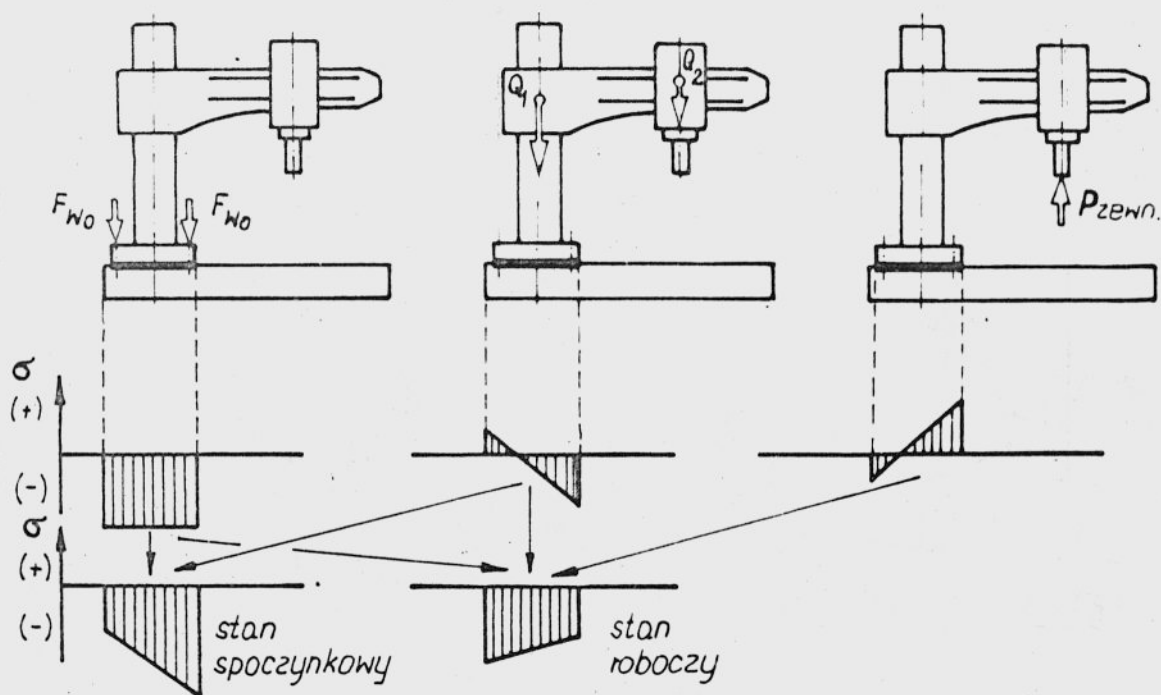
Układ nośny obrabiarki, którego sztywność zasadniczym stopniu decyduje o sztywności całej obrabiarki [złożony jest zwykle z wielu, połączonych ze sobą elementów kół korpych o różnych kształtach i przeznaczeniach. Przykłady występująca śrubowych połączeń korpusów w różnego typu obrabiarkach, przedstawia rys. 1 [4].



rys. 1 [4] Przykłady występowania śrubowych połączeń korpusów obrabiarek:
a/ wiertarka promieniowa; b/ tokarka;
c/ wiertarko-frezarka; d/ dłutownica;
e/ frezarka bramowa; f/ obrabiarka zespołowa

Połączenia te są w układzie nośnym obrabiarki w większości przypadków złem koniecznym, wynikającym z podziału tego układu ze względów technologicznych i montażowych. Leżąc zaś w obwodzie siłowym obrabiarki mogą one stanowić słabe miejsca, jako że są obciążone nie tylko ciężarami własnymi łączonych elementów korpusowych oraz siłami pochodzącymi od zacisku wstępnego śrub łączących, ale także siłami oraz momentami wynikającymi z procesu skrawania.

Na rys. 2 przedstawiono schematycznie składowe nacisków normalnych, wynikające z działania na połączenie wymienionych obciążeń.

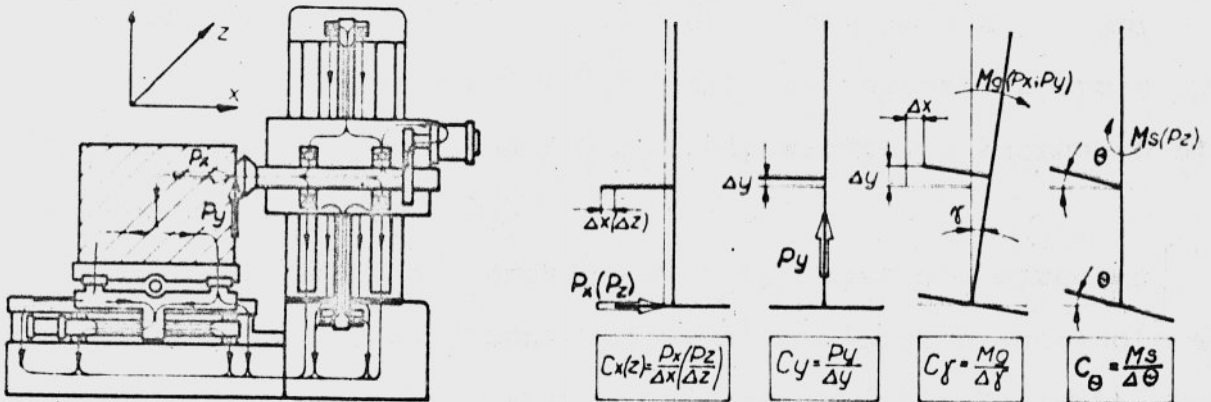


rys. 2 Rozkład nacisków normalnych w strefie styku kołnierzowego połączenia słupa z płytą podstawy wiertarki promieniowej

Natomiast rys. 3 pokazuje wpływ podatności głównego połączenia korpusowego, leżącego w obwodzie siłowym wiertarko-frezarki, na położenie osi wrzeciona [5]. Jak widać, zaznaczono tu jedynie przemieszczenia wywołane składowymi sił skrawania oraz momentami powstałymi w wyniku działania tych sił.

Z uwagi na możliwe rozwiązania konstrukcyjne interesujący jest dla konstruktora obrabiarki udział przemieszczeń połączenia, wywołanych jego podatnością, w całkowitym przemieszczeniu układu nośnego.

Udział ten zależy od szeregu czynników, związanych głównie z konstrukcyjnym ukształtowaniem samego połączenia oraz z położeniem połączenia w układzie nośnym obrabiarki [6]. Jak bowiem



rys. 3 [5] Położenie głównego połączenia korpusowego w obwodzie siłowym wiertarko-frezarki (a); Wpływ podatności połączenia na położenie osi wrzeciona (b)

wykazały badania [2, 7], sztywności połączeń korpusowych są często tego samego rzędu co sztywności korpusów. Stąd wniosek, że o własnościach statycznych i dynamicznych całego układu nośnego obrabiarki rozstrzygają w równym stopniu właściwości składowych korpusów, jak i połączeń między nimi. Dążąc zatem do opracowania zasad racjonalnego projektowania układów nośnych obrabiarek, należy wiele uwagi poświęcić problemom związanym z połączeniami. Nie jest bowiem racjonalnym dążenie do znacznego zwiększania np. sztywności korpusów przy niskich sztywnościach połączeń i odwrotnie.

W ostatnich latach obserwuje się znaczny rozwój metod obliczeniowych, a także badawczych, pozwalających określać włas-

ności korpusów już na etapie ich konstruowania. Zwraca~~x~~ tu uwagę głównie metoda elementów skończonych [8]. Rzeczywisty element korpusowy zastępuje się tu odpowiednim dyskretnym modelem obliczeniowym. W metodzie tej z uwagi na koszt, szczególnie korzystne jest posługiwanie się w obliczeniach pewnej grupy struktur tzw. "metodą belkową". W metodzie tej element korpusowy przedstawia się w postaci systemu odpowiednio połączonych elementów belkowych [9, 10].

Trzeba jednak stwierdzić, że dotychczas nie opracowano odpowiedniej metody obliczeniowej umożliwiającej wyznaczenie zarówno statycznej jak i dynamicznej sztywności połączenia, która miałaby również zastosowanie na etapie projektowania [11]. Wprawdzie do obliczeń sprawdzających, już zaprojektowanego połączenia, istnieje możliwość zastosowania metody elementów skończonych [12, 13, 14], to jednak ze względu na obszerność obliczeń i konieczność stosowania dużych elektronicznych maszyn cyfrowych, a tym samym dużych kosztów, ma ona ograniczony zakres praktycznego zastosowania. Spotykane zaś w literaturze metody, dotyczące obliczania statycznej sztywności połączeń [15, 16, 17, 18, 19, 20, 7], mogą mieć zastosowanie jedynie do określonych typów połączeń, a mianowicie ze śrubami obciążonymi siłami leżącymi w ich osiach. Bazują one przy tym na kilku założeniach upraszczających, spowodowanych dużą ilością czynników decydujących o sztywności połączenia oraz skomplikowanym charakterem powiązań między nimi [16, 21]. Do najważniejszych założeń upraszczających można tu zaliczyć:

- nie uwzględnianie wpływu miejscowych odkształceń całego koźnierza na jego sztywność /rozważana w obliczeniach

szttywność koźnierza odnosi się tylko do fragmentu leżącego w obszarze oddziaływania śruby/,

- nie branie pod uwagę podatności ścianek korpusu, leżących w obrębie połączenia i uwarunkowanego nią rozkładu nacisków na powierzchniach stykowych połączenia,
- nie uwzględnianie przez większość metod, nieliniowości charakterystyki sztywnościowej warstwy styku,
- przeprowadzenie weryfikacji niektórych z wymienionych metod na połączeniach elementarnych /jednośrubowych/.

Na tym tle pojawia się więc konieczność ustalania na drodze badawczej, wpływu najważniejszych czynników na własności połączeń, a w dalszej kolejności opracowania wskazówek dla konstruktorów oraz odpowiedniego algorytmu postępowania do projektowania śrubowych połączeń korpusowych.

Przegląd literatury związany z tematem pracy i prezentowanych w niej wyników, dotyczących sztywności statycznej połączenia, a otrzymanych drogą obliczeniową czy też badawczą, nie pozwala w sposób jednoznaczny stwierdzić w jakim stopniu zmiany konstrukcyjnego ukształtowania połączenia oraz poszczególne czynniki, wpłyną na poprawę własności sztywnościowych samego połączenia a tym samym i całego układu nośnego obrabiarki. Przeprowadzona ponadto analiza konstrukcyjnego ukształtowania połączeń korpusowych, występujących w typowych obrabiarkach [22] wykazała, że w praktyce konstrukcyjnej nie zwraca się większej uwagi na czynniki decydujące o wypadkowej sztywności połączenia. Pomija się przy tym tak ważne zagadnienia jak: siłę zacisku wstępnego śrub łączących oraz wpływ błędów płaskości stykających się powierzchni. Nie widać też uzasadnienia dla dokonanego wyboru kon-

strukcyjnego ukształtowania połączenia, kształtu i wymiarów stykających się powierzchni, a także liczby i rozmieszczenia śrub.

Skłoniło to autora do przeprowadzenia szerokiej doświadczalnej analizy wpływu najważniejszych czynników na statyczną sztywność śrubowych połączeń korpusowych. Stąd główne cele niniejszej pracy można ująć w następujących punktach:

- 1° Przeanalizowanie na podstawie literatury, a także niektórych wyników badań własnych, czynników wpływających na statyczne własności połączeń.
- 2° Ustalenie na drodze badawczej wpływu wybranych czynników na statyczną sztywność połączeń.
- 3° Opracowanie wskazówek oraz odpowiedniego algorytmu postępowania do projektowania śrubowych połączeń korpusowych.

Powyższe zamierzenia mają swoje odzwierciedlenie w głównej tezie pracy, którą można sformułować następująco:

Opierając się o znane z literatury zależności oraz związki wynikające z badań własnych, można sformułować zasady projektowania śrubowych połączeń korpusów obrabiarek.

2. ANALIZA STANU OBCIĄŻENIA I ODKSZTAŁCENIA POŁĄCZENIA

KORPUSOWEGO

Jak już we wstępie zaznaczono, połączenie korpusowe, leżące w obwodzie siłowym obrabiarki, obciążone jest siłami oraz momentami wynikającymi z procesu skrawania /obciążenie zewnętrzne/, siłami od zacisku wstępnego śrub łączących oraz ciężarami własnymi łączonych elementów korpusowych /obciążenie wewnętrzne/.

Wynikający stąd złożony stan obciążenia, wywołuje skomplikowany stan odkształceń zachodzących w połączeniu. Albowiem rodzaj działających obciążeń /siły, momenty/ ich wielkości oraz kierunki będą określały rodzaj odkształceń występujących w połączeniu /postaciowe, stykowe normalne i styczne/ ich wielkości i kierunki.

Do wyznaczenia stanu obciążenia rozważanego połączenia niezbędna jest znajomość wartości poszczególnych sił i momentów występujących w układzie nośnym obrabiarki, kierunków i zwrotów ich działania a także współrzędnych punktów położenia. W tym celu najwygodniej jest posługiwać się modelami strukturalnymi układów nośnych obrabiarek, wykorzystywanymi do ich statycznej i dynamicznej analizy [9, 23]. Modele takie składają się z systemu elementów belkowych o odcinkowo stałej wartości momentu bezwładności, reprezentujących poszczególne elementy korpusowe, wchodzące w skład układu nośnego obrabiarki, jak np. stojaki, ramiona, wysięgniki, wsporniki, wrzeciona itd.

Każdy element charakteryzuje się nie tylko określoną sztywnością, ale także i odpowiednim ciężarem własnym.

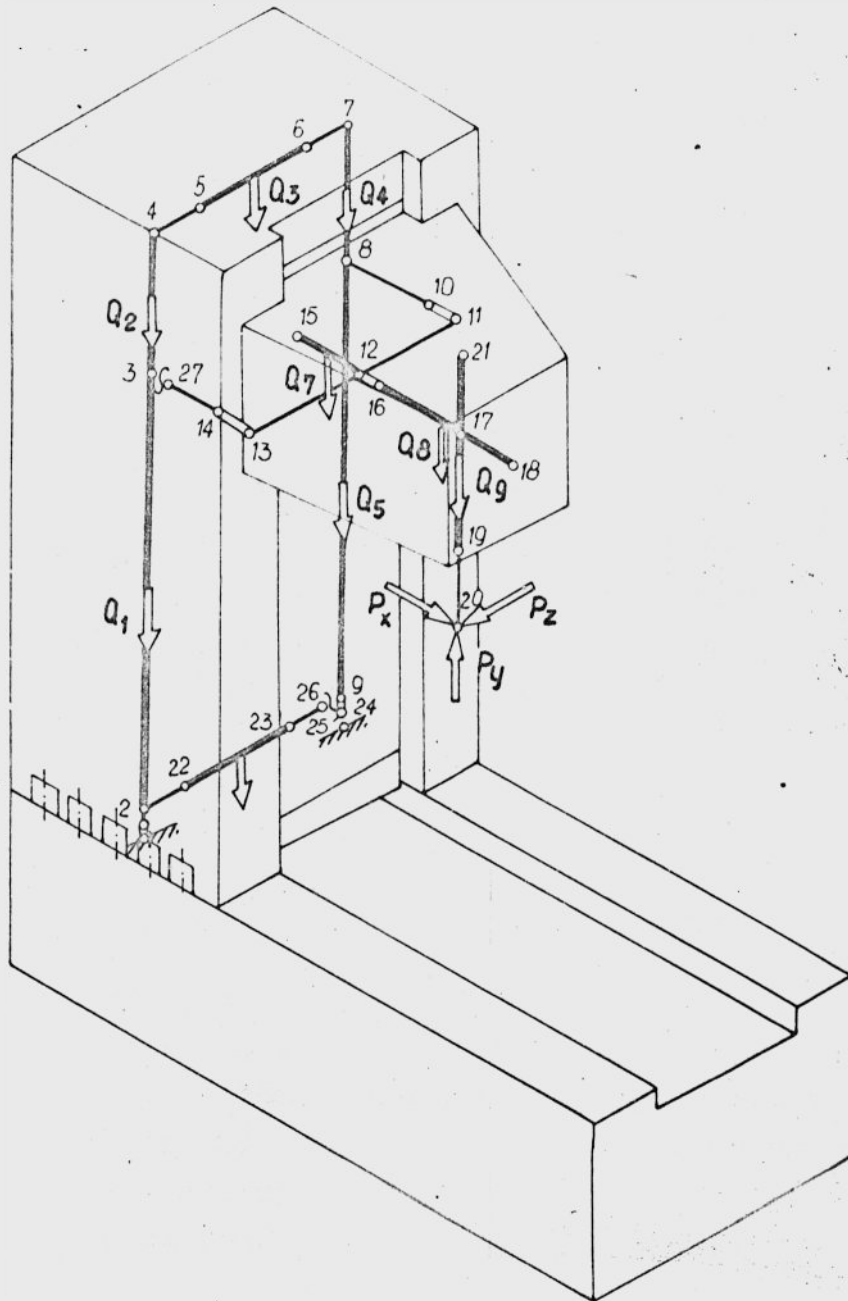
Przyporządkowanie zatem każdemu elementowi układu strukturalnego,

określonego ciężaru oraz współrzędnych punktu jego zaczepienia /w połowie długości elementu belkowego/, a także określenie współrzędnych punktu przyłożenia obciążeń zewnętrznych, utworzy przestrzenny układ obciążeń występujących w układzie nośnym obrabiarki.

Określenie zaś bezpośredniego stanu obciążenia połączenia wymaga w pierwszej kolejności wyznaczenia wartości wypadkowych sił i momentów działających w przyjętym układzie odniesienia, a następnie ich transformacji do układu głównych centralnych osi bezwładności.

Na rys. 4, na przykładzie układu nośnego frezarki pionowej, przedstawiono jeden z możliwych wariantów jego modelu strukturalnego z zaznaczeniem obciążeń występujących w tym układzie. Przedstawiony model oprócz wyżej wspomnianych elementów /narysowane grubą linią/, zawiera również elementy bezmasowe, charakteryzujące się wyłącznie określoną sztywnością, które reprezentują występujące w układzie połączenia, oraz elementy łączące o nieskończenie wielkiej sztywności /linia cienka/. Przy czym te ostatnie wiążą w sposób sztywny koniec belki poprzedniej z początkiem belki następnej, w sytuacji gdy występuje ciągła zmiana przekroju poprzecznego korpusu [10].

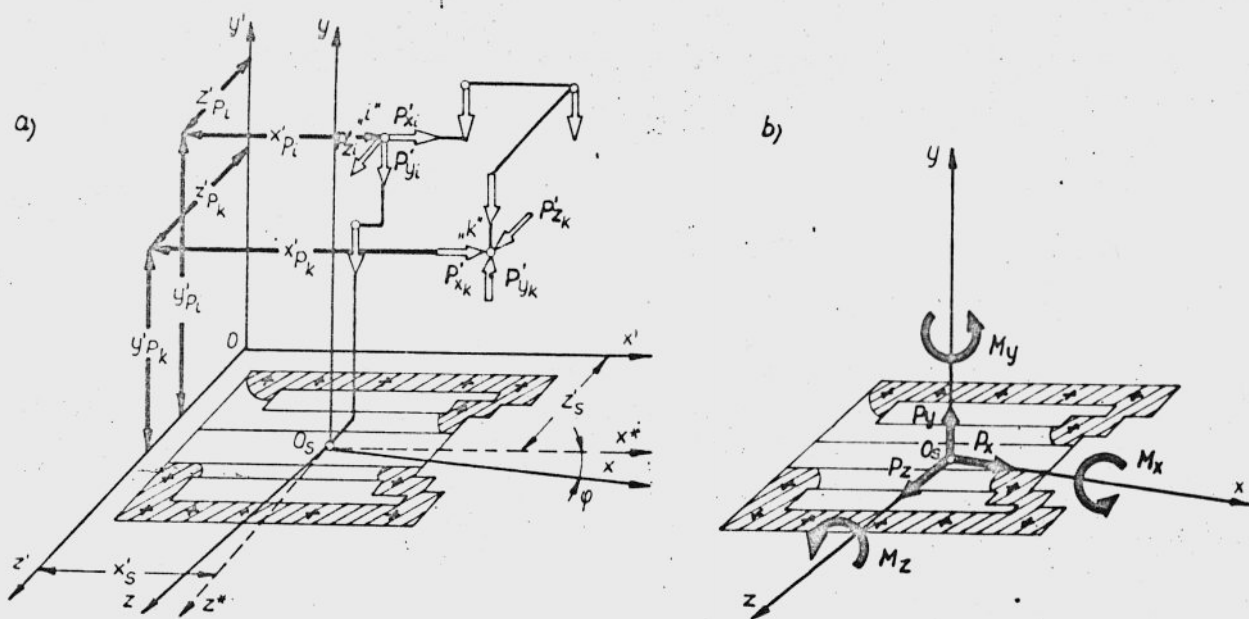
Na rys. 5a pokazano przestrzenny układ obciążeń, których położenie określono w przyjętym układzie odniesienia (x', y', z') zwanym dalej układem bazowym. Płaszczyzna x', z' pokrywa się tu z płaszczyzną reprezentującą nominalną powierzchnię styku. Przeprowadzenie transformacji tych obciążeń do układu głównych centralnych osi bezwładności x, y, z /rys. 5b/, wymaga przede wszystkim wyznaczenia współrzędnych środka ciężkości pola czynnej



rys. 4 Określenie obciążeń w modelu strukturalnym układu nośnego frezarki pionowej

powierzchni styku (x'_S, z'_S) oraz kąta φ zawartego pomiędzy tym układem, a układem centralnych osi bezwładności (x^*, y^*, z^*), równoległym do osi przyjętego układu bazowego. Metodykę ich wyznaczenia dla pola czynnej powierzchni styku, wynikającej z rozkładu nacisków na powierzchniach połączenia, szczegółowo przed-

, stawiono w punkcie 7.



rys. 5 Ogólny przypadek przestrzennego układu obciążeń, przyjętego do wyznaczenia stanu obciążenia połączenia (a); Wypadkowe obciążenie połączenia wyznaczone w układzie głównych centralnych osi bezwładności pola powierzchni styku (b)

W ogólnym przypadku położenie dowolnego punktu "i", w którym przyłożone są obciążenia /rys.5a/, charakteryzują następujące dane, określone w bazowym układzie współrzędnych:

współrzędne: x'_{pi} ; y'_{pi} ; z'_{pi}

siły: P'_{xi} ; P'_{yi} ; P'_{zi}

momenty: M'_{xi} ; M'_{yi} ; M'_{zi}

Jeżeli w rozważanym układzie istnieje "k" punktów zaczepienia sił /punkt "k" reprezentuje miejsce przyłożenia sił zewnętrznych od skrawania/, to należy wyznaczyć w pierwszym rzędzie wartości sił wypadkowych, działających w kierunkach osi x, y, z. I tak dla kierunku osi y, pokrywającej się z osiami y'; y* , otrzyma się następującą zależność:

$$P'_y = P'_{y_1} + P'_{y_2} + P'_{y_3} + \dots + P'_{y_k} = \sum_{i=1}^k P'_{y_i} \quad (1)$$
$$P_y = \sum_{i=1}^k P'_{y_i}$$

Natomiast siły P_x i P_z , stanowiące obciążenie działające w płaszczyźnie połączenia, można wyznaczyć z następujących zależności, uwzględniając przy tym obrót głównych centralnych osi bezwładności o kąt φ :

$$P_x = \left[\mp \left(\sum_{i=1}^k P'_{z_i} \right) \sin \varphi + \left(\sum_{i=1}^k P'_{x_i} \right) \cos \varphi \right] \quad (2)$$

$$P_z = \left[\pm \left(\sum_{i=1}^k P'_{x_i} \right) \sin \varphi + \left(\sum_{i=1}^k P'_{z_i} \right) \cos \varphi \right] \quad (3)$$

Gdzie znaki górne obowiązują każdorazowo dla dodatniego, a dolne dla ujemnego zwrotu kąta φ .

Dla określenia wartości wypadkowych momentów M_x ; M_y ; M_z , wywołanych występowaniem w układzie sił P'_{x_i} ; P'_{y_i} ; P'_{z_i} oraz mo-

mentów M'_{x_i} ; M'_{y_i} ; M'_{z_i} należy najpierw wyznaczyć wartości momentów $M^*_{x_i}$; $M^*_{y_i}$; $M^*_{z_i}$ działających w układzie osi centralnych. Przedstawia to poniższa zależność, podana w postaci macierzowej:

$$\begin{bmatrix} M^*_x \\ M^*_y \\ M^*_z \end{bmatrix}_i = \begin{bmatrix} 0 & (Z'_{p_i} - Z'_s) & y_{p_i} \\ (Z'_{p_i} - Z'_s) & 0 & -(X'_{p_i} - X'_s) \\ -y'_{p_i} & (X'_{p_i} - X'_s) & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} P'_x \\ P'_y \\ P'_z \end{bmatrix}_i + \begin{bmatrix} M'_x \\ M'_y \\ M'_z \end{bmatrix} \quad (4)$$

Zsumowanie zaś jednoimiennych momentów, wynikających z istnienia "k" punktów zaczepienia sił, pozwala określić wartości momentów wypadkowych działających w układzie centralnych osi bezwładności pola styku:

$$M^*_x = \sum_{i=1}^k M^*_{x_i} \quad (5)$$

$$M^*_y = \sum_{i=1}^k M^*_{y_i} \quad (6)$$

$$M^*_z = \sum_{i=1}^k M^*_{z_i} \quad (7)$$

Analogicznie do transformacji wypadkowych sił na kierunki głównych centralnych osi bezwładności, otrzymuje się zależności dla momentów:

$$M_x = \mp [M^*_z \sin \varphi + M^*_x \cos \varphi] \quad (8)$$

$$M_y = M^*_y \quad (9)$$

$$M_z = \mp [M^*_x \sin \varphi + M^*_z \cos \varphi] \quad (10)$$

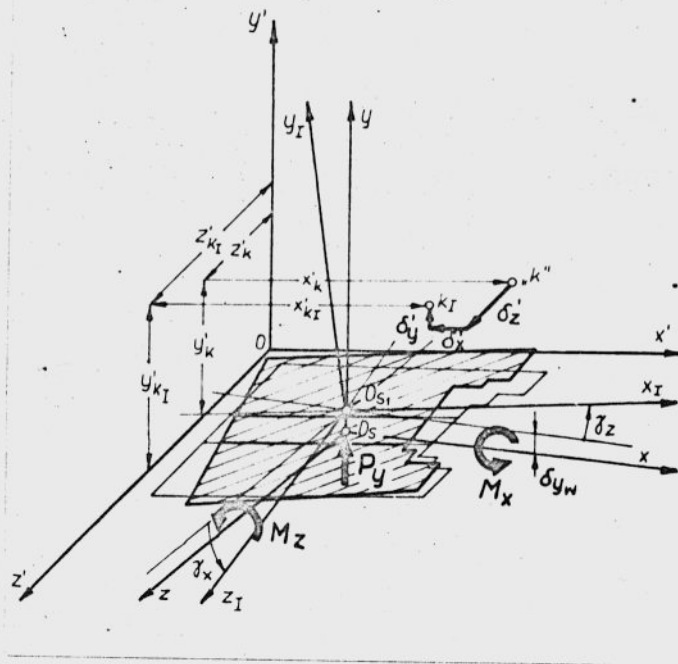
Przedstawiony powyżej sposób transformowania do układu głównych centralnych osi bezwładności, obciążeń zewnętrznych i wewnętrznych, występujących w układzie nośnym obrabiarki /łącznie z obciążeniem od zacisku wstępnego śrub/, pozwala ustalić w sposób szczegółowy, roboczy stan obciążenia połączenia /rys. 2/. Złożoność stanu obciążenia będzie zatem decydować o złożoności stanu odkształcenia. Przy równoczesnym bowiem występowaniu wszystkich możliwych obciążeń /rys. 5b/ w połączeniu będą zachodziły jednocześnie odkształcenia postaciowe kołnierza i śrub, odkształcenia stykowe normalne jako wynik działania siły P_y i momentów M_x ; M_z , oraz odkształcenia stykowe styczne, wywołane siłami P_x ; P_z i momentem M_y . Wartości i kierunki wymienionych odkształceń, będą w efekcie decydować o wartościach i kierunkach wypadkowych przemieszczeń połączenia, a także ich udziały w bilansie całkowitych przemieszczeń układu nośnego obrabiarki.

Na rys. 6 przedstawiono schematycznie wpływ pochylenia płaszczyzny podstawy kołnierza i jej przemieszczenia, wywołanych siłą P_y oraz momentami M_x ; M_z /określonych wielkościami γ_x ; γ_z ; δ_{y_s} /, na przemieszczenie punktu "k" modelu strukturalnego obrabiarki, reprezentującego wierzchołek narzędzia skrawającego. Analityczne określenie składowych przemieszczeń tego punktu, w układzie osi bazowych x' ; y' ; z' , wymaga transformacji kątów pochylenia kołnierza γ_x ; γ_z według zależności:

$$\gamma_x^* = \dots (\mp \gamma_z \sin \varphi + \gamma_x \cos \varphi) \quad (11)$$

$$\gamma_z^* = (\pm \gamma_x \sin \varphi + \gamma_z \cos \varphi) \quad (12)$$

gdzie: φ - kąt obrotu głównych centralnych osi bezwładności x ; z względem osi centralnych x^* ; z^* /rys. 5/.
Dla jego dodatniego zwrotu obowiązują znaki górne, a dla ujemnego - znaki dolne.



rys. 6 Wpływ przemieszczeń normalnych płaszczyzny podstawy kołnierza, na przemieszczenie punktu "k", reprezentującego wierzchołek narzędzia skrawającego

Wyznaczenie kątów γ_x^* ; γ_z^* pozwala określić składowe przemieszczeń rozważanego punktu "k":

$$\delta'_{x_k} = -y'_k \cdot \gamma_x^* \quad (13)$$

$$\delta'_{y_k} = \delta_{y_w} - (z'_k - z'_s) \cdot \gamma_x^* + (x'_k - x'_s) \cdot \gamma_z^* \quad (14)$$

$$\delta'_{z_k} = +y'_k \cdot \gamma_z^* \quad (15)$$

gdzie:

- $x'_k; y'_k; z'_k$ - współrzędne położenia punktu "k" w układzie osi bazowych $x'; y'; z'$,
- $x'_S; z'_S$ - współrzędne położenia środka ciężkości O_S pola powierzchni styku /rys. 5/,
- δ_{y_w} - wypadkowe przemieszczenie środka ciężkości w kierunku osi y , wywołane działaniem siły P_y oraz momentów $M_x; M_z$

Natomiast nowe położenie punktu "k" /oznaczone na rys. 6 "k_I"/ w układzie osi bazowych $x'; y'; z'$, określają następujące współrzędne:

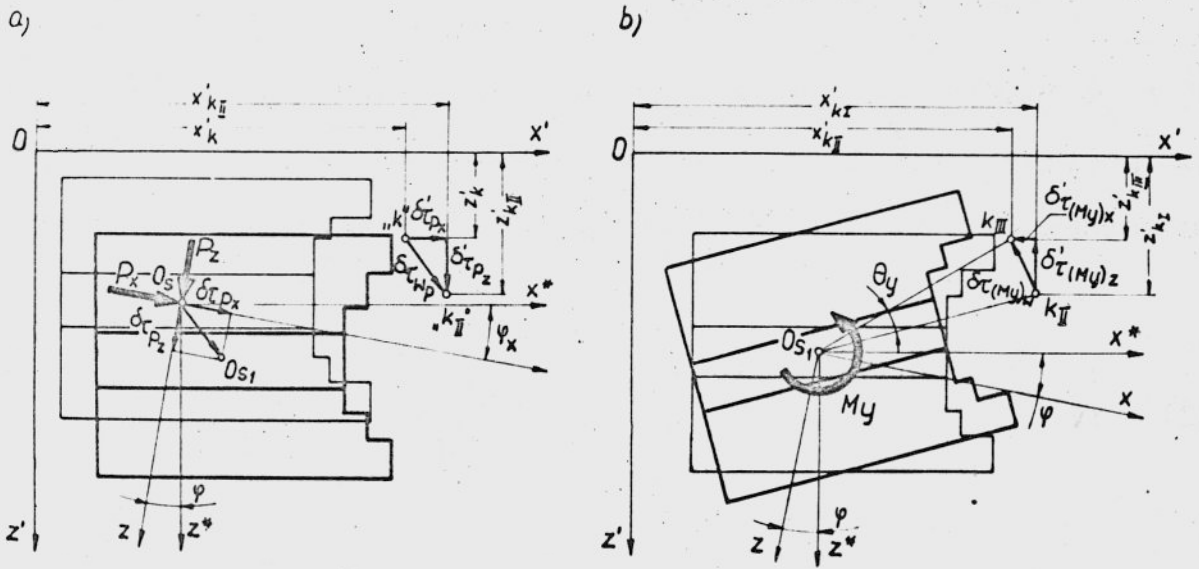
$$x'_{k_I} = x'_k \pm \delta'_{x_k} \quad (16)$$

$$y'_{k_I} = y'_k \pm \delta'_{y_k} \quad (17)$$

$$z'_{k_I} = z'_k \pm \delta'_{z_k} \quad (18)$$

W powyższych zależnościach znaki górne obowiązują dla dodatnich zwrotów składowych przemieszczeń, dolne zaś dla ujemnych.

Na rys. 7a i b przedstawiono oddzielnie przemieszczenia punktu "k", spowodowane działaniem na połączenie sił $P_x; P_z$ oraz momentu M_y , działających w płaszczyźnie styku i zredukowanych do układu głównych centralnych osi bezwładności /rys. 5b/. Przemieszczenia te są wynikiem stycznych odkształceń stykowych. Wyznaczenie przemieszczenia wypadkowego, rozważanego punktu "k", wymaga określenia przemieszczeń składowych, w kierunkach osi $x; z$. Przemieszczenia te, zależnie od zwrotów działających obciążeń,



rys. 7 Przesunięcia wierzchołka narzędzia skrawającego, wywołane działaniem obciążeń stycznych w postaci sił (a) oraz momentu (b)

stanowią sumę lub różnicę przemieszczeń od sił P_x ; P_z i momentu M_y , co przedstawiają poniższe zależności:

$$\delta r_x = \pm \delta r_{P_x} \mp \delta r_{(M_y)_x} \quad (19)$$

$$\delta r_z = \pm \delta r_{P_z} \mp \delta r_{(M_y)_z} \quad (20)$$

gdzie:

δr_x ; δr_z - składowe stycznych przemieszczeń stykowych w kierunkach x; z,

$\delta\tau_{P_x}$; $\delta\tau_{P_z}$ - styczne przemieszczenia stykowe wywołane siłami P_x i P_z ,

$\delta\tau_{(M_y)_x}$; $\delta\tau_{(M_y)_z}$ - styczne przemieszczenia stykowe wywołane momentem M_y w kierunkach x ; z

Rozpatrując oddzielnie przemieszczenia wywołane siłami P_x i P_z /rys. 7a/ oraz momentem M_y /rys. 7b/, a także uwzględniając oznaczenia na rysunkach, można określić wypadkowe przemieszczenia punktu "k":

$$\delta\tau_{W(P_x; z)} = \sqrt{\delta\tau_{P_x}^2 + \delta\tau_{P_z}^2} \quad (21)$$

$$\delta\tau_{W(M_y)} = \sqrt{\delta\tau_{(M_y)_x}^2 + \delta\tau_{(M_y)_z}^2} \quad (22)$$

Uwzględniając zaś kąt obrotu głównych centralnych osi bezwładności " φ " i jego zwrot, można przemieszczenia styczne w kierunkach osi bazowych x' ; z' , wyznaczyć z zależności:

$$\delta\tau'_{P_x} = \delta\tau_{W(P_x; z)} \cdot \cos(\beta_1 \pm \varphi) \quad (23)$$

$$\delta\tau'_{P_z} = \delta\tau_{W(P_x; z)} \cdot \sin(\beta_1 \pm \varphi) \quad (24)$$

$$\delta\tau'_{(M_y)_x} = \delta\tau_{W(M_y)} \cdot \cos(\beta_2 \pm \varphi) \quad (25)$$

$$\delta\tau'_{(M_y)_z} = \delta\tau_{W(M_y)} \cdot \sin(\beta_2 \pm \varphi) \quad (26)$$

gdzie:

$$\beta_1 = \text{arc tg } \frac{\delta \tau_{Pz}}{\delta \tau_{Px}} ; \quad \beta_2 = \text{arc tg } \frac{\delta \tau_{(My)_z}}{\delta \tau_{(My)_x}}$$

Powyższe zależności pozwalają z kolei wyznaczyć nowe położenie punktu "k" /oznaczone "k_{III}"/, wynikające z równoczesnego działania na połączenie obu rodzajów obciążeń, uwzględniając przy tym zwroty sił i momentu /rys. 5b/:

$$X'_{k_{III}} = X'_k \pm \delta'_{\tau_{Px}} \mp \delta'_{\tau_{(My)_x}} \quad (27)$$

$$Z'_{k_{III}} = Z'_k \pm \delta'_{\tau_{Pz}} \mp \delta'_{\tau_{(My)_z}} \quad (28)$$

Rozpatrując natomiast przemieszczenie punktu "k", przedstawiającego np. wierzchołek narzędzia skrawającego, ale dla przypadku złożonego stanu obciążenia /rys. 5b/, jego nowe współrzędne położenia przy uwzględnieniu zwrotów działających obciążeń, można wyznaczyć z zależności:

$$X'_{k_{IV}} = X'_k \pm \delta'_{X_k} \pm \delta'_{\tau_{Px}} \mp \delta'_{\tau_{(My)_x}} \quad (29)$$

$$y'_{k_{IV}} = y'_k \pm \delta'_{Z_k} \quad (30)$$

$$Z'_{k_{IV}} = Z'_k \pm \delta'_{Z_k} \pm \delta'_{\tau_{Pz}} \mp \delta'_{\tau_{(My)_z}} \quad (31)$$

Zależności te, mają z praktycznego punktu widzenia istotne znaczenie.

W przypadku bowiem dysponowania metodyką wyznaczania, bądź to

na drodze obliczeniowej, bądź też na drodze badawczej, wartości poszczególnych składowych przemieszczeń połączenia, pozwolą one ustalić współrzędne wierzchołka narzędzia skrawającego w warunkach obciążenia obrabiarki. Znajomość tych współrzędnych ma bezpośredni związek z dokładnością obróbki.

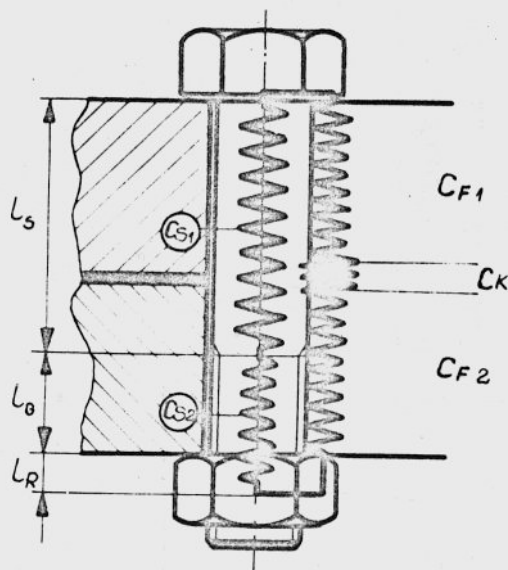
Z drugiej strony, przy znajomości stwierdzonego na drodze badawczej sumarycznego przemieszczenia rozpatrywanego punktu układu strukturalnego, można na podstawie przytoczonych zależności wyznaczyć przemieszczenia składowe połączenia, pod warunkiem dysponowania metodą obliczania przemieszczeń samych korpusów.

W następnym punkcie niniejszej pracy, przedstawiono szczegółową analizę czynników wpływających, w sposób bezpośredni lub pośredni, na wartości wymienionych składowych przemieszczeń, a tym samym na statyczną sztywność śrubowych połączeń korpusów obrabiarek.

3. ANALIZA CZYNNIKÓW WPŁYWAJĄCYCH NA STATYCZNĄ SZTYWNOŚĆ

ŚRUBOWYCH POŁĄCZEŃ KORPUSÓW OBRABIAREK

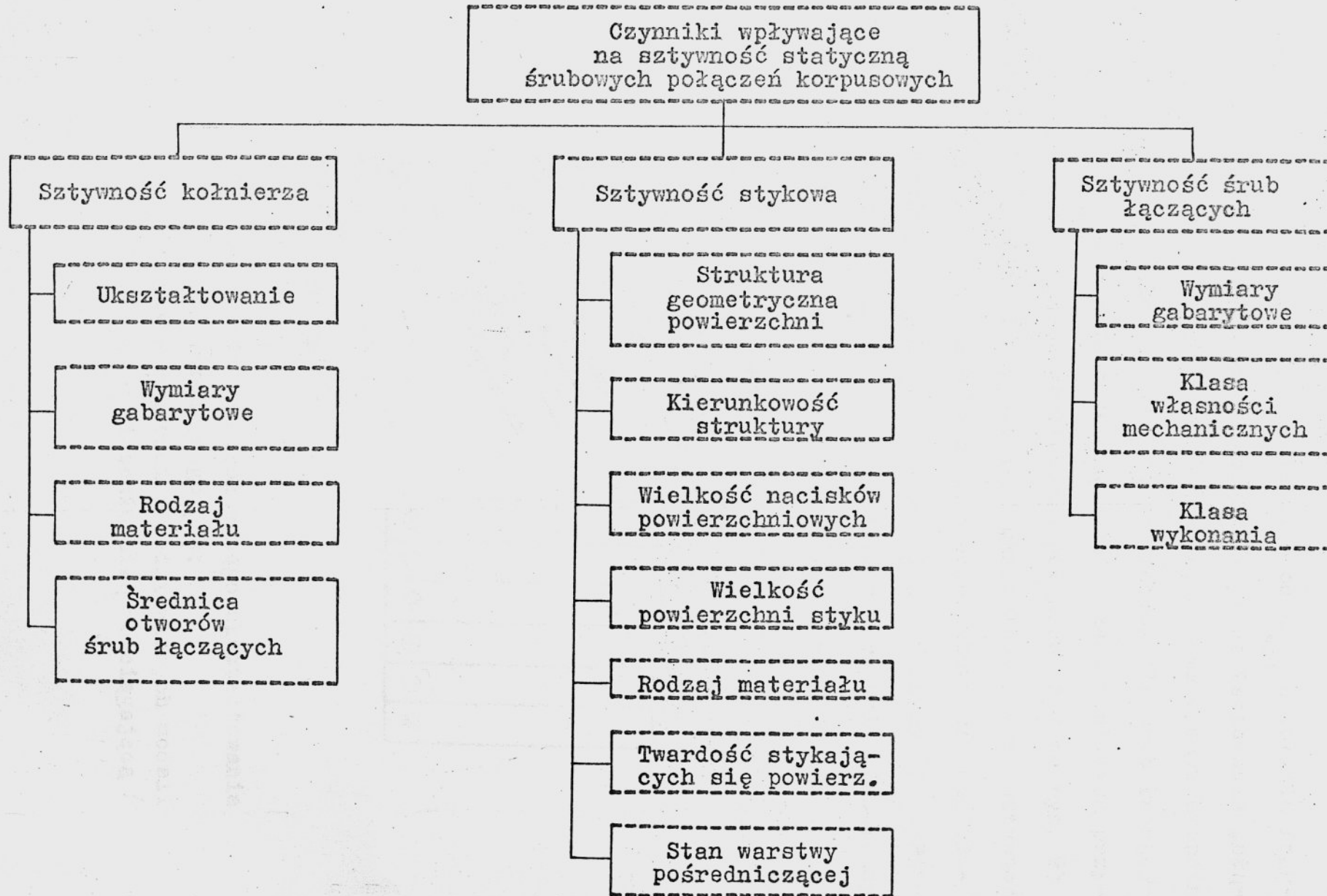
Na rys. 8 przedstawiono model złącza jednośrubowego składającego się z odpowiednio połączonych sztywności: kołnierza, warstwy stykowej oraz śruby łączącej [16]. Te trzy sztywności składowe decydują w konsekwencji o sztywności statycznej śrubowych połączeń korpusowych. Przy czym wartości poszczególnych sztywności w sposób bezpośredni lub pośredni zależą od wielu czynników natury konstrukcyjnej, technologicznej i montażowej, wyszczególnionych w tabeli 1.



rys. 8 [16] Model złącza jednośrubowego:
 c_F - sztywność kołnierza; c_K - sztywność stykowa; c_S - sztywność śruby

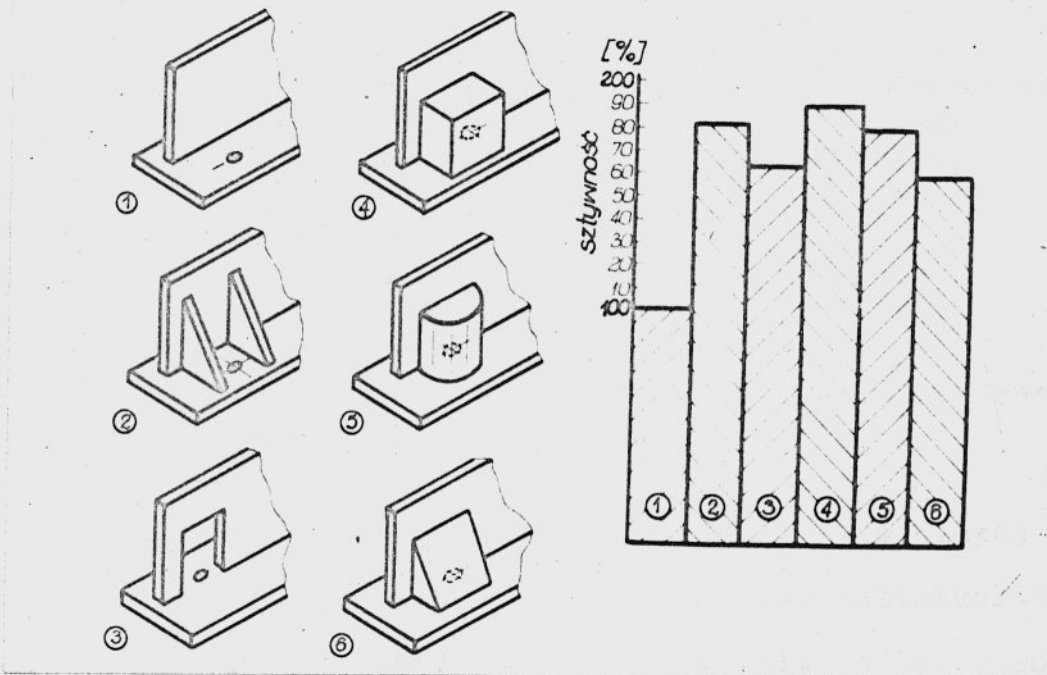
Analiza wymienionych czynników, przeprowadzona pod kątem ich wpływu na trzy główne sztywności składowe, jest przedmiotem tej części pracy. Zależności funkcyjne od omawianych czynników oraz mechanizm powstawania składowych przemieszczeń pokazano na przykładzie złącza jednośrubowego.

T a b e l a 1



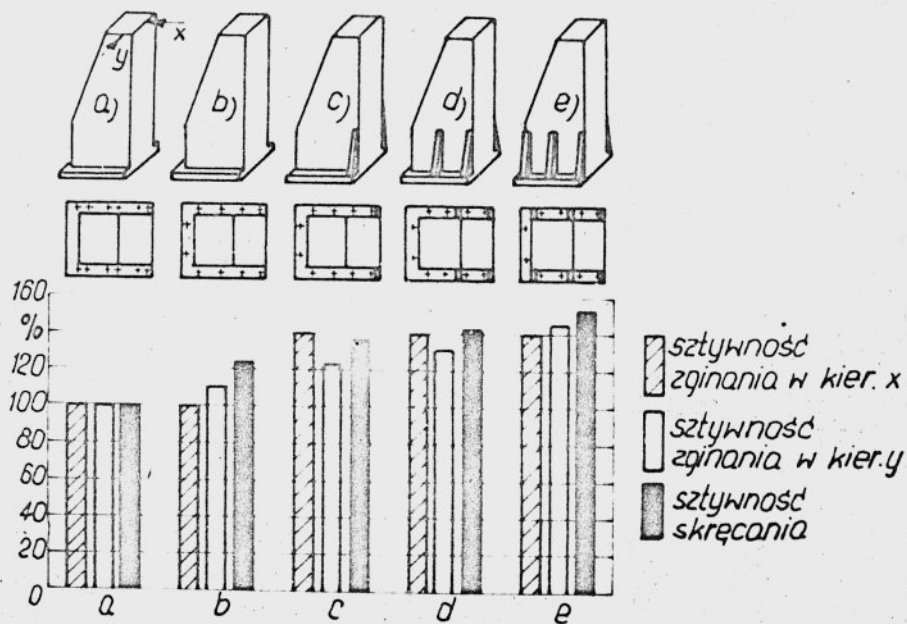
3.1. Sztywność kołnierza

Sztywność kołnierza zależy głównie od ukształtowania fragmentu korpusu przynależnego do połączenia /uksztaltowania połączenia/, wymiarów gabarytowych kołnierza, a w mniejszym stopniu od własności materiałowych i średnicy otworów dla śrub łączących. Na rysunku 9a przedstawiono schematycznie sześć możliwych przypadków konstrukcyjnego ukształtowania połączeń, zaś na rys. 9b wyniki badań odnośnie do wpływu tego ukształtowania na sztywność przedstawionych złącz elementarnych /jednośrubowych/, obciążanych siłą rozciągającą, działającą w osi ich ścianek [24]. Porównanie wyników wykazuje, że połączenie ze śrubami umieszczonymi w osi ścianki korpusu wykazuje największą sztywność.



rys. 9 [24] Przykłady konstrukcyjnego ukształtowania połączenia korpusowego (a);
Porównanie sztywności przedstawionych modeli połączeń przy obciążeniu siłą rozciągającą (b)

W odróżnieniu od badań na złączu elementarnym, Bielefeld [25] przeprowadził badania na złączu wielośrubowym. Dotyczyły one również wpływu ukształtowania połączenia, na sztywność układu stojak-połączenie. Wyniki badań przedstawione na rys. 10 pokazują jak istotny jest wpływ żeber usztywniających, a głównie ich ilości i rozmieszczenia.

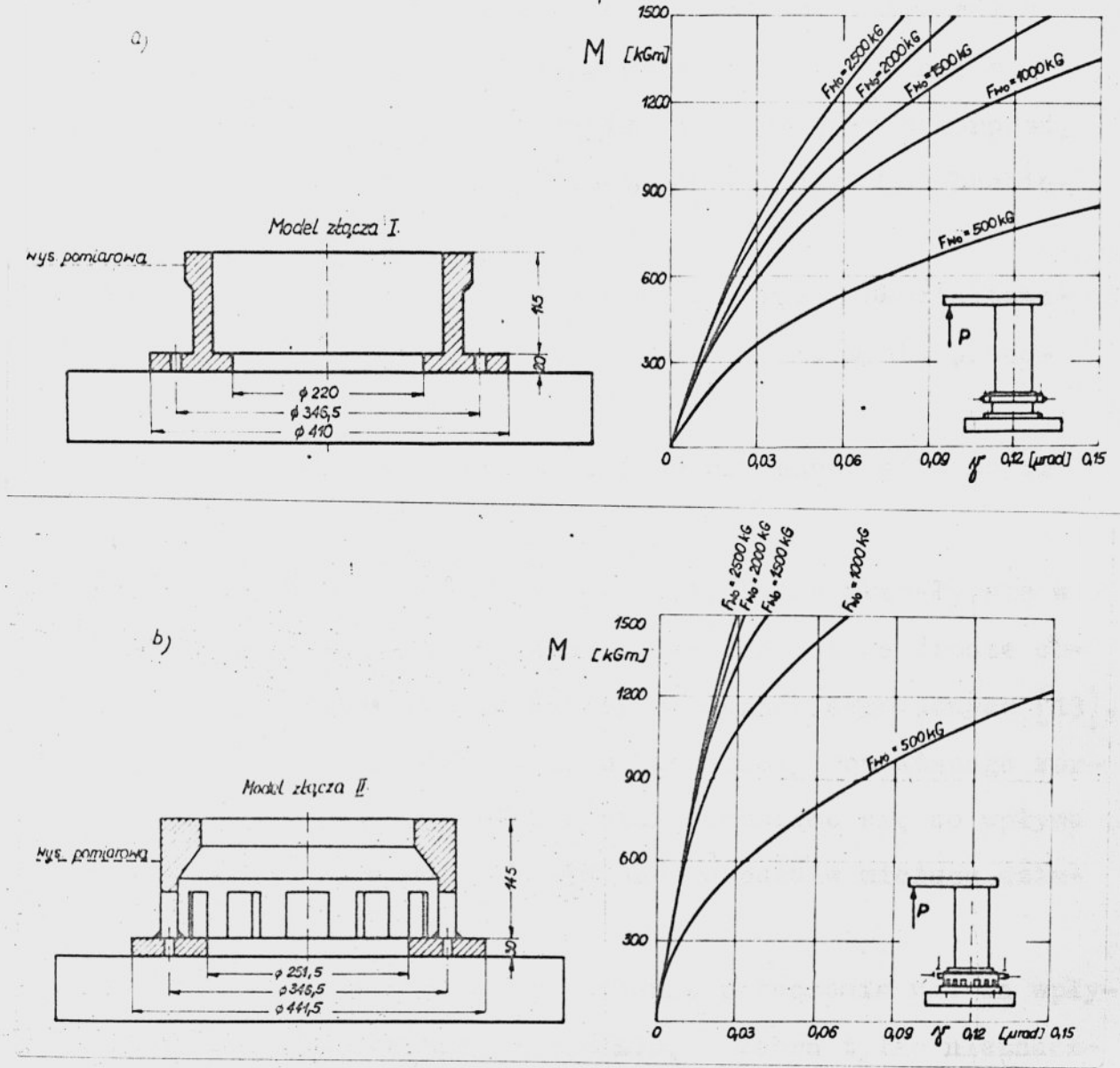


rys. 10 [25] Wpływ żeber usztywniających na sztywność modelu korpusu

Przytoczone wyniki nie stanowią podstawy do ilościowej oceny wpływu uźebrowania, a to ze względu na brak jakichkolwiek danych o warunkach prowadzenia pomiarów, a głównie doboru wysokości żeber. Zależnie bowiem od wysokości, żebra te mogą wpływać usztywniająco nie tylko na kołnierz i fragment korpusu, leżący w obrębie połączenia, ale również na sam korpus.

Z badań przeprowadzonych przez Plocka [26] na połączeniu wielośrubowym, wynika, że przy jednakowych ułożeniach śrub, w

stosunku do obciążenia zewnętrznego oraz przy jednakowych warunkach mocowania, model II /ze śrubami w osi ścianki/ z rysunku 11b wykazywał wzrost sztywności o około 100% w stosunku do modelu I z rys. 11a /ze śrubami ułożonymi mimośrodkowo/.



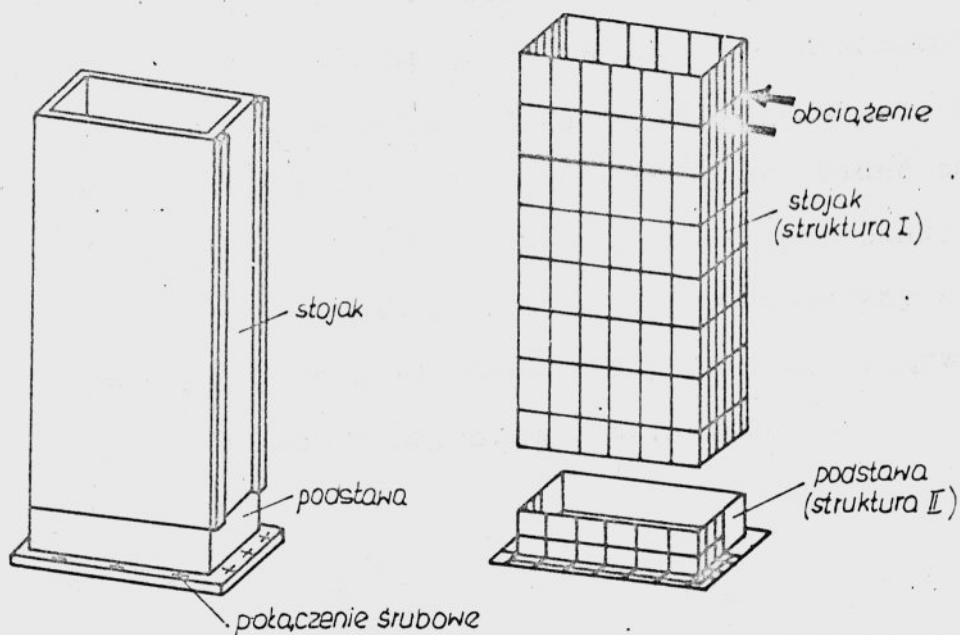
rys. 11 [26] Wpływ siły zacisku wstępnych śrub łączących na przemieszczenia kątowe połączenia:
a/ ukształtowanie kołnierzowe,
b/ ukształtowanie kieszeniowe

Do tych ostatecznych wyników można mieć zastrzeżenia ze względu na istotne różnice w konstrukcyjnym ukształtowaniu przedstawionych modeli, co nie pozwala na bezpośrednie porównywanie wyników. Powyższe zastrzeżenia opierają się na tym, że:

- autor przy projektowaniu obu modeli połączeń, wyszedł z warunku ułożenia śrub na jednakowej średnicy, a nie z warunku zachowania stałych wymiarów gabarytowych korpusu, co z punktu widzenia konstruktora układu nośnego obrabiarzki jest bardziej właściwe;
- istnieją różnice w grubości kołnierzy oraz w ukształtowaniu ścianek, leżących w obrębie połączenia, w obu przedstawionych modelach;
- technologie wykonania obu modeli są odmienne, gdyż model II wykonano na drodze spawania.

Należy tu również przytoczyć wyniki, które ukazały się w czasie realizacji niniejszej pracy. Otrzymano je na drodze obliczeniowej przy zastosowaniu metody elementów skończonych [13]. Na rysunku 12 przedstawiono model obliczeniowy rozważanego korpusu, a na rysunku 13 otrzymane wyniki odnoszące się do wpływu ukształtowania połączenia na sztywność korpusu w miejscu działania obciążenia.

Interesującym jest to, że ukształtowanie połączenia nie ma wpływu na sztywność stojaka przy skręcaniu, a żebra tylko nieznacznie /o około 6%/ zwiększają sztywność na zginanie. Natomiast ukształtowanie kieszeniowe, zewnętrzne jak i wewnętrzne, ze śrubami umieszczonymi w osi ścianki powoduje wzrost sztywności zginania układu o około 80%.

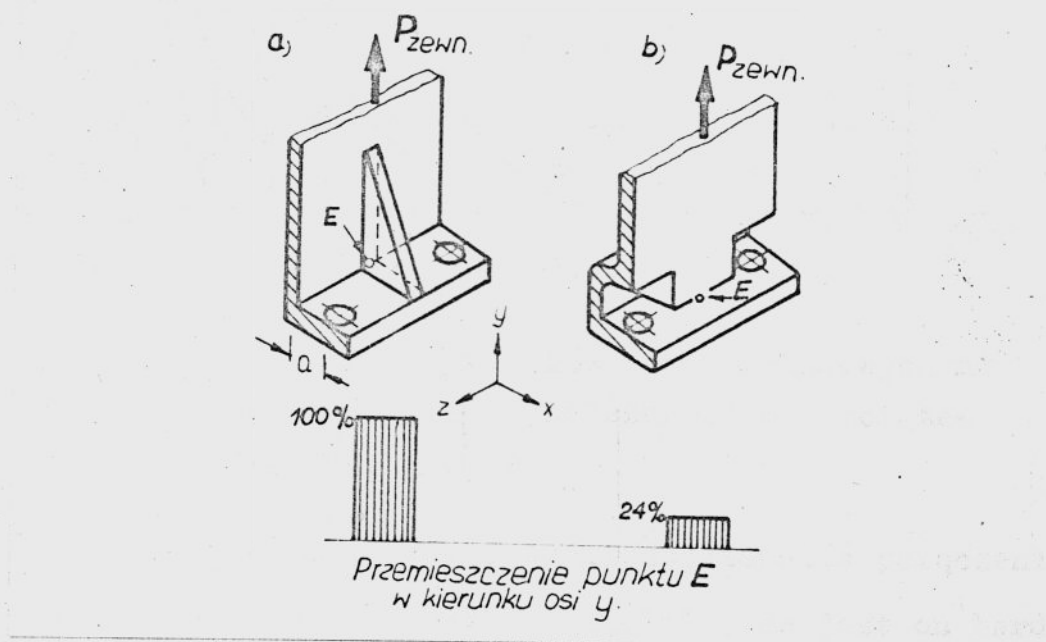


rys. 12 [13] Model obliczeniowy stojaka

Ukształtowanie	kółnierzone	z zębami usztywniającymi	z kieszeniami zewnętrznymi	kieszeniowe
Rodzaj obciążenia				
 zginanie	100%	106%	185%	180%
 ukosne zgin.	100%	106%	185%	174%
 skręcanie	100%	100%	100%	100%

rys. 13 [13] Wpływ ukształtowania połączenia na jego sztywność, przy różnych sposobach obciążania

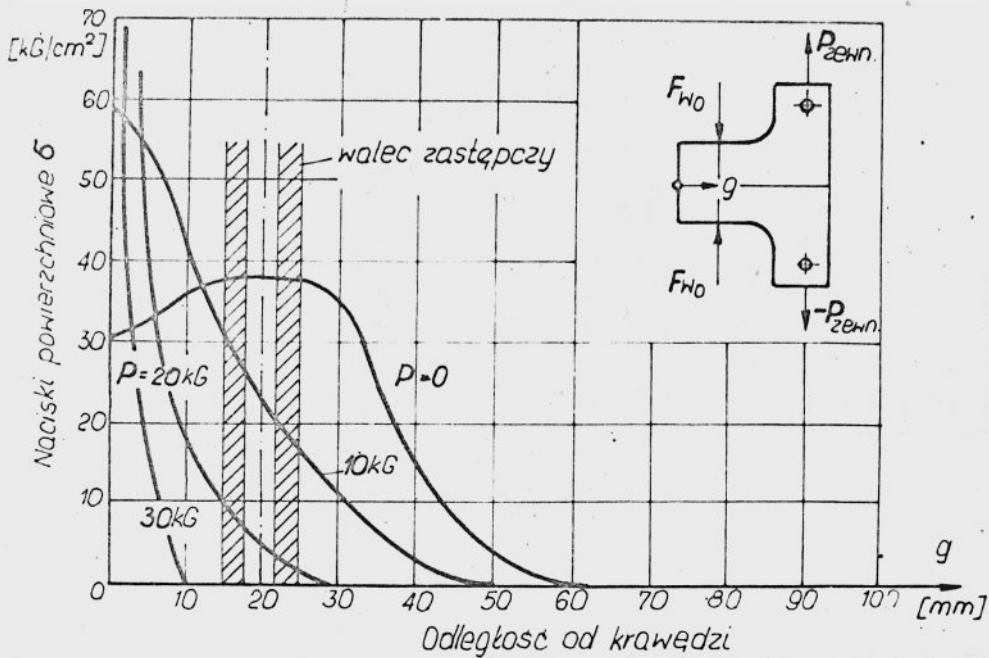
Mniejszą sztywność połączeń ze śrubami umieszczonymi mimośrodowo, w stosunku do połączeń ze śrubami umieszczonymi w osi ścianki, można wytłumaczyć tym, że dla pierwszego przypadku zachodzi znaczne zginanie kołnierza oraz śrub. Widać to dobrze na rysunku 14, gdzie porównano przemieszczenia w punkcie E leżącym w płaszczyźnie styku na przecięciu płaszczyzny symetrii ścianki i normalnej do niej płaszczyzny symetrii złącza, dla dwóch wersji jego konstrukcyjnego ukształtowania.



rys. 14 [12] Przemieszczenia punktu E dla dwóch wersji konstrukcyjnego ukształtowania połączenia

Przemieszczenia te wyznaczono analitycznie metodą elementów skończonych [12]. Postępujące zatem ze wzrostem zginania kołnierza otwieranie się połączenia, pociąga za sobą zmianę wielkości powierzchni styku oraz występujących na niej nacisków normalnych. Potwierdziły to badania elastooptyczne, przeprowadzone także

na złączu elementarnym [27], których wyniki przedstawia rysunek 15.

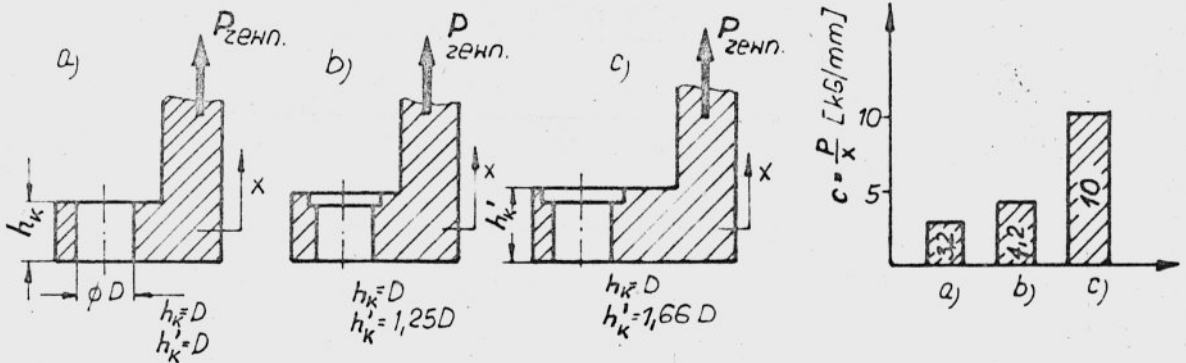


rys. 15 [27] Rozkład nacisków powierzchniowych na długości styku w zależności od obciążenia zewnętrznego

Podsumowując analizę wpływu ukształtowania połączenia na jego sztywność, można stwierdzić ogólnie, że jest on bardzo duży. Procentową zaś wartość tego wpływu trudno jest jednoznacznie określić, bowiem prezentowane wyniki często różnią się. Ponadto wyniki, otrzymane dla złącz jednośrubowych, nie można bezpośrednio przenosić na złącza wielośrubowe.

Następnym czynnikiem, mającym istotny wpływ na sztywność połączenia, są jego wymiary, a głównie grubość kołnierza. Właśnie na kolejnych rysunkach 16 i 17 przedstawiono wyniki dotyczące wpływu grubości kołnierza na sztywność złącza. Wyniki zaprezentowane na rys. 16 uzyskano na drodze badawczej dla złącz

elementarnych [25], zaś na rys. 17 otrzymane na drodze teoretycznej analizy zachowania się belki na sprężystym podłożu [28]. Z przytoczonych zależności widać, że ze wzrostem grubości kołnierza rośnie sztywność złącza.

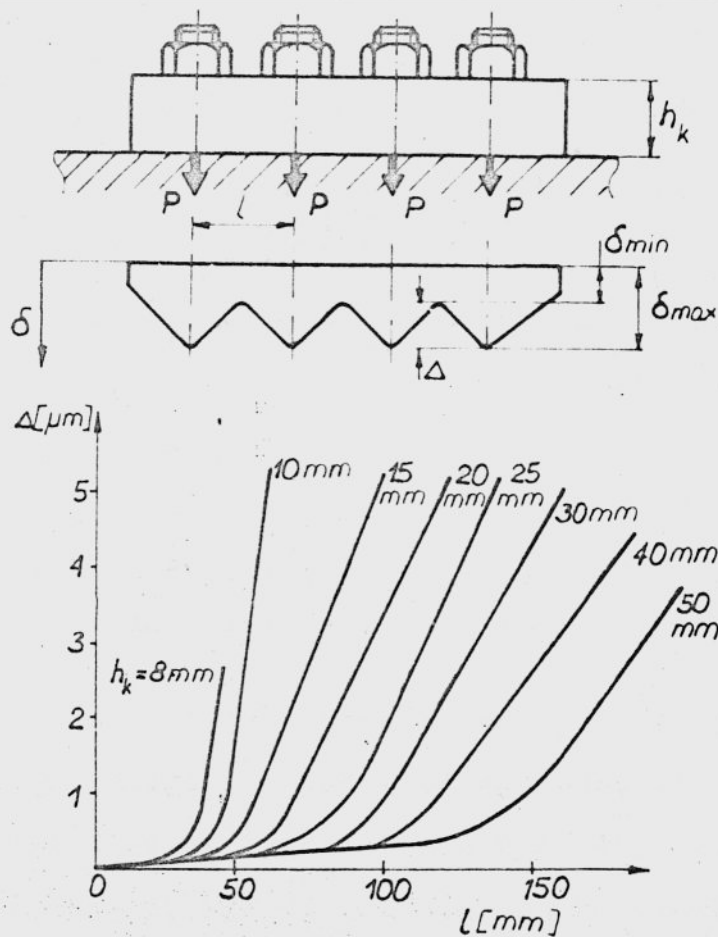


rys. 16 [25] Wpływ grubości kołnierza na sztywność połączenia jednośrubowego

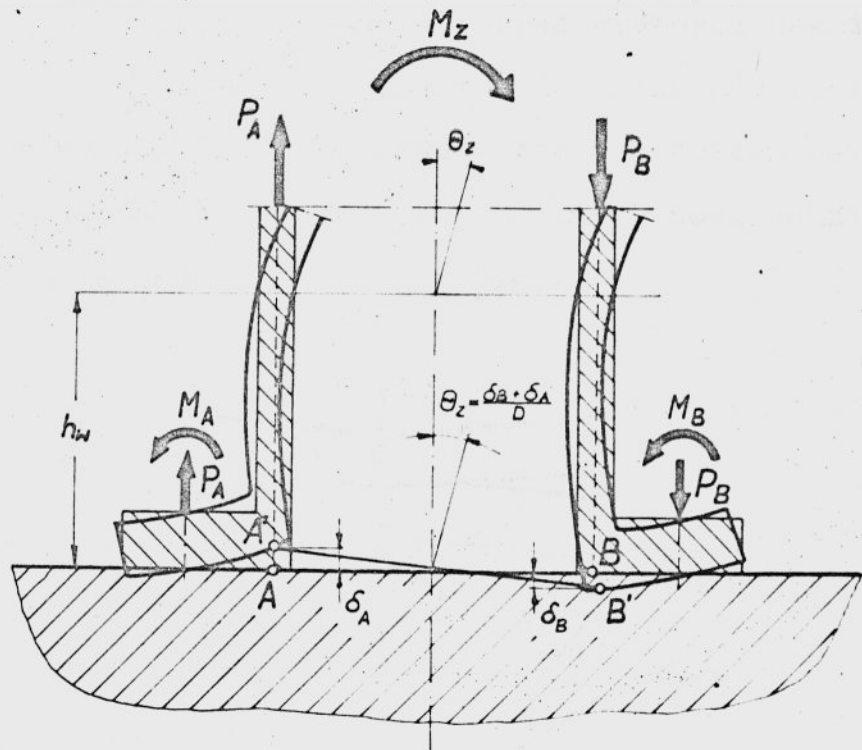
Jest to spowodowane zwiększaniem się skuteczności kołnierza w przeciwstawianiu się odkształceniom zginającym i to zarówno dla przypadku mimośrodowego, jak też i osiowego położenia obciążenia zewnętrznego, w stosunku do osi śrub łączących.

Dla przypadku pierwszego, bardzo często występującego w praktyce, wygięcie kołnierza pociąga za sobą powstawanie dodatkowych odkształceń ścianek korpusu, do pewnej ich wysokości h_w /rys. 18/, powyżej której przebieg naprężeń w ściankach będzie ustalony.

Powstające odkształcenia ścianek mają wpływ na całkowite przemieszczenie układu korpus-połączenie.



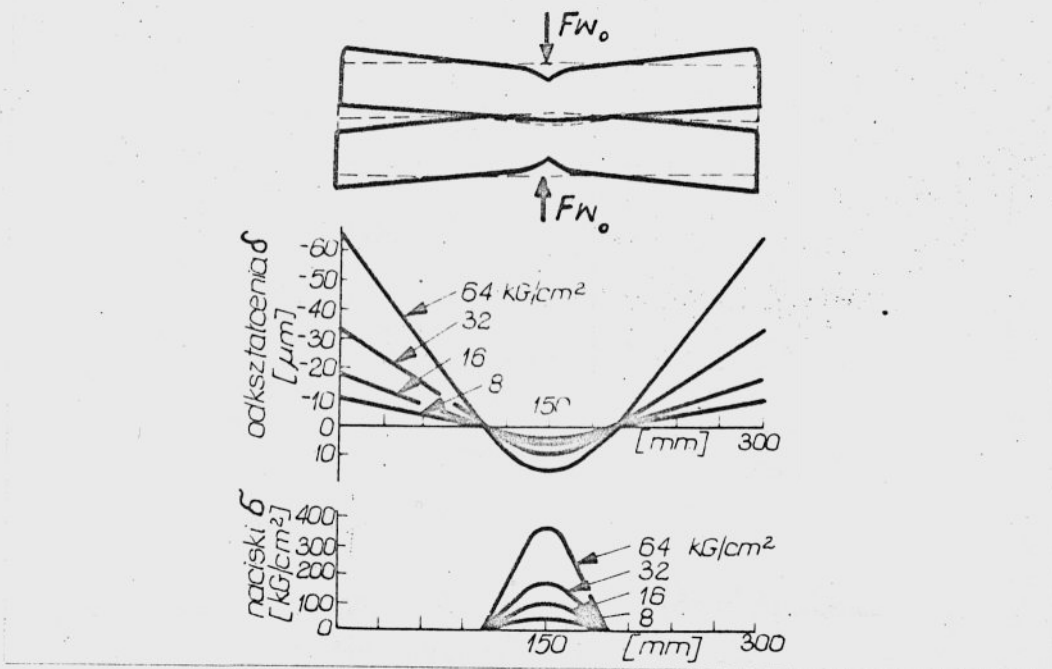
rys. 17 [28] Przemieszczenia kołnierza $\Delta\delta$ w zależności od rozstawu śrub l , przy różnych jego grubościach h_k



rys. 18 Oddziaływanie odkształcenia kołnierza na przemieszczenia ścianek korpusu

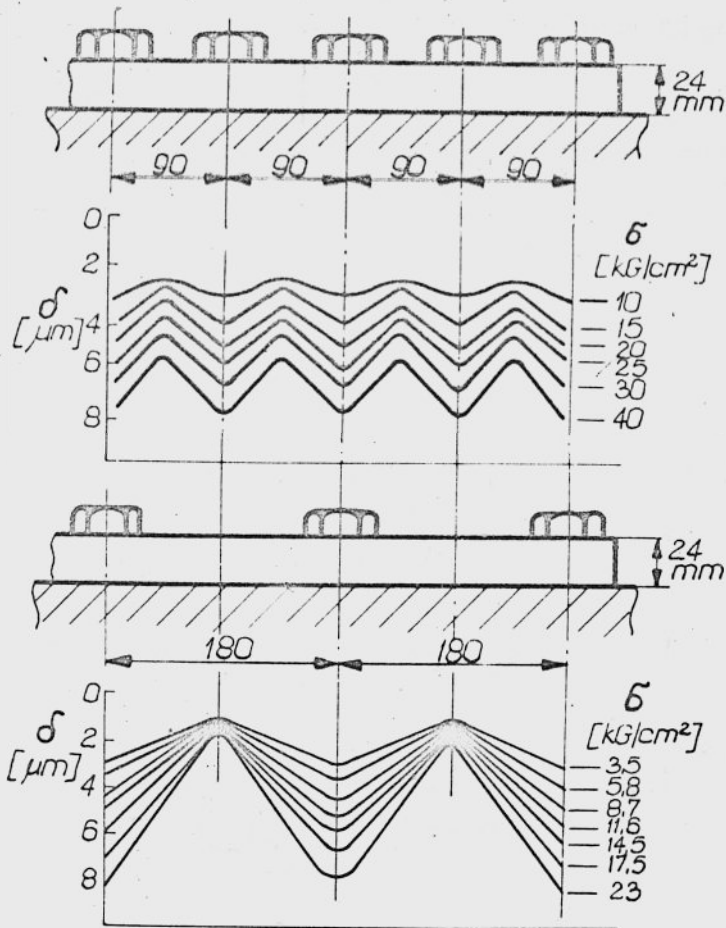
Zachowanie się tego typu połączenia w płaszczyźnie działa momentu obciążającego M_z , wywołującego parę sił P_A i P_B działających w osi ścianek, przedstawia rys. 18. Określenie, na drodze obliczeniowej, wpływu odkształceń kołnierza na odkształcenia ścianek i w efekcie całego układu korpus-połączenie, możliwe jest dla korpusów o regularnym kształcie przekroju poprzecznego [29; 30], jedynie przy pewnych założeniach upraszczających. Należy przy tym zaznaczyć, że problem tego rodzaju odkształceń ma istotne znaczenie w zapewnieniu szczelności połączeń kołnierzowych w przewodach rurowych. Dlatego też w literaturze dotyczącej tego zagadnienia podano szereg zależności teoretycznych, umożliwiających wyznaczenie tych odkształceń [31; 32; 33].

W przypadku zaś działania obciążenia w osiach śrub, wzrost sztywności połączenia powodowany wzrostem grubości kołnierza, wiąże się z zagadnieniem nierównomierności rozkładu nacisków, wzdłuż strefy styku. Pod śrubami osiągają one bowiem wartości maksymalne, znacznie większe od przyjmowanych powszechnie wartości średnich, co pokazuje rys. 19 [34].



rys. 19 [34] Rzeczywiste wartości odkształceń i nacisków w miejscu działania obciążenia /śruby/ dla różnych wartości średnich nacisków na powierzchni styku

To zróżnicowanie wartości nacisków wywołuje dodatkowe odkształcenia kołnierza w postaci jego wyginania się w kierunku obwodowym. Przy czym stopień nierównomierności rozkładu przemieszczeń zależy głównie od grubości kołnierza /rys. 17/ oraz odległości pomiędzy śrubami, a tym samym od ich liczby /rys. 20 [28] /.

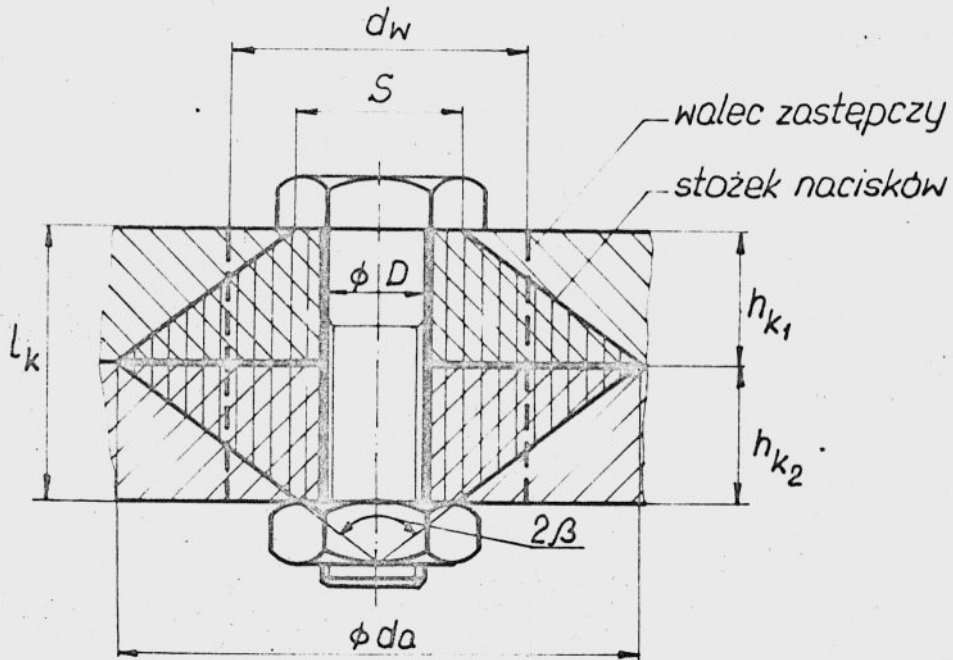


rys. 20 [28] Wpływ odległości między śrubami na odkształcenia w złączeniu

Z zagadnieniem nierównomierności rozkładu nacisków wiąże się pojęcie czynnej powierzchni styku, której wielkość i zmienność w warunkach obciążenia należy uważać za rozstrzygające kryterium sztywności połączenia korpusowego. Albowiem wszędzie tam, gdzie w warunkach pracy miejscowo zanika styk, a więc zachodzi otwieranie połączenia, występują znaczne przemieszczenia układu.

Jak podano w punkcie 2 niniejszej pracy, pole czynnej powierzchni styku stanowi suma pól poszczególnych stref stykowych, koncentrycznie rozłożonych wokół każdej śruby. Pojedynczą zaś

strefę styku, w sposób uproszczony /przy pominięciu błędów płaskości/, można przedstawić jako powierzchnię kołową o średnicy d_a , będącą podstawą stożka nacisków o kącie wierzchołkowym 2β , co pokazuje rys. 21.

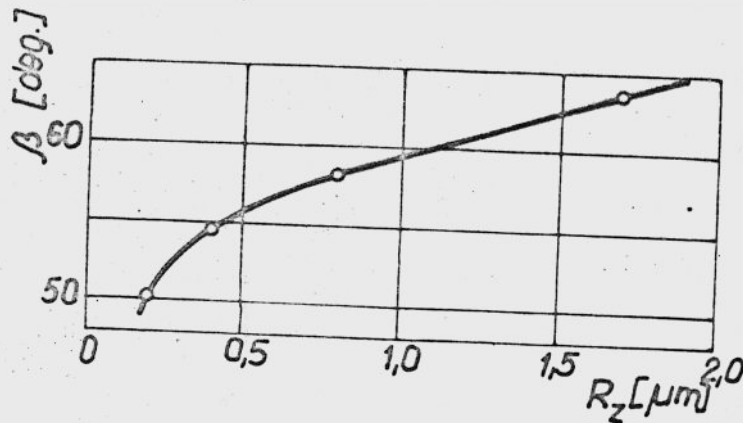


rys. 21 Uproszczony rozkład nacisków w elementach łączonych

Wielkość tej powierzchni jest zależna głównie od grubości kołnierza oraz, jak wykazały badania [35], od jakości powierzchni styku. Przy jej ustalaniu /dla danej grubości kołnierza/ główny problem stanowi więc określenie rzeczywistych wartości kąta β . Przeprowadzone rozważania teoretyczne [36; 37; 38; 39] pozwoliły ustalić, że jego wartość mieści się w granicach $45^\circ \div 55^\circ$, zależnie od stosunków wymiarowych połączenia. Jednak z uwagi na to, że w obliczeniach nie uwzględniono wpływu podatności stykowej, wartości te nie mogą być brane pod uwagę. Natomiast badania eksperymentalne, przy pomocy przekładek papierowych posiadających

własności przebarwiania się pod wpływem nacisków [16; 40; 41] a także głównie przy pomocy ultradźwięków [35] oraz metody radiacyjnej [42], wykazały że praktycznie wartość kąta β zawiera się w granicach $60^\circ \div 75^\circ$.

Przy czym może być ona jeszcze mniejsza, gdy kojarzone powierzchnie odznaczają się bardzo dobrą jakością wykonania, małą chropowatością oraz gdy są hartowane, co ilustruje wykres przedstawiony na rysunku 22 [35].



rys. 22 [35] Wpływ chropowatości powierzchni styku na wartości połowy kąta wierzchołkowego β stożka nacisków

Podsumowując przeprowadzoną analizę wpływu grubości kołnierza na sztywność połączenia, należy stwierdzić, że ze wzrostem grubości kołnierza zwiększa się jego sztywność zginania w kierunku prostopadłym do ścianki korpusu /przy mimośrodkowym ułożeniu śrub/ a także w kierunku obwodowym, prowadząc do bardziej równomiernego rozkładu nacisków na powierzchni styku. Sztywność postaciową c_F fragmentu kołnierza leżącego w obszarze działania stożka nacisków sprowadzonego do postaci walca zastępczego o

średnicy d_w /rys.21/, można wyrazić następującym wzorem [43; 44]:

$$C_F = \frac{E_F}{l_k} \cdot \frac{\pi}{4} \left[\left(S + \frac{l_k}{a_F} \right)^2 - D \right] \quad (32)$$

gdzie:

E_F - wartość modułu Younga dla materiału kołnierza,

l_k - całkowita grubość łączonych elementów,

S - rozwartość klucza,

D - średnica otworu,

a_F - stała materiałowa / $a = 8$ dla żeliwa, $a = 10$ dla stali/.

Zależność ta ujmuje też wpływ innych czynników na sztywność kołnierza, a mianowicie rodzaju materiału oraz średnicy otworów dla śrub łączących. Ogólnie można stwierdzić, że ze względu na większą wartość modułu E , elementy złącza wykonane ze stali będą posiadać większą sztywność. Należy przy tym zaznaczyć, że wartość modułu sprężystości E dla żeliwa, zależy w dużej mierze od wartości naprężeń [45]. Za stosowaniem żeliwa na korpusy przemawiają jednak względy technologiczne oraz większe tłumienie materiałowe, pomimo, że coraz częściej stosowane spawane korpusy stalowe wykazują większą sztywność statyczną [46].

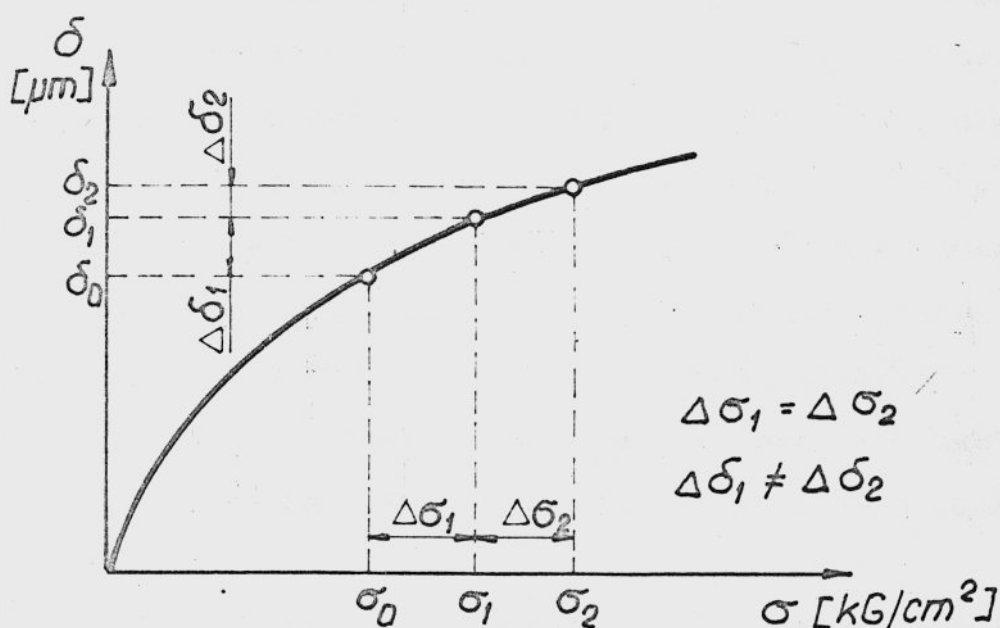
Odnośnie zaś wpływu otworów wykonywanych w kołnierzu dla śrub łączących, należy stwierdzić, że powodują one nieznaczne osłabienie przekroju kołnierza a tym samym i jego sztywności.

3.2. Sztywność stykowa

Przeprowadzone badania [7; 16; 47; 48] wykazały jednoznacznie, że zależność odkształcenia połączenia śrubowego od obciążenia nie ma charakteru liniowego. Przyczyn tego należy się doszu-

kiwać przede wszystkim w nieliniowym charakterze odkształceń strefy styku pomiędzy łączonymi elementami. Tak więc pod wpływem obciążenia zachodzą w połączeniu, oprócz odkształceń objętościowych, również odkształcenia stykowe, w zakresie błędów geometrycznych stykających się powierzchni. Procentowy udział tych ostatnich widoczny jest szczególnie w przypadku dużej sztywności kołnierza. W zależności od kierunku działania sił na połączenie, a także kierunku mierzonych przemieszczeń, rozróżnia się normalną sztywność stykową oraz styczną sztywność stykową.

Normalną sztywność stykową określa się stosunkiem przyrostu nacisków jednostkowych $\Delta\sigma$, do odpowiadającego im przyrostu wzajemnego przemieszczenia powierzchni $\Delta\delta$, zwanego zbliżeniem, które mierzone jest w kierunku prostopadłym do nominalnej powierzchni styku [49], co pokazuje rys. 23.



rys. 23 [49] Zależność normalnego stykowego przemieszczenia sprężystego od średniego nacisku

Tak zdefiniowana normalna sztywność stykowa zależy od szeregu czynników wyszczególnionych w tabeli 1. Jednym z najważniejszych jest struktura geometryczna powierzchni stykających się elementów, tworzących połączenie. Strukturę tę stanowi po obróbce zbiór występujących na powierzchni rzeczywistej nierówności, będących odchyłkami od powierzchni geometrycznej, rozumianej jako powierzchnia nominalna określona przez wymiar elementu. W zależności od cech geometrycznych i wymiarów, błędy geometryczne powierzchni dzieli się na makroskopowe /błędy kształtu, położenia i falistość/, mikroskopowe /chropowatość/ oraz submikroskopowe /submikronierówności/ [50].

Przyczyny powstawania poszczególnych błędów są różnorodne.

Błędy kształtu powstające podczas obróbki wywoływane są statycznymi odkształceniami obrabiarki /mała sztywność, luzy/, złym mocowaniem przedmiotu oraz zużywaniem się narzędzia. Falistość natomiast powodowana jest drganiami o niskiej częstotliwości, błędami wynikającymi ze złego ułożenia ostrzy, w wielostrzowych narzędziach obrotowych /głowice frezarskie [51]/, lub z niewyważenia ściernicy i nieprawidłowego jej obciążenia [52]. Chropowatość zaś powstaje podczas obróbki w wyniku równoczesnego oddziaływania wielu niezależnych od siebie czynników. Należą do nich głównie drgania o wysokiej częstotliwości, geometria narzędzia, wartość posuwu, a także szereg przypadkowych zjawisk takich jak: powstawanie narostu, wyrywanie metalu z jego powierzchni itp.

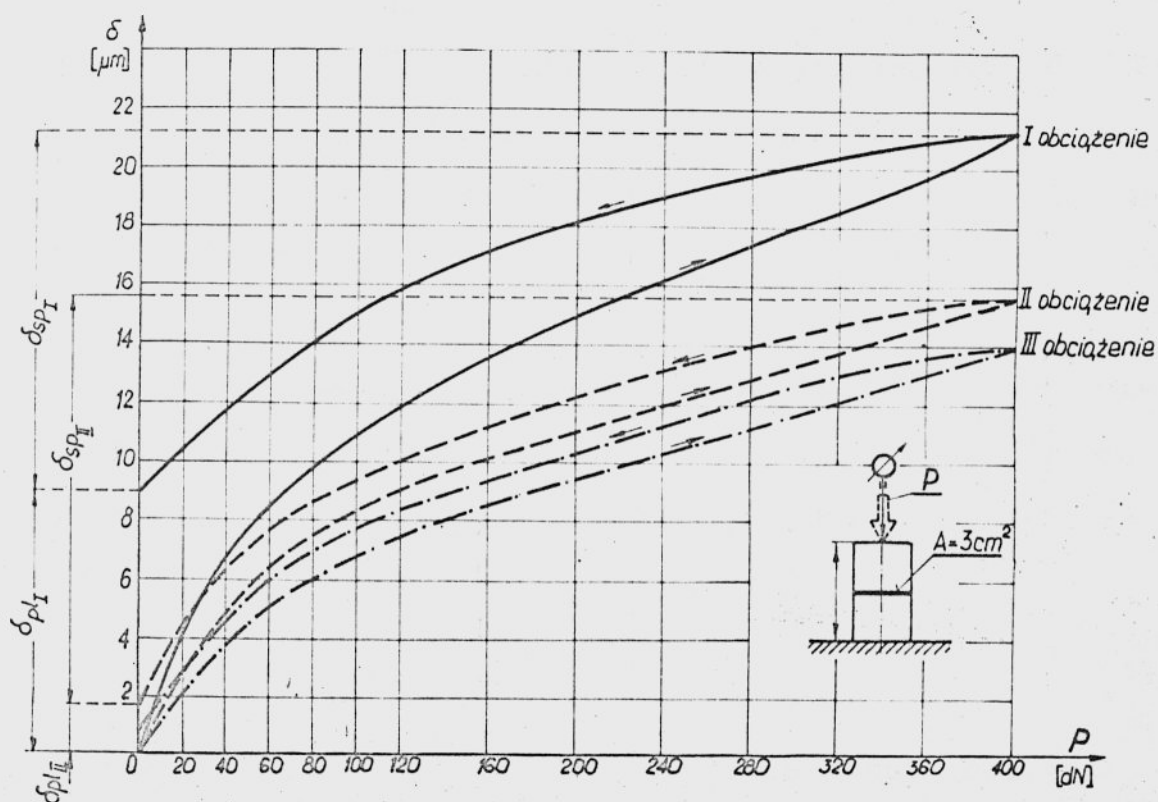
Występowanie błędów na powierzchniach połączenia powoduje, że ich styk ma charakter dyskretny, a rzeczywiste elementarne obszary styku są bardzo małe. Suma tych obszarów stanowi rzeczy-

wistą powierzchnię styku w odróżnieniu od powierzchni nominalnej. Wartość względnej powierzchni styku /wyrażonej procentowo/, a definiowanej jako stosunek rzeczywistej powierzchni styku do powierzchni nominalnej, jest bardzo mała. W zakresie stosowanych w budowie maszyn klas dokładności i chropowatości wynosi ona od dziesiątych części do kilku procent [53] i zależy głównie od struktury geometrycznej stykających się powierzchni, wielkości nacisków oraz własności materiału. Wartość tę można określić bądź to metodą analityczną, na podstawie znajomości charakterystyki powierzchni styku [54; 55; 56; 57], lub metodami eksperymentalnymi [58; 59; 60]. Należy jednak stwierdzić, że na podstawie danych literaturowych nie można jednoznacznie określić wielkości rzeczywistej powierzchni styku, bowiem wyniki otrzymane przez poszczególnych autorów często znacznie różnią się i mają charakter fragmentaryczny.

Charakterystyczną cechą mechanizmu powstawania normalnych odkształceń stykowych jest to, że występujące zbliżenie stykających się elementów, przy pierwszym obciążeniu, jest sumą przemieszczeń sprężystych (δ_{sp}) i plastycznych (δ_{pl})/rys. 24 [7]/. Wielkość zbliżenia jest zależna wtedy od struktury geometrycznej powierzchni powstałej po obróbce oraz granicy plastyczności [61]. Natomiast przy drugim i następnych obciążeniach odkształcenia stykowe są znacznie mniejsze i mają prawie wyłącznie charakter odkształceń sprężystych. Decydujące znaczenie ma wówczas wartość modułu sprężystości E i częściowo także struktura powierzchni kształtującej się po pierwszym obciążeniu [61].

Na podstawie badań przeprowadzonych w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej [7], stwierdzono, że

udział przemieszczeń o charakterze sprężystym wynosi przy pierwszym obciążeniu około 35÷50% sumarycznego przemieszczenia stykowego. Przy drugim zaś obciążeniu, udział ten zawiera się już w granicach 75÷90%.



rys. 24 [7] Wykres zbliżenia δ w funkcji obciążenia powierzchni dla trzech kolejnych cykli. Materiał próbek - Zl25; powierzchnie strugane; ułożenie śladów obróbki równoległe

Z praktycznego punktu widzenia interesująca jest zależność pomiędzy sztywnością stykową a parametrami opisującymi występujące na powierzchni błędy geometryczne, wynikające z rodzaju stosowanej obróbki skrawaniem. Określenie na etapie konstruowa-

nia połączenia, rzeczywistych wartości tych parametrów nie jest jednak możliwe. Odnosi się to zwłaszcza do błędów płaskości, których wielkość i kształt można określić dopiero na podstawie pomiarów po obróbce. Chropowatości powierzchni można przyporządkować danemu rodzajowi obróbki przez podanie jej standardowych parametrów $/R_a; R_z; R_{max}/$. Pozwala to w sposób ilościowy określić jej wpływ na sztywność połączenia.

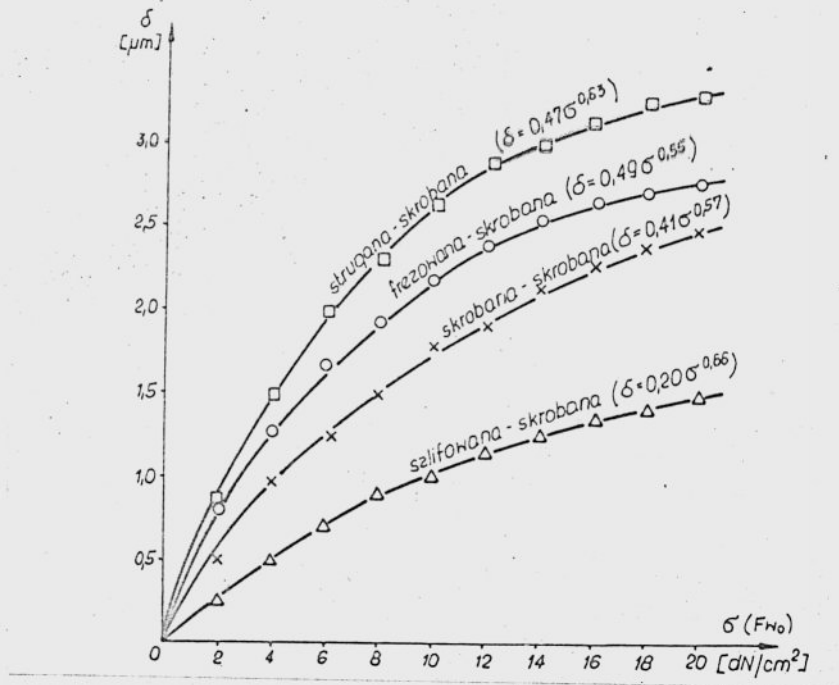
Mimo istnienia wielu zależności teoretycznych [49; 62; 63; 64; 65] umożliwiających wyznaczenie, na podstawie założonego modelu chropowatości, przemieszczenia w styku, stosuje się zależności empiryczne. Ma to swoje uzasadnienie w prostocie tych ostatnich.

Porównując liczne wzory służące do obliczania normalnych przemieszczeń stykowych o charakterze sprężystym [66; 67; 68; 69; 70] najdogodniej jest posłużyć się zależnością podawaną przez Lewinę [66]:

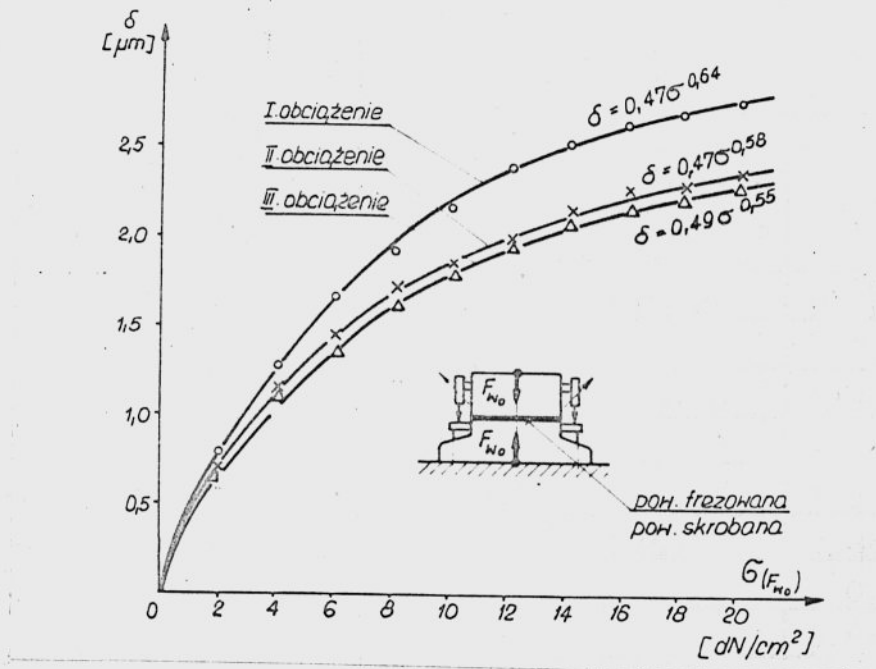
$$\delta = C \cdot \sigma^m \quad (33)$$

Przydatność tej funkcji potwierdziły badania eksperymentalne, połączone z analizą obliczeniową przeprowadzoną przy pomocy metody elementów skończonych^[14]. Wynika ona stąd, że zależność ta uwzględnia najlepiej szeroki zakres własności sztywnościowych powierzchni obrabianych różnymi typowymi metodami. Zależność ta korzystna jest również ze względu na jej prostotę stosowania. Do obliczeń wartości przemieszczeń stykowych $\delta_w [\mu m]$, podaje się bowiem jedynie wartość średnich nacisków powierzchniowych $\sigma_w [kg/cm^2]$ oraz wartości bezwymiarowe, empirycznie określonych współczynników c i m . Zależne są one od własności zachodzących

odkształceń. Widać to dobrze na rys. 25 i 26 [7].



rys. 25 [7] Zależność zblizenia od rodzajów obróbki powierzchni stykowych przy obciążeniu siłą pochodzącą od zacisku wstępnego śruby łączącej



rys. 26 [7] Zależność zblizenia od obciążenia przy trzykrotnym obciążeniu powierzchni siłą pochodzącą od zacisku wstępnego śruby łączącej

Zależność 33 pozwala wyznaczyć sztywność stykową połączenia:

$$C_k = \frac{C}{m \delta} \sqrt[m]{\frac{\delta}{C}} = \frac{P_b^{1-m}}{m A_K^{1-m}} \quad (34)$$

gdzie:

P_b - siła działająca na połączenie [kG];

A_K - pole powierzchni styku [cm²].

W tabeli 2 przedstawiono, dla odkształceń o charakterze sprężystym, podawane przez Lewinę wartości c i m dla żeliwa, w zależności od rodzaju obróbki stykających się powierzchni uzupełniając wartościami uzyskanymi przez autora. Wartości te są słuszne w zakresie nacisków do 50 kG/cm², dla powierzchni nieobciążonych błędami płaskości.

T a b e l a 2

Wartości parametrów c i m według Lewiny [66]

x/ według autora

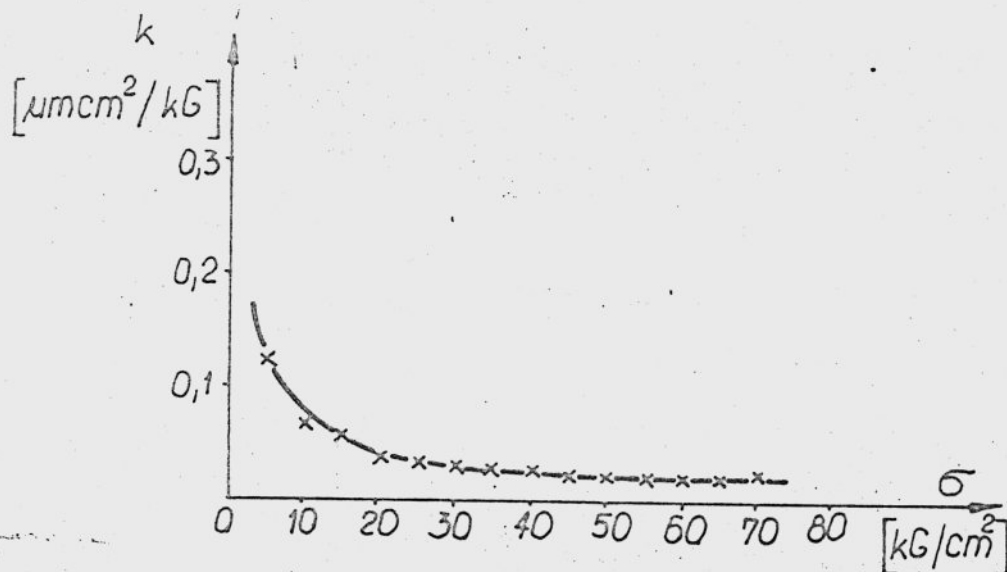
Rodzaj obróbki	Wysokość nierówn. w [μ m]	Ilość punktów styku z na cal ²	c	m
Powierzchnia I - Powierzchnia II				
skrobana - skrobana	3*5	20*25	0,3*0,5	0,5
skrobana - skrobana	6*8	20*25	0,5	0,5
skrobana - skrobana	6*8	15*18	0,8*1,0	0,5
skrobana - skrobana	6*8	10*12	1,3*1,5	0,5
skrobana - skrobana	15*20	5*12	1,5*2,0	0,5
skrobana - szlifowana	6*8; 1	15*18	0,8*1,0	0,5
szlifowana - szlifowana	1		0,6	0,4
strugana - strugana	-	-	0,6*1,6	0,5
frezowana - skrobana x/			0,5	0,55
strugana - skrobana x/			0,47	0,63

Dla wyższych zakresów nacisków, a jednocześnie dla przybliżonych obliczeń, Lewina [66] zaleca posługiwanie się prostszą zależnością opartą na założeniu, że odkształcenia sprężyste δ są proporcjonalne do wielkości nacisków normalnych σ :

$$\delta = k \sigma \quad (35)$$

gdzie:

k - współczynnik normalnej podatności stykowej w $[\mu\text{m cm}^2/\text{kG}]$, którego wartość zależy od wartości nacisków normalnych oraz jakości powierzchni styku - rys. 27 [14].

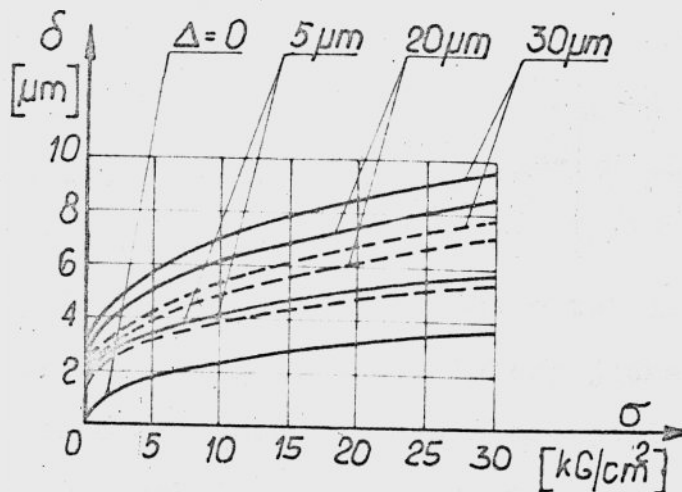


rys. 27 [14] Wartości współczynnika normalnej podatności stykowej k w funkcji nacisków normalnych. Materiał próbek: żeliwo. Rodzaj Obróbki: szlifowanie/szlifowanie

Pomiędzy współczynnikiem normalnej podatności stykowej k a parametrami c i m zachodzi następująca zależność:

$$k = \frac{c \cdot m}{\sigma^{1-m}} \quad (36)$$

Jak to zaznaczono, wzory (33) i (35) są słuszne jedynie przy założeniu, że stykające się powierzchnie są płaskie, co ma miejsce przy powierzchniach małych /mniejszych od $100 \div 150 \text{ cm}^2$ / [1]. W przypadku zaś połączeń korpusowych, a więc o dużych powierzchniach styku, obarczonych zawsze błędami kształtu oraz falistością, wartości odkształceń stykowych zależą w znacznym stopniu od wielkości tych błędów. W przypadku występowania takich błędów, styk kojarzony powierzchni ma miejsce na najwyższych położonych obszarach nierówności. Powoduje to z kolei wzrost odkształceń plastycznych, stykających się mikronierówności. Jednocześnie stykające się wierzchołki makronierówności podlegają większym odkształceniom sprężystym. W efekcie wywołuje to wzrost wartości zbliżenia /rys. 28/, a tym samym spadek sztywności stykowej połączenia [71].



rys. 28 [71] Zbliżenia powierzchni wypukłej - linia ciągła i powierzchni falistej - linia przerywana dla próbek stalowych / Δ - wielkość błędu kształtu w μm ; δ - zbliżenie powierzchni wskutek odkształceń sprężystych falistości i wypukłości/

Badania profilogramów powierzchni obrabionych różnymi metodami, pozwoliły ustalić orientacyjne wartości charakterystycznych parametrów falistości /długość fali/, w zależności od rodzaju obróbki [49; 72]. Znajomość ich może być wykorzystana do szacunkowego wyznaczenia zbliżenia powierzchni falistych. Lewina [66] w oparciu o wzór (33) wyprowadziła teoretyczne zależności między sprężystym przemieszczeniem stykowym a obciążeniem, przy założeniu, że kształt falistości na długości powierzchni styku jest opisany cosinusoidą. Podała ona również zależności dla odchyień od płaskości, mających kształt wypukłości lub wklęsłości, opisanych parabolą bądź też odcinkami prostej.

W przypadku więc uwzględnienia powyższych błędów prezentowany już wzór (33) przyjmie następującą postać:

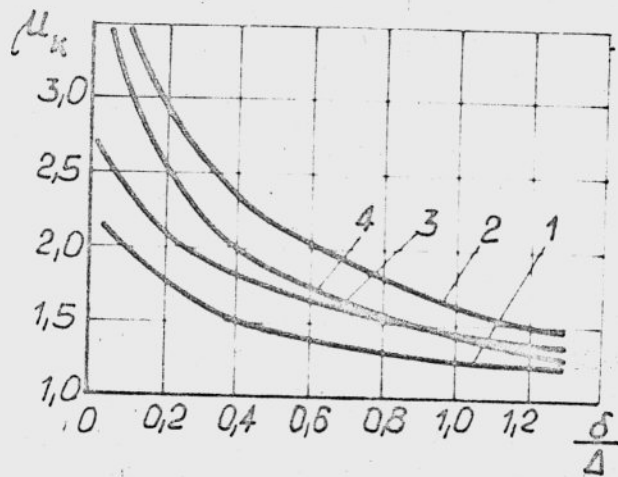
$$\delta = C \sigma^m \mu_k \quad (37)$$

gdzie:

μ_k - współczynnik uwzględniający zmniejszenie sztywności stykowej spowodowane niedokładnością wykonania powierzchni połączenia.

Wartości tego współczynnika są zestawione w tabeli [66; 71] bądź też na wykresach - rys. 29 [66]. Należy jednak zaznaczyć, że odnoszą się one do przypadku stykania się powierzchni obciążonej błędem z powierzchnią płaską, co niewątpliwie stanowi dalsze uproszczenie zagadnienia w stosunku do stanu rzeczywistego.

Badania przeprowadzone przez Thornley'a [73] wykazały, że wpływ błędów płaskości uwydatnia się wraz ze wzrostem wielkości powierzchni styku, a szczególnie niekorzystny jest przypadek

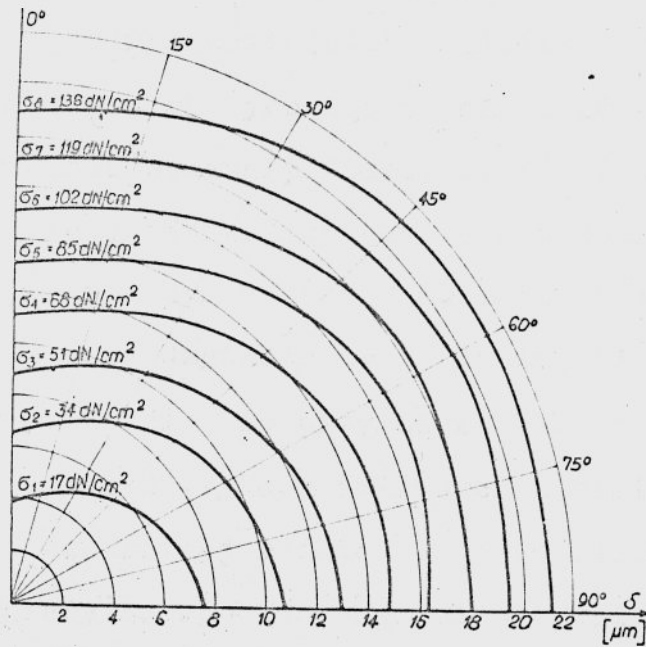


rys. 29 [66] Wpływ niedokładności wykonania powierzchni styku na wartości współczynnika μ_k :
1 - wypukłość; 2 - wklęsłość /tworząca - parabola/; 3 - falistość; 4 - wklęsłość /tworząca - dwie proste/

wzajemnego "niedopasowywania" się powierzchni. Wtedy bowiem nawet małe wartości tych błędów powodują wzrost przemieszczeń sprężystych w styku, już przy niskich wartościach nacisków. Jak wykazały badania [1], dotyczy to szczególnie kojarzenia powierzchni szlifowanych. Dla przykładu błąd płaskości wynoszący $2\text{ }\mu\text{m}$ daje przy naciskach $5 \div 10\text{ kg/cm}^2$ wzrost przemieszczeń w połączeniu o około $1,5 \div 2$ razy.

Stwierdzono również, w przypadku stykania się powierzchni obrabianych narzędziami jednoostrzowymi, wyraźny wpływ wzajemnej kierunkowości ich struktury geometrycznej.

Różnice w wartościach sztywności mogą wynosić do 30 i więcej procent [49]. Przy czym większą sztywność wykazują połączenia ze śladami obróbki ułożonymi równoległe - rys. 30 [7].



rys. 30 [7] Wpływ kąta zawartego między śladami obróbki dwóch stykających się powierzchni na ich zbliżenie. Materiał próbek - Z125. Powierzchnie strugane

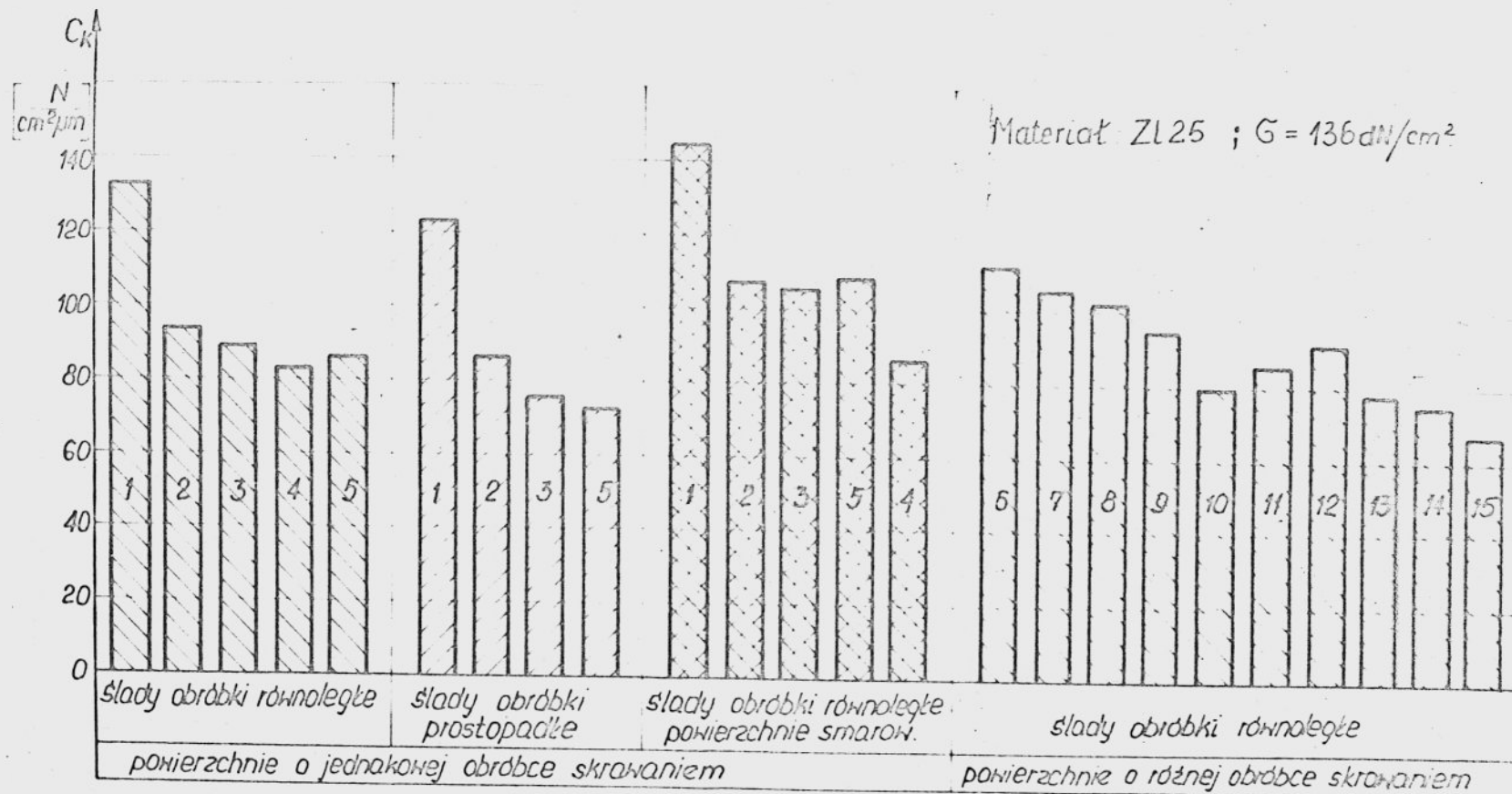
Następnym czynnikiem, mającym wpływ na wartość sztywności stykowej połączenia, jest rodzaj i stan warstwy pośredniczącej, którą mogą tworzyć olej, smar a także klej. Liczne badania [1; 73] wykazały, że ich obecność powoduje nieznaczny wzrost sztywności stykowej. Należy sądzić, że duży wpływ na sztywność będą miały również znajdujące się na powierzchniach styku zanieczyszczenia w postaci piasku, pyłu szlifierskiego itp.

W sposób usystematyzowany przedstawiono wpływ wymienionych czynników w formie wykresu słupkowego na rys. 31. Uzyskano go w wyniku badań przeprowadzonych w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej [7]. Badania te dotyczyły głównie wpływu rodzaju obróbki na sztywność stykową. Przeprowadzono je na małych próbkach o nominalnej powierzchni styku wynoszącej około 3 cm^2 wykonanych z żeliwa /Z125/ oraz stali /45/. Zakres

zmiany wartości nacisków powierzchniowych wynosi $0 \div 136 \text{ dN/cm}^2$, co odpowiada maksymalnym wartościom nacisków w strefie śruby przy średnich wartościach wynoszących około 20 kg/cm^2 [34].

Powyższe badania wykazały także, że różnice w sztywności stykowej przy odkształceniach sprężystych wynoszą dla obu materiałów próbek, w podanym zakresie obciążeń, $5 \div 25\%$. Potwierdza to w zasadzie dane uzyskane przez Lewinę [1]. Stwierdziła ona bowiem doświadczalnie, że przy naciskach do 50 kg/cm^2 przemieszczenia sprężyste w stykach żeliwnych i stalowych są prawie jednakowe pomimo dwukrotnej różnicy w wartościach ich modułów sprężystości. Należy tu również wspomnieć o wpływie twardości materiału. Otóż doświadczalnie stwierdzono, że im wyższe są twardości stykających się powierzchni, tym mniejszy jest udział odkształceń plastycznych, a coraz większy odkształceń o charakterze sprężystym [74].

Bardzo istotnym czynnikiem decydującym o sztywności stykowej jest wartość normalnych nacisków powierzchniowych. Wynika to z przedstawionego już przebiegu zależności $\delta = f / \mathcal{E}$, mającej charakter funkcji wykładniczej /rys. 23/. Albowiem przy wzroście obciążenia połączenia, siłą normalną do powierzchni styku, tym samym przyrostem $\Delta \mathcal{E}$ odpowiadają coraz mniejsze przyrosty $\Delta \delta$. Świadczy to o wzroście normalnej sztywności stykowej. Wynika stąd praktyczny wniosek, że aby zapewnić dużą sztywność połączenia korpusowego należy osiągnąć odpowiednią wartość nacisków pochodzących od zacisku wstępnego śrub. Według Lewiny [1] dla powierzchni szlifowanych i skrobanych powinny one wynosić około $30 \div 35 \text{ kg/cm}^2$.



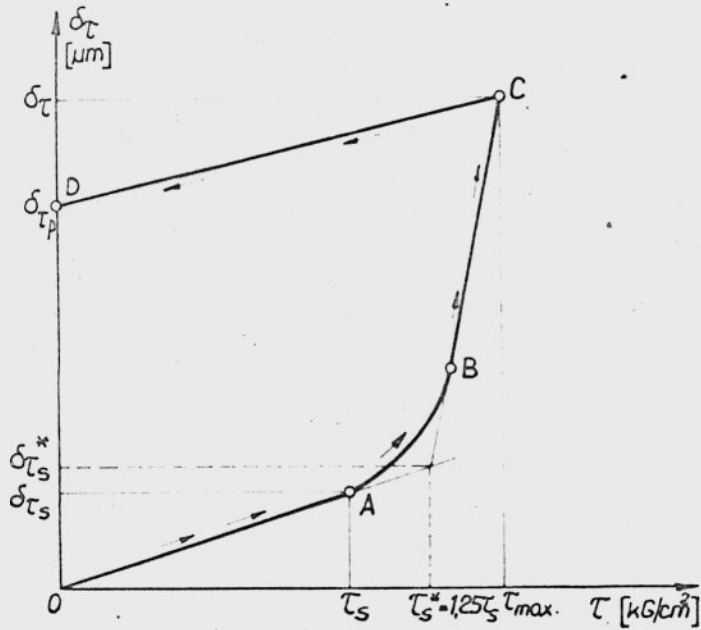
rys. 31 [7] Zależność normalnej sztywności stykowej od rodzaju obróbki powierzchni, przy odkształceniach o charakterze sprężystym. Rodzaje obróbki:
 1 - szlif.obw.; 2 - strug.; 3 - frez.czoł.; 4 - tocz.; 5 - frez.obw.;
 6 - szlif.obw./frez.czoł.; 7 - szlif.obw./tocz.; 8 - szlif.obw./strug.;
 9 - frez.obw./frez.czoł.; 10 - frez.czoł./strug.; 11 - tocz./frez.obw.;
 12 - szlif.obw./frez.obw.; 13 - tocz./strug.; 14 - strug/frez.obw.;
 15 - tocz./frez.czoł.

W rzeczywistości jednak, co opisano już w punkcie 3.1., zarówno naciski, jak i odpowiadające im przemieszczenia od sił zacisku wstępnego śrub, rozkładają się nierównomiernie na długości styku, osiągając wartości maksymalne w pobliżu śrub /rys. 19/. Stopień zaś nierównomierności ich rozkładu zależy głównie od grubości kołnierza oraz odległości pomiędzy śrubami. Stąd wniosek, że posługiwanie się pojęciem wartości nacisków średnich $\overline{\sigma}_{sr}$, ma sens dla przypadku stosunkowo grubych kołnierzy ze śrubami tak ułożonymi, że kolejne strefy styku zachodzą na siebie. Przy czym wielkość pojedynczej strefy styku zależy od grubości kołnierza a także jakości powierzchni styku /pkt. 3.1./.

W wyniku działania na układ nośny obrabiarki sił zewnętrznych, pochodzących głównie od procesu skrawania, wystąpią na powierzchniach połączeń stałych oprócz sił normalnych również styczne /rys. 5b/. Te ostatnie wywołują w poszczególnych strefach płaszczyzny styku naprężenia styczne, których skutkiem są przemieszczenia styczne łączonych elementów.

Przemieszczenia te, których wartości zależą od stanu współpracujących powierzchni, są wynikiem zachodzących na nich stycznych odkształceń stykowych [75; 76]. Mechanizm powstawania tych odkształceń jest podobny jak i normalnych, z tym jednak, że zależność przemieszczeń stycznych od stycznego naprężenia ma inny przebieg, co widać na rys. 32 [77].

W pewnym zakresie obciążenia /prosta OA/ zależność ta jest liniowa. Charakteryzuje ona przemieszczenia, które są wynikiem odkształceń o charakterze sprężystym. Po przekroczeniu zaś określonej wartości stycznego naprężenia τ_s , zachodzące przemieszczenia /opisane łukiem AB oraz prostą BC/ są wynikiem odkształ-

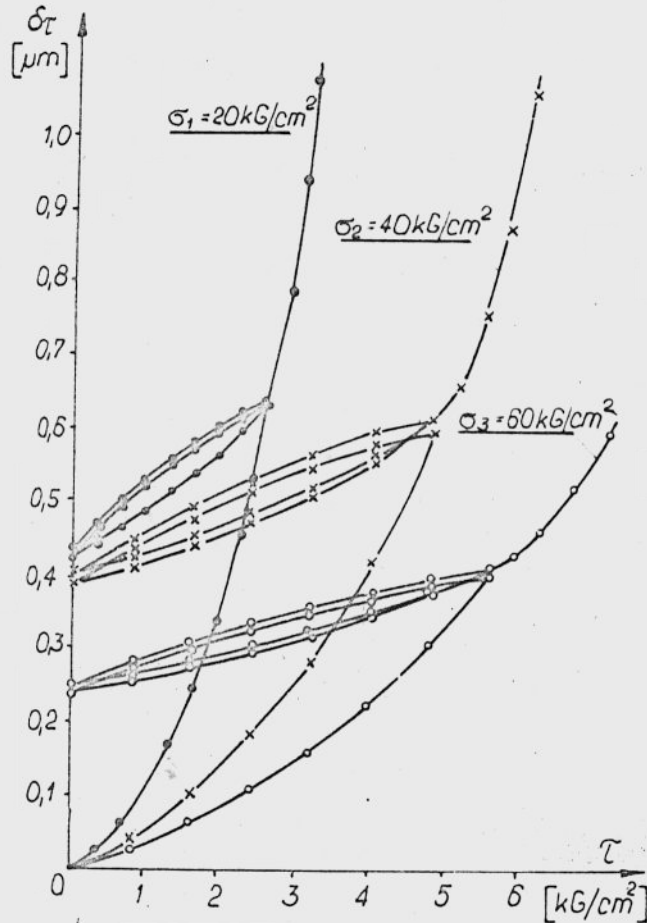


rys. 32 [77] Zależność stycznego przemieszczenia stykowego w funkcji naprężenia stycznego

ceń o charakterze plastycznym. Powyżej punktu C, w wyniku przekroczenia naprężeń τ_{mx} , zachodzi wzajemny poślizg elementów, spowodowany ścięciem wierzchołków chropowatości.

Przemieszczenie $\delta\tau_{mx}$, powstałe przy pierwszym obciążeniu, jest zatem sumą przemieszczeń o charakterze sprężystym $\delta\tau_s$ i plastycznym $\delta\tau_p$. Wynika to stąd, że prosta CD charakteryzująca obciążenie, jest z pewnym przybliżeniem równoległa do prostej OA. Natomiast przy następnych obciążeniach, o wartościach nie przekraczających pierwotnej, styczne odkształcenia stykowe mają charakter odkształceń sprężystych. Przy czym przeprowadzone badania [14; 78] wykazały, że w tym przypadku zależność przemieszczenia od obciążenia ma postać pętli histerezy /rys. 33/, o szerokości zależnej głównie od własności materiału. Porównanie wielkości pól tych pętli, otrzymanych dla różnych warunków ob-

ciężenia, wykazało, że pola te maleją ze wzrostem wartości nacisków normalnych. Wpływ drugiego czynnika widoczny jest szczególnie przy stykaniu się materiałów o wysokiej granicy plastyczności, do których należy żeliwo. Występowanie pętli histerezy o znacznej szerokości można tu wytłumaczyć tym, że wolny węgiel występujący w strukturze żeliwa sprzyja mikropoślizgom, spełniając funkcję smaru.



rys. 33 [14] Wpływ wartości naprężenia stycznego na styczne przemieszczenia stykowe przy kilkakrotnym obciążaniu powierzchni, dla trzech wartości nacisków normalnych. Materiał - żeliwo. Rodzaj obróbki - szlifowanie/szlifowanie

Z pewnym przybliżeniem zależność między obciążeniem a wynikającymi stąd przemieszczeniami o charakterze sprężystym, można przyjąć jako liniową i wyrazić w postaci wzoru [77]:

$$\delta\tau_s = k_\tau \cdot \tau_s \quad (38)$$

gdzie:

k_τ - współczynnik stycznej podatności stykowej przy sprężystych odkształceniach [$\mu\text{m cm}^2/\text{kG}$];

τ_s - naprężenie styczne wywołujące sprężyste odkształcenie w styku [kG/cm^2].

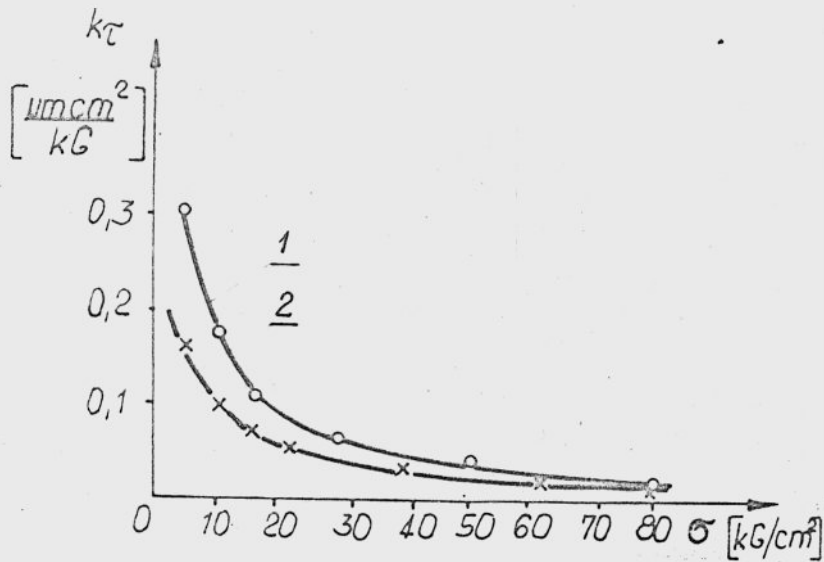
Wartość τ_s zależy od wartości nacisków normalnych σ oraz współczynnika tarcia kinetycznego μ_s [79]. Wartość k_τ zależy głównie od wartości nacisków normalnych /rys. 34/, struktury geometrycznej stykających się powierzchni oraz stanu warstwy pośredniczącej. Zależność tę można wyrazić następującym wzorem [14]:

$$k_\tau = \frac{R}{(\sigma)^s} \quad (39)$$

gdzie:

σ - nacisk powierzchniowy [kG/cm^2],

$R; s$ - współczynniki zależne od rodzaju materiału oraz jakości powierzchni styku.



rys. 34 [14] Zależność współczynnika stycznej podatności stykowej k_τ od wartości nacisków normalnych σ , dla powierzchni żeliwnych /1 - szlifowanie/szlifowanie; 2 - skrobanie/szlifowanie/

W tabeli 3 przedstawiono wartości wymienionych współczynników, ustalonych na drodze eksperymentalnej 14, dla przypadków powierzchni żeliwnych wymienionych w tabeli 2. Jak widać dla $s = 0,5$ w miarę spadku jakości powierzchni styku, zmieniają się wartości współczynnika R , w granicach od 0,39 do 2,6.

Należy jednak zaznaczyć, że wartość k_τ przedstawiona we wzorze (38) odnosi się do przypadku odkształceń stycznych o charakterze sprężystym. Jak wykazały bowiem badania [77], wartości tego współczynnika przy odkształceniach plastycznych są około 20÷25 razy większe. Stąd wniosek, że pojawienie się w układzie stycznych odkształceń o charakterze plastycznym jest, z uwagi

T a b e l a 3

Wartości współczynników R i s według Bačka [14]

Rodzaj obróbki		Wysokość nierówn. w [μm]	Ilość punktów styku na cal ²	R	s
Powierzchnia I - Powierzchnia II					
skrobana	- skrobana	3÷5	20÷25	0,39	0,5
skrobana	- skrobana	6÷8	20÷25	0,65	0,5
skrobana	- skrobana	6÷8	15÷18	1,0÷1,3	0,5
skrobana	- skrobana	6÷8	10÷12	1,7÷2,0	0,5
skrobana	- skrobana	15÷20	5÷12	2,0÷2,6	0,5
skrobana	- szlifowana	6÷8; 1	15÷18	1,0÷1,3	0,5
szlifowana	- szlifowana	1	-	0,8÷0,9	0,5
strugana	- strugana /wykańczająco/	-	-	0,78	0,5

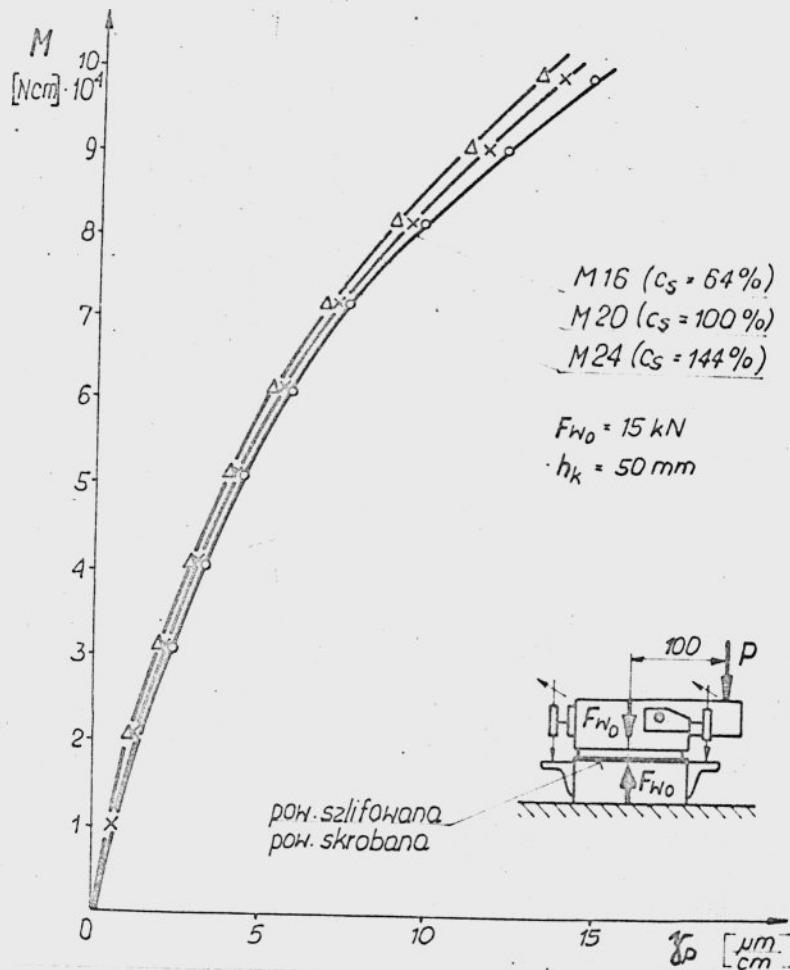
na jego sztywność, niepożądane. Warunek ich niewystąpienia ujmuje poniższa zależność:

$$\tau_{S_{dop.}} \leq \mu_s \cdot \sigma \quad (40)$$

Stwierdzono również, że w przypadku występowania stycznych odkształceń stykowych pewien wpływ na ich wartość wywiera obecność śrub łączących oraz kołków ustalających, ponieważ część obciążenia przenoszona jest przez nie. Wpływ takich elementów widoczny jest szczególnie w zakresie odkształceń plastycznych i charakteryzowany jest przez tzw. współczynnik zwiększenia stycznej sztywności stykowej η [80].

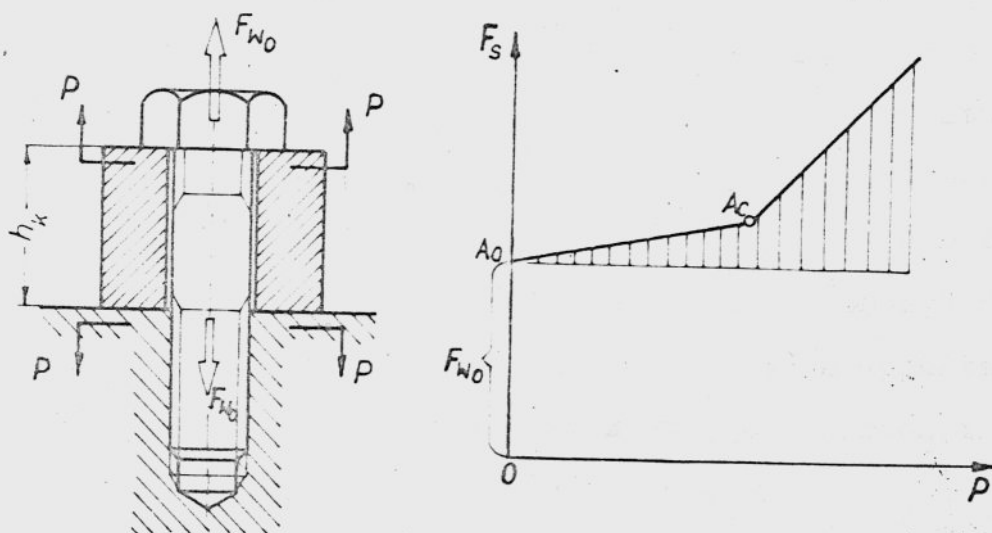
3.3. Sztywność śrub łączących

Interesujący konstruktora oraz użytkownika procentowy udział sztywności śruby w bilansie całkowitej sztywności połączenia jest znacznie mniejszy od udziałów sztywności kołnierza i połączenia stykowego. Bardziej uwidacznia się on w przypadku małej sztywności stykowej oraz krótkich śrub łączących [68]. Potwierdziły to wyniki badań eksperymentalnych, przeprowadzonych przez autora [7], które przedstawiono na rys. 35. Wynika z nich, że znaczne zmiany sztywności śruby łączącej /wyrażone bardzo niewielkie zmiany sztywności połączenia, procentowo/, powodują reprezentowanej przez kąt obrotu γ_p elementu górnego względem dolnego.



rys. 35 [7] Wpływ sztywności śruby na przemieszczenia w złączu jednośrubowym

Należy jednak zaznaczyć, że przedstawione wykresy odnoszą się do przypadku nieotwierania się połączenia pod wpływem obciążenia zewnętrznego, który to przypadek, jak już wspomniano, powinien stanowić główne kryterium przy projektowaniu połączeń korpusowych. Jeśli bowiem zachodzi otwieranie połączenia, to wtedy o sztywności całkowitej połączenia decyduje sztywność śrub łączących, których obciążenie gwałtownie rośnie /rys. 36/. Tu właśnie uwidacznia się wpływ czynnika związanego ze śrubami, a mianowicie chodzi o ustalenie takiej wartości napięcia wstępnego, ażeby otwieranie połączenia nie występowało.



rys. 36 [37] Zależność obciążenia śruby od obciążenia zewnętrznego / A_c - punkt otwierania się złącza/

Rozpatrując zespół składający się ze śruby, nakrętki oraz podkładek, można wyróżnić szereg stykowych połączeń, wynikających z istnienia kolejnych powierzchni styku między wymienionymi

elementami. Z uwagi jednak na to, że śruby poddawane są w praktyce wysokim napięciom wstępnym, naciski na wymienionych powierzchniach są znaczne i wskutek tego chropowatość zostaje wygładzona w wyniku odkształceń plastycznych. Natomiast odkształcenia połączenia gwintowego śruby - nakrętka czy też śruby - korpus, wywołane siłą zacisku wstępnego oraz obciążeniem zewnętrznym, są sumą odkształceń postaciowych zwojów gwintu śruby i nakrętki lub korpusu oraz stykowych, na zwojach gwintu. Dokładne obliczenie wytrzymałości gwintu, a tym samym zachodzących odkształceń, jest w zasadzie niemożliwe [81], ponieważ rozkład nacisków na gwincie zarówno w kierunku promieniowym jak i osiowym jest nierównomierny. Nie znając prawdziwego rozkładu obciążenia, zależnego od lokalnych błędów wykonawczych i różnic sztywności gwintów obu elementów, zaleca się [82], uwzględnienie podatności gwintu przez dodanie do czynnej długości śruby dodatkowej długości $l_R = \eta_R \cdot d_o$ [mm]. Podaną we wzorze wartość współczynnika η_R , uwzględniającego podatność połączenia gwintowego śruby - - nakrętka lub śruby - korpus, można wyznaczyć na podstawie zależności teoretycznych, bądź też korzystając z wartości ujętych w tabelach [82].

Zakres zastosowania śrub ograniczony jest względami wytrzymałościowymi przez podanie dopuszczalnej wartości siły rozciągającej, która jest funkcją głównie średnicy śruby oraz rodzaju materiału, a więc wielkości charakteryzujących jej sztywność. Po zsumowaniu długości kolejnych segmentów śruby o jednakowych przekrojach /rys. 37/, można ogólny wzór na całkowitą sztywność śruby zapisać w następującej postaci:

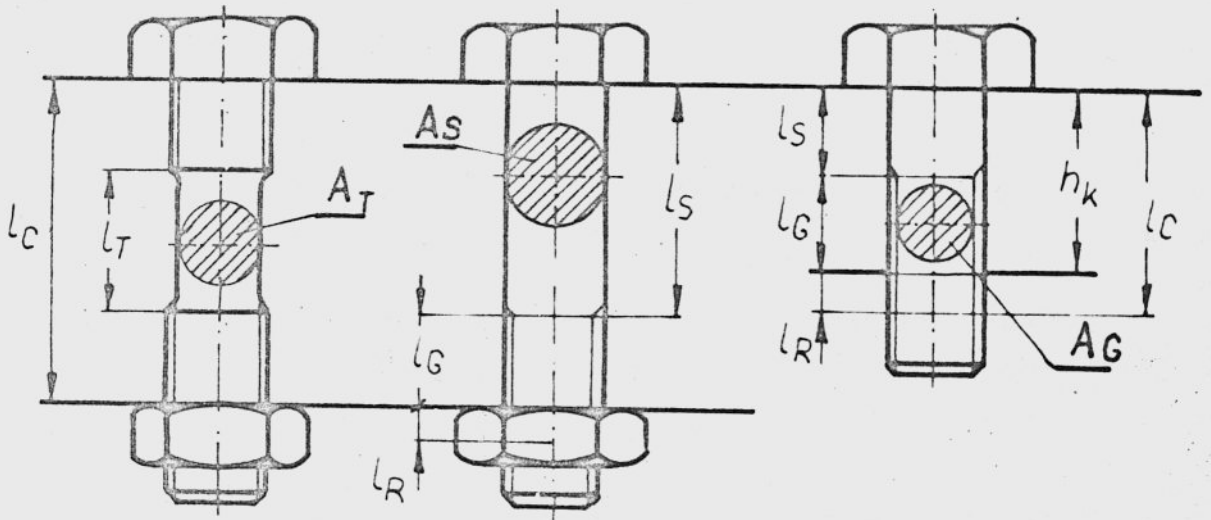
$$C_S = \frac{E_S}{\frac{l_S}{A_S} + \frac{l_G + l_R}{A_G} + \frac{l_T}{A_T}} \quad (41)$$

gdzie:

$l_S; l_G; l_R; l_T$ - długości poszczególnych odcinków śruby zgodnie z rys. 29,

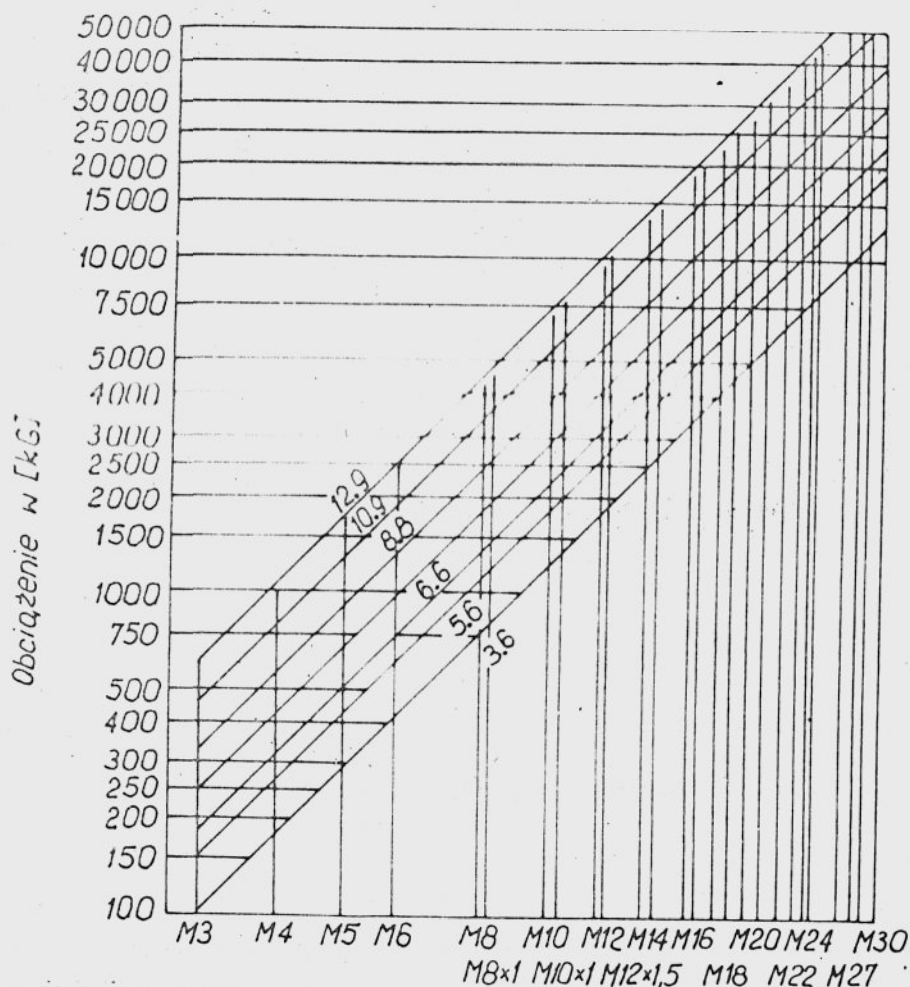
$A_S; A_G; A_T$ - pole przekroju poprzecznego kolejnych odcinków,

E_S - wartość modułu Younga dla materiału śruby.



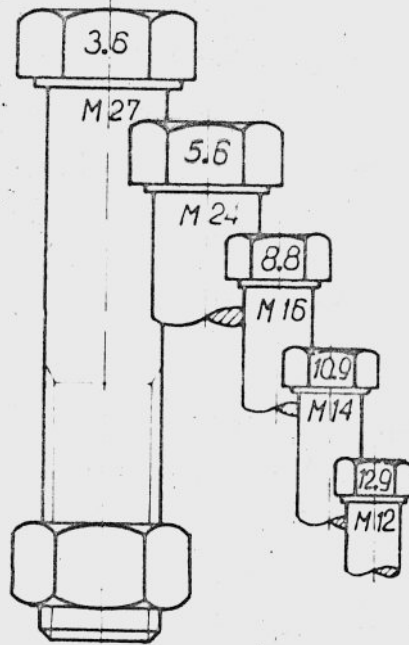
rys. 37 Dane geometryczne do obliczania sztywności śrub

Polska Norma [83], w zależności od rodzaju materiału charakteryzowanego wytrzymałością na rozciąganie oraz granicą plastyczności, ustala 12 klas własności mechanicznych śrub oznaczanych symbolami liczbowymi. Na rys. 38 przedstawiono przykładowo



rys. 38 [21] Wykres dopuszczalnego obciążenia śrub w zależności od klasy ich własności mechanicznych

wykresy dopuszczalnego obciążenia śrub w zależności od klasy ich własności mechanicznych. Powyższy wykres umożliwia dobór średnicy śruby stosownie do jej obciążenia. Natomiast na rys. 39 porównano wielkości śrub o różnych klasach, wytrzymujących jednakowe obciążenia. Wytrzymałość śrub przy danym rodzaju obciążenia zależy jednak nie tylko od kształtu, wymiarów i jej materiału, lecz również od dokładności wykonania, sposobu montażu i odkształceń w czasie pracy całego połączenia śrubowego.



rys. 39 [21] Porównanie wielkości śrub o różnych klasach wytrzymujących jednakowe obciążenie

Optymalnym stanem obciążenia śruby, w świetle kryterium wytrzymałości, jest rozciąganie siłą osiową. Ale w przypadku mimośrodowego umieszczenia śruby w stosunku do ścianki korpusu, zachodzi w znacznym stopniu jej zginanie. Te dodatkowe naprężenia gnące sumują się algebraicznie z naprężeniami roboczymi, co jest szczególnie niebezpieczne dla śrub wykonanych z wysokowytrzymałych stali obciążonych siłami zmiennymi.

Odnosnie zaś do jakości wykonania śrub, obejmującej dokładność wymiarową i geometryczną oraz chropowatość powierzchni, wspomniana już norma wymienia następujące rodzaje: dokładną, średniodokładną i zgrubną. Zatem jakość wykonania śruby będzie w znacznej mierze decydować o podatności połączenia gwintowego.

Po omówieniu w sposób dość pobieżny, z uwagi na obszerność zagadnienia, czynników związanych ze sztywnością śrub a wpływających na sztywność statyczną śrubowych połączeń korpusowych, można stwierdzić co następuje. Pomimo stosunkowo małego procentowego udziału sztywności śrub w bilansie całkowitej sztywności połączenia, takie czynniki związane ze śrubami, ale nie wpływające bezpośrednio na ich sztywność, jak: siła zacisku wstępnego, ich liczba, odległość między nimi oraz sposób ułożenia mają decydujące znaczenie dla podniesienia statycznej sztywności połączeń korpusowych.

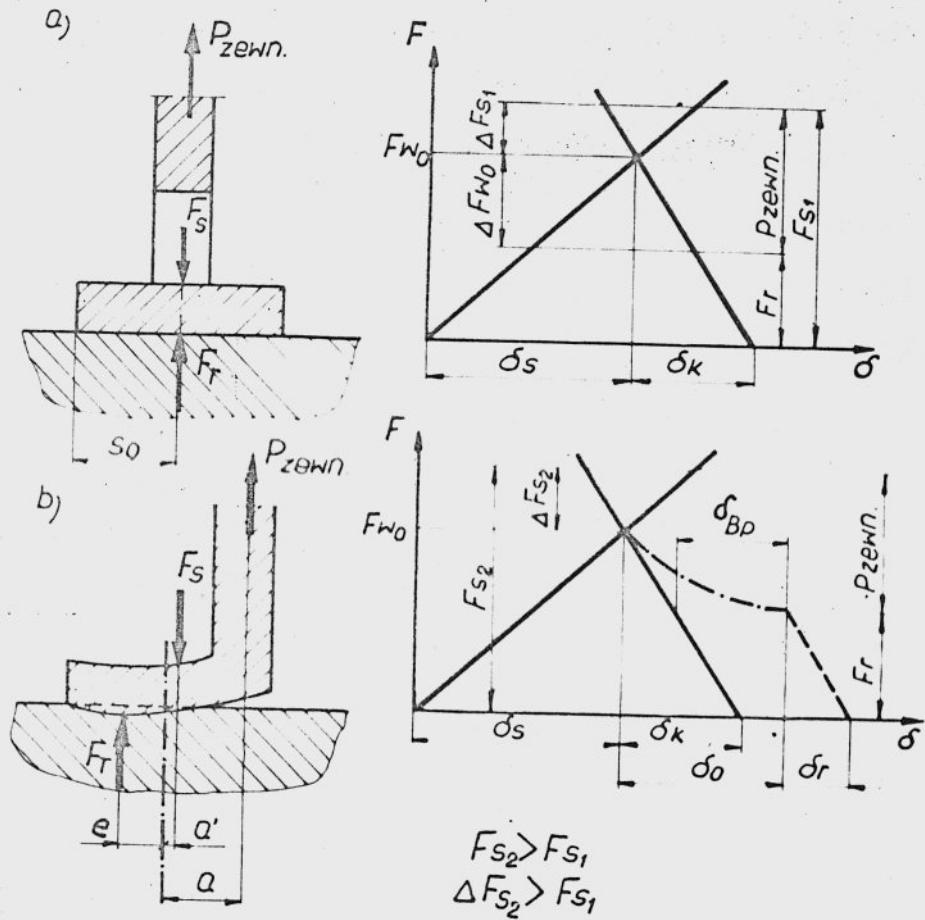
Oprócz własności sztywnościowych połączenia, duże znaczenie posiadają również jego własności eksploatacyjne określane przez siły panujące w śrubach.

Metodykę ich wyznaczania dla przypadku obciążenia połączenia elementarnego siłą zewnętrzną, działającą w osi śruby, opisano szczegółowo w podręcznikach [81]. Jak wiadomo graficznym obrazem zachowania się połączenia pod działaniem obciążenia zewnętrznego, jest wykres Röttschera, nazywany wykresem śruba - kołnierz /rys. 40a/. Na jego podstawie można określić siłę panującą w śrubie według zależności:

$$F_S = F_{W_0} + \frac{C_S}{C_S + C_F} \cdot P_{zewn} \quad (42)$$

gdzie:

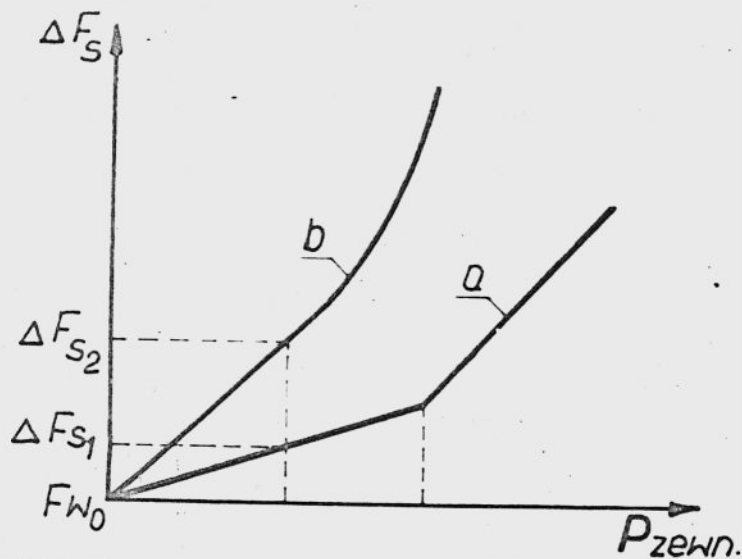
- F_{W_0} - siła zacisku wstępnego,
- P_{zewn} - zewnętrzna siła działająca na połączenie,
- F_S - całkowita siła w śrubie,
- $c_S ; c_F$ - sztywności, odpowiednio śruby oraz łączonych elementów.



rys. 40 [85] Charakterystyki złącza dla przypadku usytuowania śruby w płaszczyźnie ścianki (a) oraz w odległości a od tej płaszczyzny (b)

Należy tu zaznaczyć, że w przedstawionych powyżej ogólnie znanych zależnościach nie uwzględnia się odkształceń mikronierówności na stykających się powierzchniach, ani też miejsca przyłożenia zewnętrznej siły obciążającej, co jest jednak dla tego przypadku obciążenia możliwe [7]. Ponadto zależności te nie mają zastosowania dla przypadku połączenia obciążonego siłą usytuowaną mimośrodowo w stosunku do osi śruby, co najczęściej występuje w praktyce. Albowiem powstający wtedy dodatkowy moment zginający powiększa sumę wszystkich odkształceń w połączeniu

/rys. 40b/, prowadząc do wzrostu jego podatności /punkt 3.1./.
Wskutek tego przyrosty siły w śrubie, już przy małych siłach obciążenia zewnętrznego, są znacznie większe aniżeli przy obciążeniu działającym w osi śrub, co jakościowo przedstawiono na rysunku 41. Trzeba przy tym zaznaczyć, że położenia siły F_S oraz siły napięcia resztkowego F_r ulegają zmianie /rys. 40b/.



rys. 41 [85] Zależność obciążenia śruby od obciążenia zewnętrznego, dla przypadków z rys. 40

Dla powyższego przypadku siłę F_S , można określić z następującej zależności [84]:

$$F_S = F_{W0} + \frac{C_S}{C_S + C_F} \cdot \left(1 + \frac{C_F a e^2}{6 EI} \right) \cdot P_{zewn.} \quad (43)$$

gdzie:

- a - mimośrodowość położenia siły obciążającej w stosunku do osi śruby,

- e - mimośrodowość położenia siły napięcia resztkowego w stosunku do osi śruby,
- E - moduł sprężystości,
- I - moment bezwładności w przekroju poprzecznym.

Porównując zależności (42) i (43), odnoszące się do dwóch przypadków ukształtowania połączenia, widać, że istnieje między nimi różnica wynikająca z mimośrodowości działania obciążenia zewnętrznego /wyrażenie w nawiasie/. Pomimo znacznych założeń upraszczających przedstawione zależności pozwalają przeprowadzić jakościową analizę przebiegu zmian sił w śrubach w zależności od ukształtowania połączenia korpusowego.

3.4. Podsumowanie analizy czynników

Przedstawiona powyżej analiza czynników wpływających na statyczną sztywność, śrubowych połączeń korpusów obrabiarek, którą opracowano głównie na podstawie dostępnej literatury, wyjaśnia mechanizm powstawania odkształceń składowych w złączu elementarnym oraz ich zależność funkcyjną od wartości tych czynników.

Z uwagi jednak na to, że prezentowane zależności a także większość wyników otrzymanych z badań, odnosi się do złącz elementarnych /jednośrubowych/ nie mogą być one podstawą do uogólnień na połączenia wielośrubowe, a tym samym do ilościowej bądź jakościowej oceny wpływu tych czynników na sztywność wielośrubowych połączeń korpusowych.

Z przedstawionej analizy nie wynika również możliwość jednoznacznego określenia zasad doboru parametrów konstrukcyjnych, technologicznych oraz montażowych połączenia, w fazie jego projektowania.

Ponadto brak jednolitej metodyki badań i wynikająca stąd fragmentaryczność otrzymanych wyników, nie pozwala w sposób jednoznaczny ocenić wpływ niektórych z wymienionych czynników. Odnosi się to szczególnie do konstrukcyjnego ukształtowania połączenia i związanego z nim doboru wymiarów gabarytowych takich jak: grubość kołnierza, wielkość nominalnej powierzchni styku, wysokość żeber usztywniających, a także zasad doboru ilości śrub, ich rozmieszczenia oraz wartości zacisku wstępnego. Z ostatnim zagadnieniem wiąże się problem dokładności jego określania. Wyznaczanie bowiem tych sił na drodze analitycznej albo przez zastosowanie klucza dynamometrycznego, może być obarczone bardzo dużym błędem [85]. Stąd też można mieć zastrzeżenia do wyników badań przeprowadzonych na złączach wielośrubowych w przypadku niezapewnienia stosunkowo dokładnej metodyki ustalania wartości napięcia wstępnego śrub łączących [2; 25].

Przedstawione powyżej zastrzeżenia w stosunku do wyników prezentowanych w literaturze, skłoniły autora do przeprowadzenia szerokiej doświadczalnej analizy wpływu najważniejszych czynników na statyczną sztywność wielośrubowych połączeń korpusowych. Pozwoli to bowiem na bezpośrednie porównywanie efektów wynikających ze zmian określonych parametrów połączenia, a w konsekwencji ustalić zasady ich racjonalnego doboru oraz sformułować algorytm postępowania, którego celem będzie zmniejszenie wpływu przypadkowości przy doborze cech konstrukcyjnych połączenia.

4. METODYKA BADAWCZA I ZAŁOŻENIA DO BADAŃ

=====

W punkcie 3.4. niniejszej pracy, uzasadniono celowość przeprowadzenia doświadczalnej analizy wpływu wybranych czynników na statyczną sztywność śrubowych połączeń korpusów obrabiarek. Możliwość spełnienia tego celu oparto na następującym głównym założeniu: a b y z a p e w n i ć j e d n o z n a c z n o ś ć i n t e r p r e t a c j i i m o ż l i w o ś ć p o r ó w - n y w a n i a w y n i k ó w o t r z y m a n y c h z b a - d a ń, n a l e ż y z a c h o w a ć o k r e ś l o n e k r y t e r i a o d n o ś n i e d o k o n s t r u k c y j - n e g o u k s z t a ł t o w a n i a b a d a n e g o o - b i e k t u, s p o s o b u o b c i ą ż a n i a, a t a k - ż e p o m i a r u p r z e m i e s z c z e ń.

4.1. Obiekt badań

Za podstawę do rozważań przyjęto układ nośny składający się z jednego podatnego oraz drugiego nieskończenie sztywnego elementu korpusowego, połączonych śrubami. Odpowiadający temu przypadkowi typ połączenia występuje bardzo często w praktyce, np. połączenie stojaka frezarki z płytą podstawy, której sztywność /z uwagi na znaczną grubość/ jest dużo większa od sztywności kołnierza stojaka.

Powyższe założenie, w pewnym sensie upraszczające pozwala dokładniej prześledzić mechanizm powstawania odkształceń w połączeniu, a to ze względu na mniejszy stopień złożoności badanego układu.

Wobec wielkiej różnorodności, występujących w praktyce, elementów korpusowych, wchodzących w skład układu nośnego obrabiarki, zaistniała konieczność dokonania wyboru obiektu o odpowiednim

konstrukcyjnym ukształtowaniu. Wyboru tego dokonano kierując się następującymi przesłankami:

- możliwością pomiaru charakterystycznych przemieszczeń niezbędnych do określenia stanu odkształcenia połączenia,
- prostotą budowy, umożliwiającą uproszczenie pomiarów oraz zwiększenie ich dokładności, a w przyszłości także weryfikację metod obliczeniowych.

Biorąc pod uwagę powyższe przesłanki, zaprojektowano cztery korpusy typu stojak, różniące się ukształtowaniem połączenia. Te modelowe korpusy, łącznie z wykazem czynników, których wpływ postanowiono przebadać zestawiono w tabeli 4.

Połączenia w modelu I; II i III są typowymi połączeniami koźnierzowymi, przy czym w modelu II koźnierz jest usztywniony żebrami łączącymi go z korpusem, a w modelu III płyta podstawy stanowiąca koźnierz jest pełna. Połączenie w modelu IV natomiast cechuje się tym, że śruby łączące dwa elementy korpusowe, umieszczone są w osiach ich ścianek. W celu zaś zapewnienia możliwości montażu wykonano w ściankach korpusów kieszenie, stąd ten typ połączenia nosi nazwę - kieszeniowy. Należy tu zaznaczyć, że z uwagi na częstotliwość występowania w praktyce połączeń typu koźnierzowego, model I przyjęto jako bazę porównawczą dla wyników uzyskanych z badań pozostałych modeli.

Przyjęcie regularnego kształtu modeli i typowych rozwiązań ukształtowania miejsc połączeniowych powinno zapewnić obserwację różnego rodzaju przemieszczeń związanych z odkształceniami wszystkich elementów składowych złącza. Jeżeli chodzi o wymiary gabarytowe modeli, to przyjęto je wzorując się na występujących w praktyce stosunkach charakterystycznych wymiarów stojaków. I tak, według Dreyera [86] stosunek wysokości stojaka do dowol-

nego wymiaru gabarytowego jego przekroju poprzecznego wynosi:
 $\beta_k = 2,5 \div 4$. Warunek ten przyjęto za podstawę przy określa-
 niu wymiarów przekroju poprzecznego modelu, dla założonej je-
 go wysokości /około 500 mm/. Podobnie też ustalono grubość ścia-
 nek /10 mm/, biorąc pod uwagę jej stosunek do wymiaru poprze-
 cznego, która to wartość według Dreyera dla typowych stojaków

Tabela 4

	Schemat badanych modeli	Wersja badanych modeli	Wykaz badanych czynników wpływających na sztywność połączeń
Model nr IV.		A $d_{fs} = 12 \text{ mm}$ B $d_{fs} = 10 \text{ mm}$ C $d_{fs} = 8 \text{ mm}$	7. Sztywność śrub łączących 8. Ukształtowanie kółnierza (parowanie z wynikami otrzymanymi dla modeli I, II, III).
Model nr III.		A $a_n = b_w = 0 \text{ mm}$ B $a_n = b_w = 100 \text{ mm}$ C $a_n = b_w = 150 \text{ mm}$ D $a_n = b_w = 200 \text{ mm}$	6. Wielkość powierzchni styku
Model nr II.		A $h_z = 0 \text{ mm}$ B $h_z = 80 \text{ mm}$ C $h_z = 60 \text{ mm}$ D $h_z = 40 \text{ mm}$	5. Wysokość zebra usztywniających
Model nr I.		A $h_k = 30 \text{ mm}$ B $h_k = 25 \text{ mm}$ C $h_k = 20 \text{ mm}$ D $h_k = 15 \text{ mm}$ E $h_k = 10 \text{ mm}$	1. Sztywność kółnierza 2. Wartość napęcia wstępnej 3. Ilość śrub łączących 4. Rozmieszczenie śrub

wynosi około 0,05. Tak określona grubość ścianek powinna w dużym stopniu zabezpieczać przed powstawaniem deplanacji przekroju poprzecznego oraz miejscowych odkształceń ścianki czołowej, spowodowanych działaniem obciążenia przekazywanego poprzez wysięgnik.

Przyjęcie wymiarów gabarytowych modeli według podanych zasad, umożliwia również wyznaczenie na drodze analitycznej, procentowego udziału przemieszczeń połączenia /odniesionych do punktu działania obciążenia/ w bilansie całkowitych przemieszczeń badanego układu korpus - połączenie [87].

Pozostałe wymiary połączenia, takie jak grubości kołnierza, jego szerokość, wymiary otworów pod śruby i inne związane z jego konstrukcyjnym ukształtowaniem, przyjęto jako typowe dla założonego wcześniej kształtu i wymiarów modelu.

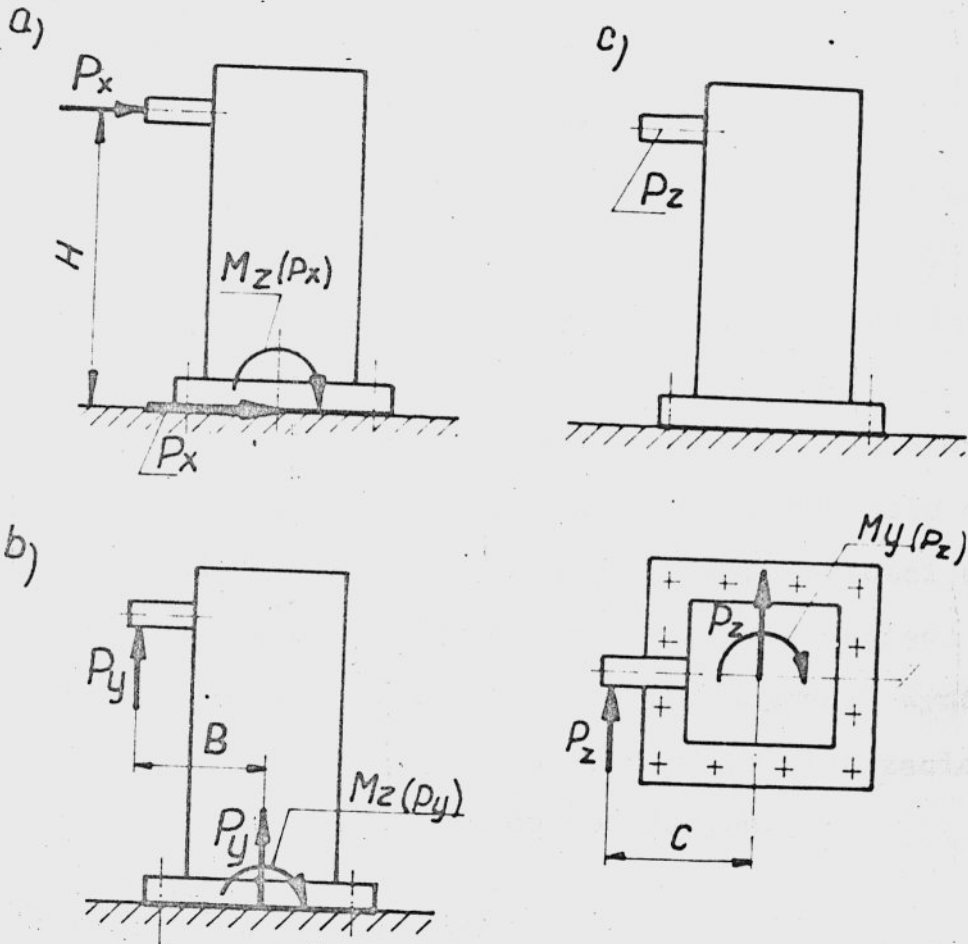
Charakterystyczne wymiary modeli przyjętych do badań i wersje tych modeli, wynikające ze zmian określonych parametrów połączenia, przedstawiono we wspomnianej już tabeli 4. Ponadto badane wersje opisano szczegółowo w trakcie prezentacji otrzymanych wyników, dotyczących wpływu poszczególnych czynników na sztywność połączenia.

4.2. Wybór obciążeń

Punkty przyłożenia, zakresy oraz kierunki działania wypadkowych sił zewnętrznych, obciążających badane korpusy modelowe, należałoby dobrać po przeanalizowaniu rzeczywistego układu obciążeń występującego w układzie nośnym określonej obrabiarki podczas jej pracy. Jednakże na obrabiarce ogólnego przeznaczenia mogą być wykonywane różne operacje, z którymi związane są różne układy obciążeń. Ustalenie reprezentatywnego układu napotyka za-

tem na znaczne trudności.

Z drugiej strony, stosowanie obciążenia wypadkowego adekwatnego do obciążenia siłami skrawania, a wywołującego złożony stan odkształcenia w układzie nośnym obrabiarki, ma sens jedynie w badaniach odbiorczych, bądź w badaniach wstępnych mających dać ogólny pogląd o walorach użytkowych układu. Mając powyższe na względzie, oraz w celu uogólnienia wyników, przyjęto obciążanie modelu siłami działającymi w kierunkach składowych P_x , P_y i P_z siły skrawania. Wynikające stąd obciążenie połączenia oraz skręcanie siłami oraz momentami działającymi w określonych kierunkach i płaszczyznach - rys. 42.



rys. 42 Obciążenie połączenia wynikające z obciążenia badanego modelu siłami P_x , P_y , P_z

Zakresy zmian przyjętego obciążenia zewnętrznego, w postaci składowych P_x ; P_y ; P_z , działającego w trzech kierunkach układu współrzędnych x ; y ; z , a równoległego do układu głównych centralnych osi bezwładności pola powierzchni styku, ustalono na podstawie pomiarów wstępnych, uwzględniając przy tym:

- możliwości układu obciążającego,
- zakresy dopuszczalnych obciążeń rozciągających śruby,
- zakresy pomiarowe stosowanych czujników.

Biorąc pod uwagę powyższe założenia, ustalono następujące zakresy wartości składowych zewnętrznych sił obciążających:

$$P_x = 0 \div 3000 \text{ dN} \quad \text{co } 250 \text{ dN}$$

$$P_y = 0 \div 2000 \text{ dN} \quad \text{co } 250 \text{ dN}$$

$$P_z = 0 \div 2000 \text{ dN} \quad \text{co } 250 \text{ dN}$$

Oprócz sił obciążenia zewnętrznego, reprezentującego siły pochodzące z procesu skrawania, badany obiekt obciążony jest również siłami pochodzącymi od zacisku wstępnego śrub łączących oraz ciężaru badanych modeli. Wpływ tych ostatnich pominięto z uwagi na to, że wywołują one niewielkie wartości nacisków w strefach styku. Siły zacisku wstępnego zmieniano w zakresie od 250dN do 2000 dN, stopniując je co 250 dN, przy czym wartości skrajne, po przeprowadzeniu badań wstępnych, odrzucono ze względu na przeciążenie śrub. Za bazę odniesienia przy porównywaniu wyników otrzymanych z badań, kolejnych modeli, przyjęto siłę zacisku wynoszącą 1500 dN, przy ośmiu śrubach mocujących.

4.3. Wybór punktów pomiarowych

Z uwagi na podatność korpusu występuje w strefie połączenia złożony stan odkształcenia. Powoduje to niemożliwość jednoznacz-

nego przyporządkowania połączeniu części korpusu o określonej wysokości /rys. 18/. Przyjęto zatem punkty pomiarowe na kilku wybranych wysokościach korpusu, przy czym za główny uważa się poziom pomiarowy na wysokości działania sił obciążających. Na wyniki pomiarów składają się więc przemieszczenia wywołane odkształceniami połączenia i korpusu. Przy zachowaniu jednakowej sztywności samego stojaka możliwa jednak będzie jakościowa analiza wpływu parametrów połączenia na jego własności.

Doboru punktów pomiarowych dokonano mając na względzie:

- ustalenie przemieszczeń punktów niezbędnych do określenia stanu odkształcenia połączenia,
- ustalenie przemieszczeń punktów decydujących o walorach użytkowych układu nośnego.

Kierując się powyższymi zasadami, wybrano szereg punktów, w których dokonywano pomiarów przemieszczeń. Punkty te pokazano wstępnie na rysunku 43 przedstawiającym schemat blokowy układu pomiarowego, a ponadto każdorazowo przy prezentacji wyników otrzymanych z badań.

Oprócz przemieszczeń mierzono także siły w śrubach, ze względu na to, że są one ważnym parametrem opisującym eksploatacyjne własności złącza śrubowego /pkt. 3.3/.

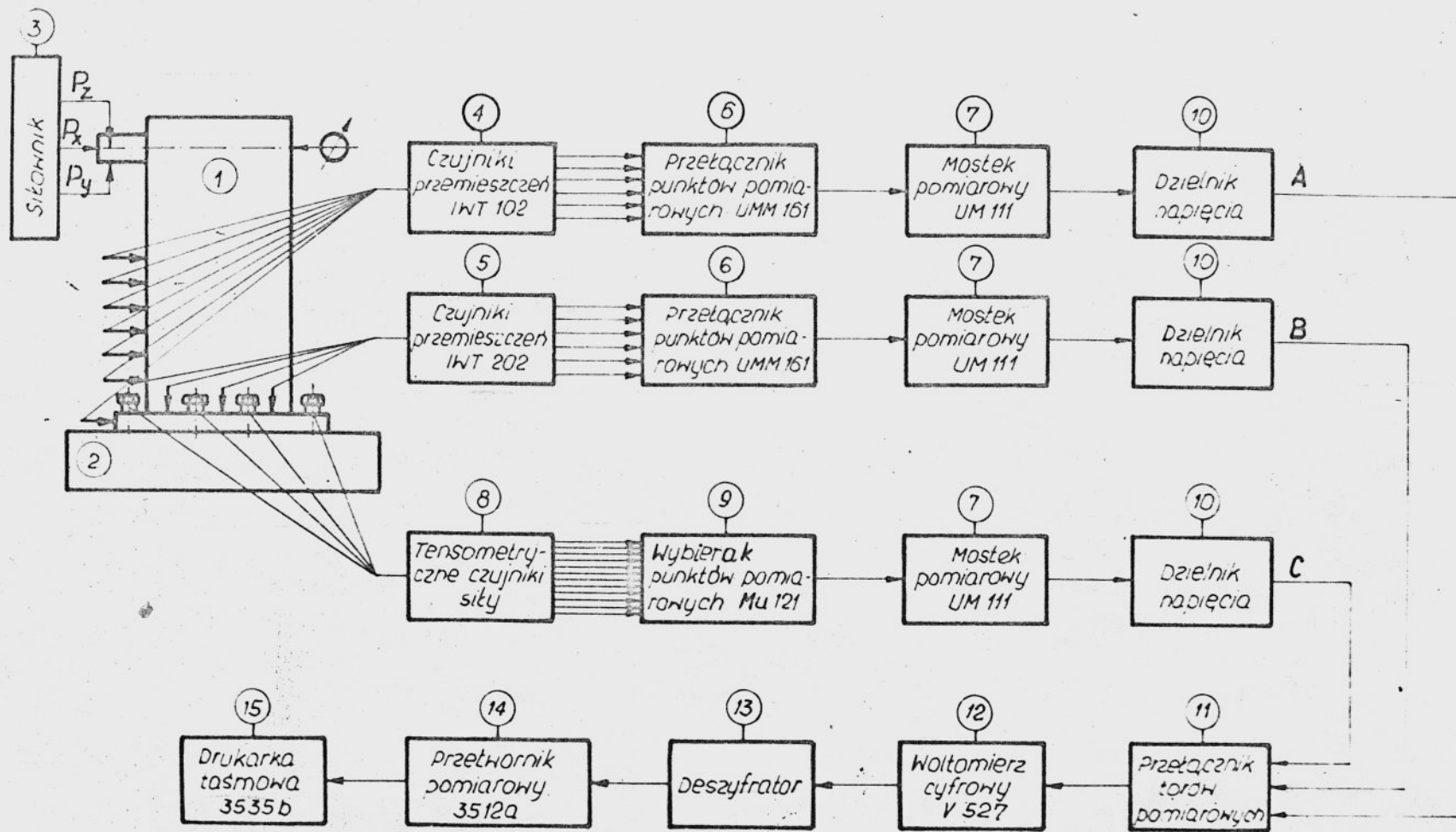
Pomiarów tych dokonywano każdorazowo podczas badań poszczególnych modeli i ich wersji.

5. OPIS STANOWISKA BADAWCZEGO ORAZ WZORCOWANIA CZUJNIKÓW =====

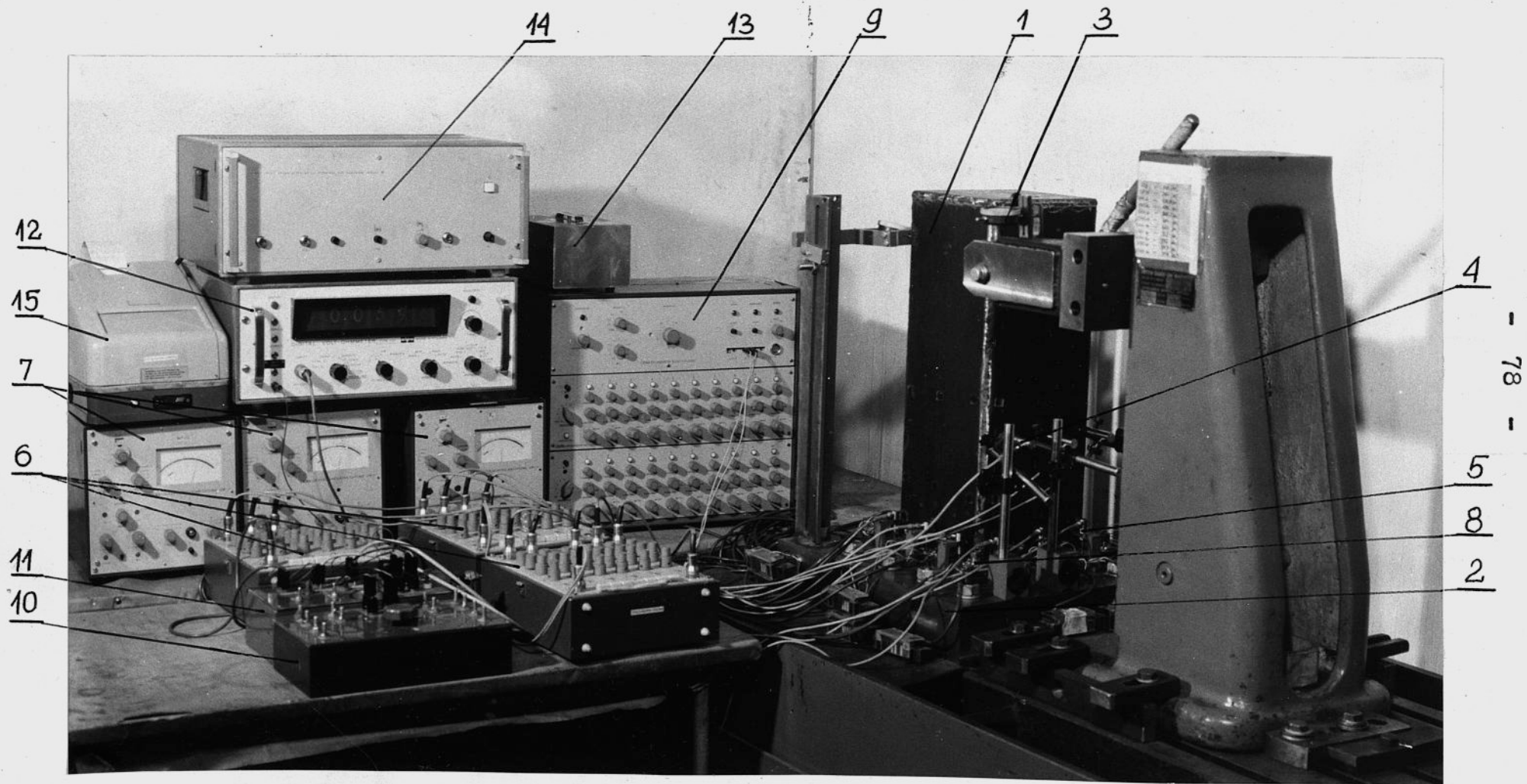
Opierając się na przedstawionych w punkcie 4 niniejszej pracy, założeniach do badań oraz metodyce ich prowadzenia, zbudowano stanowisko badawcze umożliwiające przeprowadzenie badań eksperymentalnych, dotyczących wpływu wymienionych czynników na statyczną sztywność śrubowych połączeń korpusowych. Schemat blokowy tego stanowiska przedstawia rys. 43, a widok ogólny fotografia na rys. 44. Jak widać, na stanowisko to składa się badany obiekt oraz zestaw aparatury pomiarowo-rejestrującej. Badanym obiektem były opisane już cztery modele korpusowe różniące się kształtowaniem połączenia. Wykonano je ze stali St3SX na drodze spawania. Po wykonaniu zaś modele poddano wyżarzaniu w celu usunięcia naprężeń wewnętrznych powstałych podczas spawania. Następnie każdy z badanych modeli (1) mocowano kolejno przy pomocy śrub łączących M12 do sztywnej płyty stalowej (2) o wymiarach 500 x 500 x 100 mm, wykonanej ze stali 45. Górną powierzchnię tej płyty jak i każdorazowo powierzchnie stykowe modeli i ich wersji, po szlifowaniu dokładnie przeskrobywano /około 16 punktów styku na 1 cal²/, a to w celu wyeliminowania błędów kształtu i zapewnienia stałych warunków badań.

Do obciążania modeli użyto dynamometru pałkowego (3) firmy WAGA, mocowanego w specjalnej oprawce związanej ze stojakiem, która umożliwiała wywieranie obciążenia w trzech wzajemnie prostopadłych kierunkach x; y; z.

W celu zaś pomiaru przemieszczeń układu korpus - połączenie a także sił zacisku wstępnego zestawiono aparaturę pomiarową, uwzględniając to, że:



rys. 43 Schemat blokowy stanowiska badawczego



rys. 44 Ogólny widok stanowiska badawczego

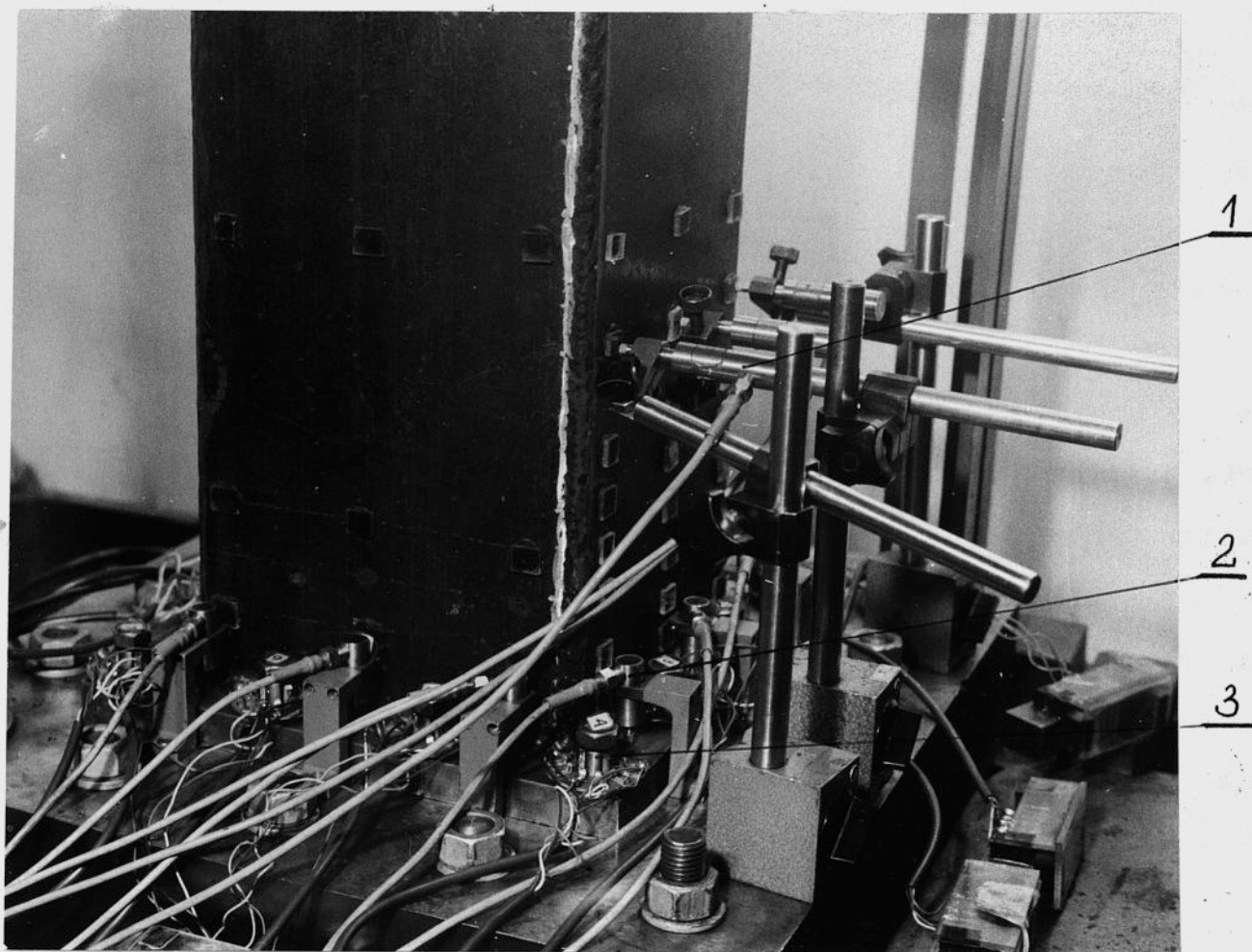
- należy zapewnić dużą dokładność, a jednocześnie automatyzację rejestracji otrzymanych wyników, a to z uwagi na dużą ilość punktów pomiarowych niezbędnych do określenia stanu odkształcenia badanego układu,
- należy zapewnić dokładną metodykę określania sił zacisku wstępnego oraz sił aktualnie panujących w śrubach łączących, a to ze względu na ważność zagadnienia i problemy związane z ich ustalaniem.

Biorąc pod uwagę powyższe wymagania, zestawiono układ pomiarowy umożliwiający półautomatyczną rejestrację w postaci cyfrowej przemieszczeń oraz sił występujących w śrubach łączących. Śledzący jego schemat blokowy przedstawiony na rys. 43, można wyróżnić trzy tory pomiarowe:

- tor A - do pomiaru przemieszczeń ścianek stojaka w obrębie połączenia i wyżej, a także odkształceń stykowych stycznych;
- tor B - do pomiaru miejscowych odkształceń kołnierza;
- tor C - do czynnej kontroli sił zacisku wstępnego śrub łączących.

Rozmieszczenie czujników pomiarowych związanych z poszczególnymi torami, pokazano na fotografii przedstawionej na rys. 45.

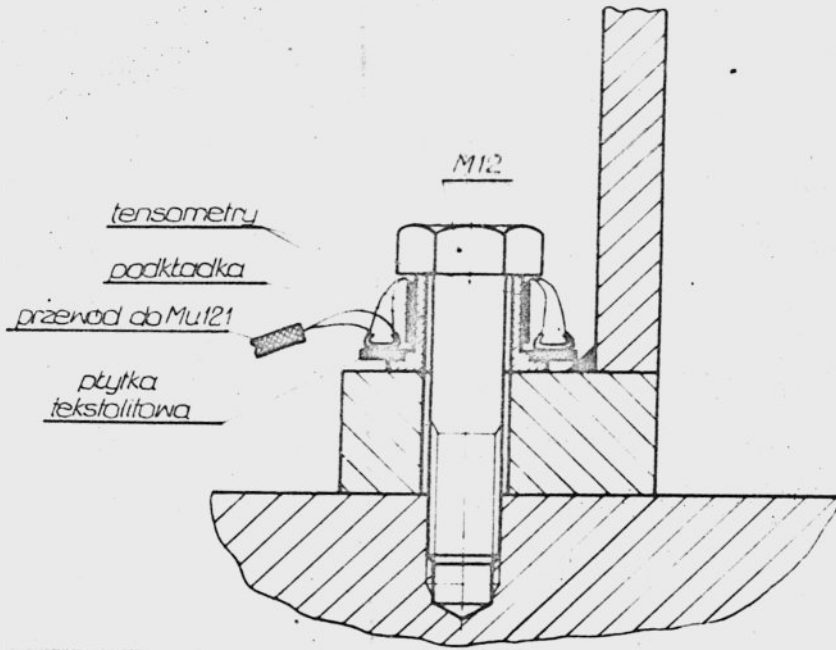
Do pomiaru statycznych przemieszczeń służyły czujniki indukcyjne typu IWT102 (4), oraz IWT202 (5) firmy RFT. Ich zakres pomiarowy wynosi ± 1 mm, czułość 0,15 μ m a maksymalny błąd nieliniowości $\pm 0,5\%$ zakresu pomiarowego. Czujniki te poprzez sześciopozycyjne przełączniki punktów pomiarowych (6), połączone były w układzie mostkowym z uniwersalnymi mostkami pomiarowymi (7) typu UM111 firmy RFT.



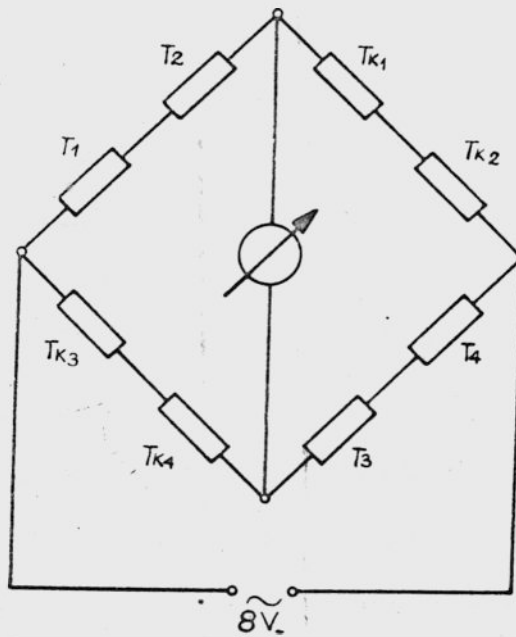
rys. 45 Usytuowanie czujników pomiarowych:
1 - indukcyjne IWT102; 2 - indukcyjne IWT202; 3 - do pomiaru sił

Przełącznik punktów pomiarowych, którym było sześciopozycyjne urządzenie równoważące typu UMM161 firmy RFT, zastosowano z uwagi na to, że mostek pomiarowy jest przyrządem jednokanałowym. Urządzenie to umożliwia podłączenie maksymalnie sześciu czujników przemieszczeń, a wybieranie punktów pomiarowych dokonuje się przełącznikiem klawiszowym. Gdyby jednak zaistniała potrzeba ujęcia większej liczby punktów pomiarowych, to do pracującego przełącznika można by szeregowo podłączyć następne. Ilość punktów wzrosłaby wówczas z 6 do 12 itd.

Do pomiaru sił zacisku wstępnego, każdej ze śrub łączących, skonstruowano specjalne podkładki, na które naklejano po cztery czynne tensometry oporowe, typu PbKn 6-150 /rys. 46/. Naklejono je na czterech wzajemnie prostopadłych powierzchniach bocznych podkładki, którą umieszczano pod łbem śruby. Natomiast tensometry kompensacyjne mające za zadanie wyeliminować wpływ zmian temperatury otoczenia w stosunku do temperatury wzorcowania, naklejono na stalowych kostkach umieszczanych przy każdej podkładce. Schemat elektryczny łączenia tensometrów w układzie pomiarowym mostka Wheatstone'a przedstawia rys. 47. Taki sposób łączenia sprawił, że układ jest czuły na działanie wyłącznie siły osiowej, a nie reaguje na działanie momentu wynikającego z nierównomiernego rozkładu nacisków na powierzchniach oporowych podkładki, występującego głównie przy mimośrodowym ułożeniu śrub. Tak wykonane podkładki tensometryczne stanowiły czujnikisily, które przed przystąpieniem do pomiarów należało przewzorcować. Czujniki te poprzez wybierak punktów pomiarowych (9), typu MU121 firmy RFT, połączone były z jednokanałowym uniwersalnym mostkiem pomiarowym (7), typu UM111. Zastosowany wybierak składał się z przyrządu sterującego SG151 oraz dwóch przyrządów równoważących typu AG111, umieszczonych we wspólnej obudowie. Przyrząd sterujący służył do wybierania punktów pomiarowych przyłączonych do przyrządu równoważącego. Wybieranie to mogło być ręczne lub automatyczne, a wtedy czas pomiaru można było nastawiać w granicach 0,2 do 15 sek. Ilość punktów pomiarowych wymienionego wybieraka wynosi 20, a przy użyciu dodatkowego przyrządu równoważącego AG 131 50 punktów. Gdy to jest konieczne, ilość tę można dowolnie powiększyć przez połączenie kilku przyrządów sterujących i przynależnych im przyrządów równoważących.



rys. 46 Podkładka tensometryczna do pomiaru siły w śrubie



rys. 47 Schemat elektryczny łączenia tensometrów

Napięcia wyjściowe z mostków pomiarowych w torach A; B i C są proporcjonalne do wartości mierzonych przemieszczeń oraz sił. Można je określić na podstawie wskazań miernika mostka w postaci ilości działek, a w celu otrzymania tych wartości w $[\mu\text{m}]$ bądź $[N]$ konieczne jest posługiwanie się wykresami wzorcowania czujników. Sposób ten jest powszechnie stosowany, jest on jednak niewygodny i niedokładny, a w przypadku dużej ilości pomiarów - czasochłonny. Dlatego też zestawiono aparaturę, której zadaniem jest bezpośrednia rejestracja wartości mierzonych. Na wyjściu każdego toru pomiarowego zastosowano dzielniki napięcia (10), których zadaniem było ustalenie takich wartości napięć, ażeby wartości liczbowe zapisywane przez drukarkę odpowiadały rzeczywistym wartościom liczbowym przemieszczeń oraz sił występujących w badanym obiekcie. Napięcia te poprzez przełącznik torów pomiarowych (11) zasilają woltomierz cyfrowy (12). Przełącznik ten zainstalowano z uwagi na to, że w układzie były trzy tory pomiarowe A; B i C, a aparatura rejestrująca stanowiła jeden tor. Zastosowany woltomierz cyfrowy typu V527 firmy ELPO przeznaczony jest do pomiaru podawanych napięć stałych. Przyrząd ten odznacza się wysoką stabilnością wskazań, zapewniając dużą dokładność odczytu cyfrowego, gdyż uchyb podstawowy na podzakresie 4 V wynosi: $\pm 0,01\%$ wartości mierzonej oraz $\pm 0,0025\%$ wartości końcowej, a dla pozostałych podzakresów odpowiednio: $\pm 0,015\%$ i $\pm 0,0025\%$. Wynik pomiaru wyświetlany był na pięciopolowym jednorzędowym wskaźniku projekcyjnym. Wybór i wskazanie znaku mierzonej wartości odbywało się automatycznie. Przyrząd ten, wyposażony w gniazda wyjściowe, umożliwiające dołączenie cyfrowego rejestratora wyników a więc drukarki, służył do ciągłej kontroli

napięcia, a tym samym, wyników pomiarowych. Z uwagi na to, że sygnał wyjściowy z woltomierza podawany jest w kodzie o zapisie $4\ 2\ 2^* 1$, a przetwornik łącznie z drukarką pracuje w kodzie $1\ 1\ 4\ 8$ /tzw. kod BCD/, zastosowano w układzie deszyfrator (13), którego zadaniem była zmiana kodu sygnału wyjściowego woltomierza. Urządzenie to wykonano w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej. Dalej w układzie znajdował się przetwornik pomiarowy (14), typu 3512a firmy FUNWERK-ERFURT, w którym wbudowano dwanaście wzmacniaczy przekaźnikowych, przetwarzających napięcia informacyjne z woltomierza poprzez macierz przekaźników z systemu binarnego w dziesiętny. Sygnał w postaci wspomnianego napięcia, zapisywany mechanicznie przez drukarkę (15), był wynikiem pomiaru. Wywołanie procesu druku mogło nastąpić ręcznie przyciskiem "start" lub zdalnie impulsem wywoławczym woltomierza. Stała czasowa do wyzwolenia druku wynosiła około 0,2 sek.

Przetwornik z drukarką połączony był poprzez 32 - przewodowy kabel łączący. Zastosowana 12 - pozycyjna drukarka, typu 3535b firmy FUNWERK-ERFURT, spełniała rolę urządzenia wyjściowego. Wyniki drukowane były na taśmie papieru o szerokości 6 cm, z szybkością około dwóch zapisów na sekundę. Wszystkie miejsca danej liczby były podawane i drukowane równocześnie, ponieważ drukarka pracuje na zasadzie analizy równoległej. W zależności od znaku, wynik pomiaru mógł być wydrukowany w kolorze czerwonym (+) lub czarnym (-).

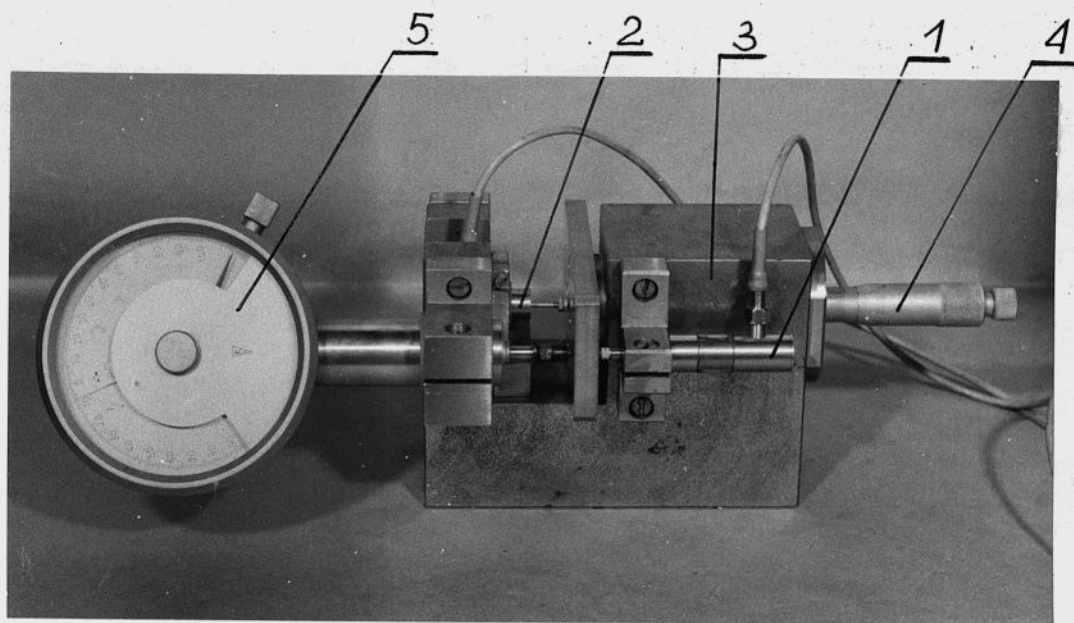
5.1. Dokładność pomiaru przemieszczeń

Pomiary przemieszczeń modelu stojaka, na wysokości działania obciążenia, wykonywano czujnikami zegarowymi o działce ele-

mentarnej 0,01 mm. Błąd pomiaru tymi czujnikami związany jest głównie z błędem odczytu oraz klasę użytego czujnika.

Jak już wspomiano pozostałe pomiary przemieszczeń ścianek i kołnierza modelu stojaka, wymagające dużej dokładności, przeprowadzono dotykowymi czujnikami indukcyjnymi. Przy pomiarach przemieszczeń stycznych kołnierza oraz przemieszczeń ścianek modelu mocowano je w uchwytach podstawek magnetycznych, zaś przy pomiarach przemieszczeń wywołanych odkształceniami miejscowymi kołnierza w specjalnie skonstruowanych uchwytach.

Przed przystąpieniem do pomiarów należało przeprowadzić wzorcowanie każdego czujnika łącznie z aparaturą, ponieważ z dokładnością tego wzorcowania oraz klasą dokładności użytej aparatury wiąże się dokładność pomiarów.



rys. 48 Przyrząd do wzorcowania czujników przemieszczeń: 1 - czujnik IWT102; 2 - czujnik IWT202; 3 - korpus przyrządu; 4 - śruba mikrometryczna; 5 - czujnik kontrolny

Wzorcowanie czujników przemieszczeń (1)(2) przeprowadzono na specjalnym przyrządzie (3) - /zdjęcie na rysunku nr 48/, wyposażonym w śrubę mikrometryczną (4) z noniuszem pozwalającym na odczytanie wskazań z dokładnością $1 \mu\text{m}$ oraz w zegarowy czujnik kontrolny (5) również o działce elementarnej $1 \mu\text{m}$. Poprawność wskazań użytej śruby mikrometrycznej sprawdzono przy pomocy poziomego długościomierza Abbego.

Kilkakrotne wzorcowanie każdego z czujników w zakresach pomiarowych $\pm 20 \mu\text{m}$; $\pm 100 \mu\text{m}$; $\pm 1000 \mu\text{m}$, wykazało, że występuje bardzo duża powtarzalność a jednocześnie liniowość uzyskanych wskazań. Wpływa to zresztą z tego, że błąd nieliniowości tych czujników, dla pełnego zakresu pomiarowego, wynosi $\pm 0,5\%$.

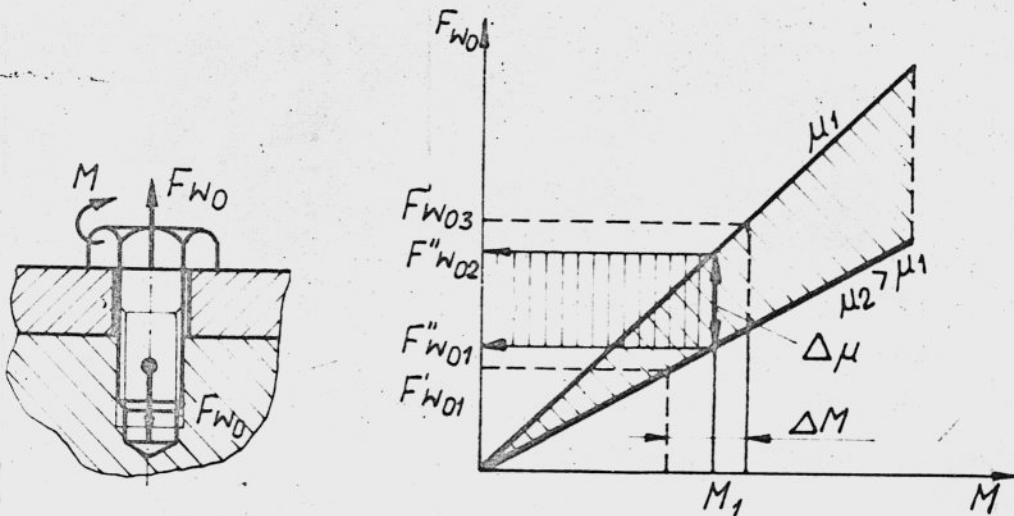
Występujące nieznaczne różnice w kolejnych pomiarach w czasie wzorcowania związane są z błędem w ustalaniu kontrolnych wartości przemieszczeń przy pomocy śruby mikrometrycznej. Wynikający stąd błąd, odniesiony do pełnego zakresu wzorcowania, nie przekraczał 1% .

Błąd związany z klasą użytej aparatury pomiarowo-rejestrującej, zależy głównie od jakości użytych mostków pomiarowych. Według instrukcji obsługi, uchyb podstawowy stosowanych mostków, odniesiony do wartości odpowiadającej pełnemu wychyleniu wskazówki miernika, jest mniejszy od $2,5\%$. Zaś błąd wynikający z zastosowania w układzie woltomierza cyfrowego jest bardzo mały i wyraża się w setnych częściach procenta.

Podsumowując przeprowadzoną analizę dokładności pomiaru przemieszczeń, można stwierdzić, że całkowity błąd pomiaru nie przekraczał 5% . Liniowość wskazań w pełnym zakresie wzorcowania pozwalała na pomiar z dokładnością $0,1 [\mu\text{m}]$.

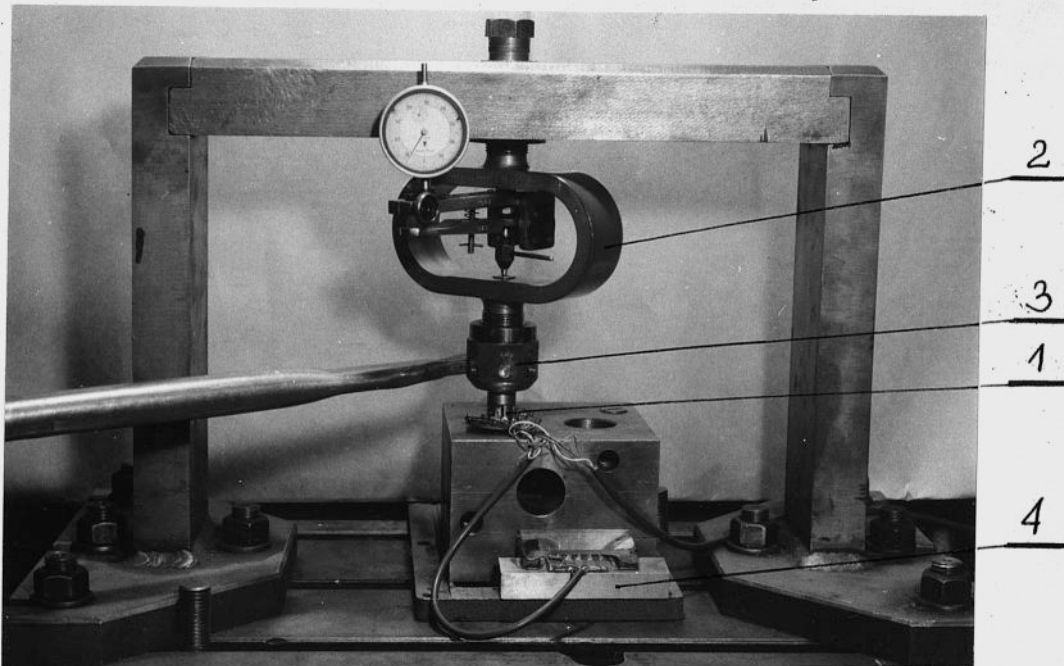
5.2. Dokładność pomiaru zacisku wstępnego

Aby uzyskać zacisk wstępny F_{w0} należało przyłożyć do łba każdej śruby zewnętrzny moment obrotowy M . Błąd wynikający z oceny tej siły na podstawie zadanego momentu M , zawiera się w ogólnym przypadku w granicach $\pm 17\% \pm 43\%$ [88]. Zatem w najkorzystniejszym przypadku należy przewidzieć o około 40% wyższą wartość siły zacisku wstępnego, niż tą jaka wynika z obliczeń. Tak duży błąd wiąże się z dokładnością w ocenie rzeczywistych wartości współczynników tarcia μ a także wartości momentu M - - rys. 49 [85]. Stosowanie klucza dynamometrycznego obarczone jest również błędem. Sumaryczny błąd w ocenie wartości siły F_{w0} przy jego stosowaniu, zawiera się w granicach $\pm 23\pm 28\%$ [88].



rys. 49 Błąd w ocenie wartości siły zacisku wstępnego

Skłoniło to autora do zastosowania opisanych już podkładek tensometrycznych, które przed przystąpieniem do pomiarów należało przewzorcować. Stanowisko wzorcowania przedstawia fotografia na rys. 50. Prowadzono je w ten sposób, że każdą podkładkę (1) obciążano dynamometrem (2) poprzez specjalną nakrętkę (3). Nakrętka ta imituje sposób obciążania jaki wywiera na podkładkę, łeb śruby łączącej. Na fotografii tej widoczna jest również kostka (4) z naklejonymi na niej tensometrami kompensacyjnymi.



rys. 50 Wzorcowanie tensometrycznej podkładki do pomiaru siły w śrubie: 1 - podkładka; 2 - dynamometr pałkowy; 3 - nakrętka; 4 - kostka z tensometrami kompensacyjnymi

Wzorcowanie każdej podkładki prowadzono pięciokrotnie, dla różnych jej położzeń katowych. Stwierdzono, że rozrzut wyników, przy obciążeniu maksymalnym wynoszącym 25 kN, a odpowiadającym dopuszczalnej sile rozciągającej śrubę M12, nie przekraczał 3%. Rozrzut ten wiąże się głównie z błędem odczytu wskazań na siło-

mierzu. O dokładności wzorcowania decyduje także klasa użytego siłomierza oraz aparatury. Według instrukcji obsługi, pierwszy z wymienionych błędów wynosił 0,5%. Natomiast błąd uwarunkowany klasą użytych przyrządów pomiarowych zależy głównie od klasy użytego mostka. Jak już wspomiano błąd ten nie przekraczał 2,5%.

Podsumowując przeprowadzoną analizę dokładności pomiaru sił można stwierdzić, że całkowity błąd nie przekraczał 6%. Zatem po przewzorcowaniu, podkładki te pozwalały na wystarczająco dokładne ustalanie wartości napięcia wstępnego w każdej ze śrub łączących, a w czasie obciążania układu korpus - połączenie na kontrolowanie obciążenie śrub.

6. WYNIKI BADAŃ =====

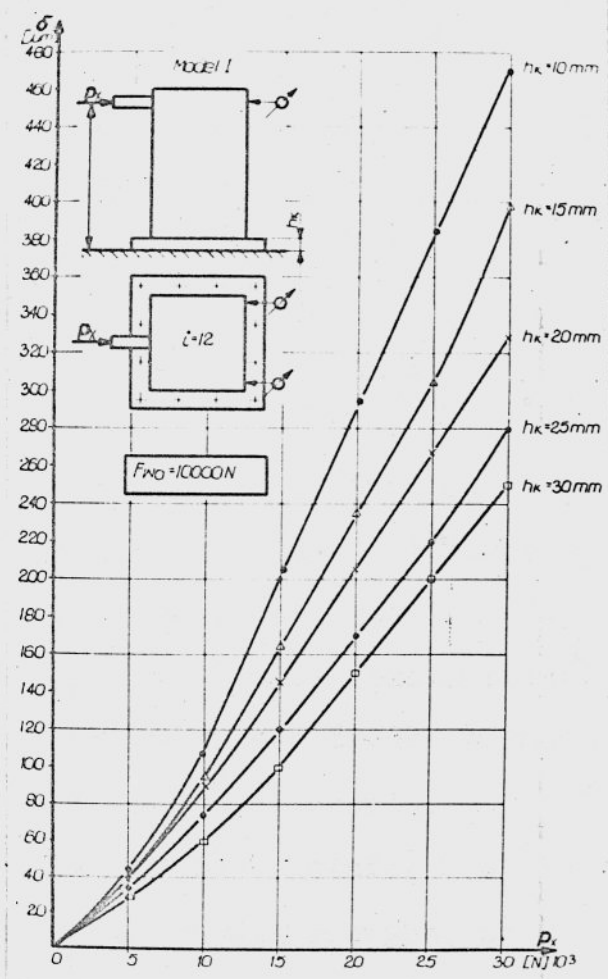
Badania, dotyczące wpływu czynników wymienionych w tabeli 4, na statyczną sztywność połączenia śrubowego, przeprowadzono na poszczególnych wersjach czterech korpusów modelowych, oznaczonych numerami I + IV. Natomiast ich wersje oznaczone były kolejnymi literami alfabetu A; B; C itd.

W trakcie przeprowadzonych wielokrotnych pomiarów wstępnych stwierdzono, że rozrzut wyników był bardzo mały. Procentowa jego wartość odniesiona do pełnego zakresu pomiarowego /przy pomiarach przemieszczeń: $\pm 20 \mu\text{m}$; $\pm 100 \mu\text{m}$; $\pm 1000 \mu\text{m}$, a przy pomiarach sił: 25 kN/ nie przekraczała 3%. Z tego też względu nie dokonywano statystycznego opracowywania wyników pomiarów. Ograniczono się tylko do kilkakrotnego obciążenia wstępnego badanego układu, a następnie do trzykrotnego pomiaru właściwego. Obciążenie wstępne stosowano w celu wyeliminowania błędów przypadkowych, a także w celu uniknięcia histerezy, powodowanej występowaniem przemieszczeń stykowych normalnych i stycznych, wywołanych odkształceniami plastycznymi. Jak wykazały bowiem badania przeprowadzone przez autora /pkt. 3.2./, procentowy ich udział, w sumarycznym przemieszczeniu stykowym, przy drugim i następnych cyklach obciążenia jest bliski zera.

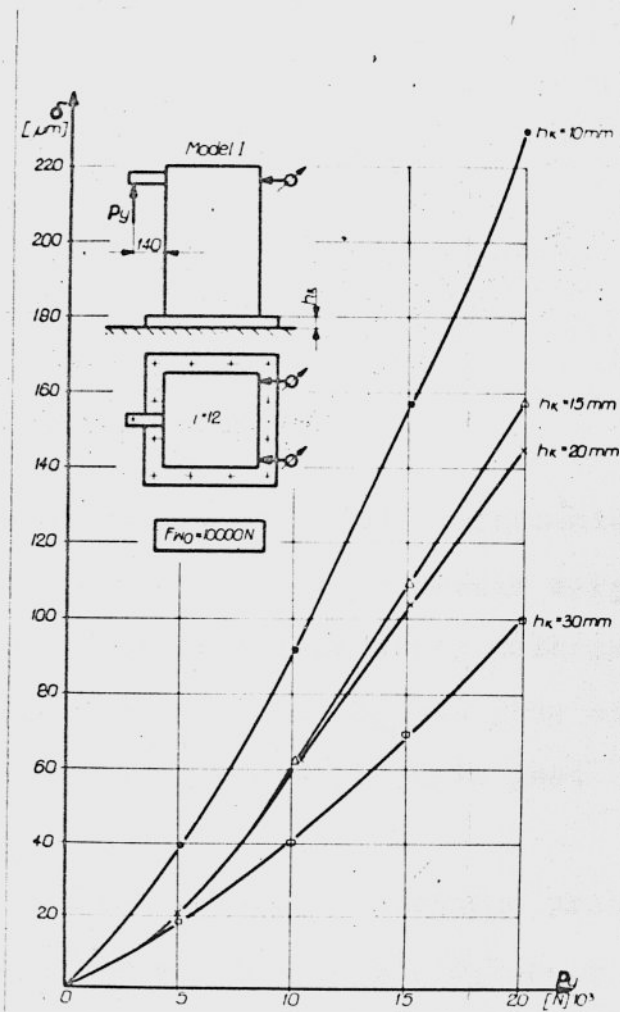
Wykresy przedstawione w niniejszym rozdziale sporządzono na podstawie średnich arytmetycznych z trzech kolejnych pomiarów. Wielkościami mierzonymi były przemieszczenia i one też odnoszone są na osiach rzędnych tych wykresów. Zastosowanie sztywności jako parametru opisującego własności statyczne układu było bowiem utrudnione z uwagi na nieliniową sztywność połączenia spowodowaną głównie nieliniowością charakterystyki strefy styku.

6.1. Wpływ sztywności kołnierza

Sztywność kołnierza zmieniano w wyniku zmniejszania jego grubości h_k w zakresie 30 ± 10 mm, stopniując ją co 5 mm. Wpływ grubości kołnierza na przemieszczenia badanego układu, dla trzech kolejnych składowych obciążenia P_x ; P_y ; P_z , przedstawiono na rysunkach 51; 52; 53. Jak widać zależność ta nie ma charakteru liniowego, szczególnie w zakresie niższych wartości sił obciążających. Przedstawione wykresy pokazują jednocześnie jak

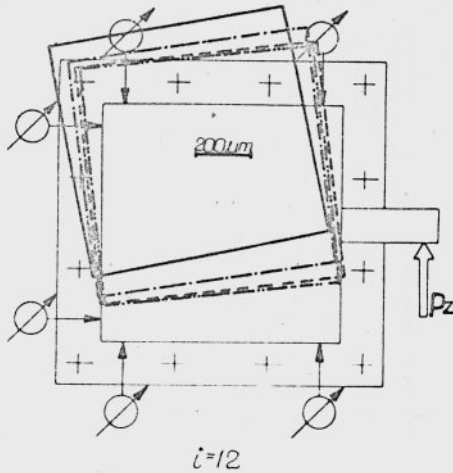


rys.51 Wpływ grubości kołnierza na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x



rys.52 Wpływ grubości kołnierza na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_y

Model I



$$F_{WD} = 10000 N$$

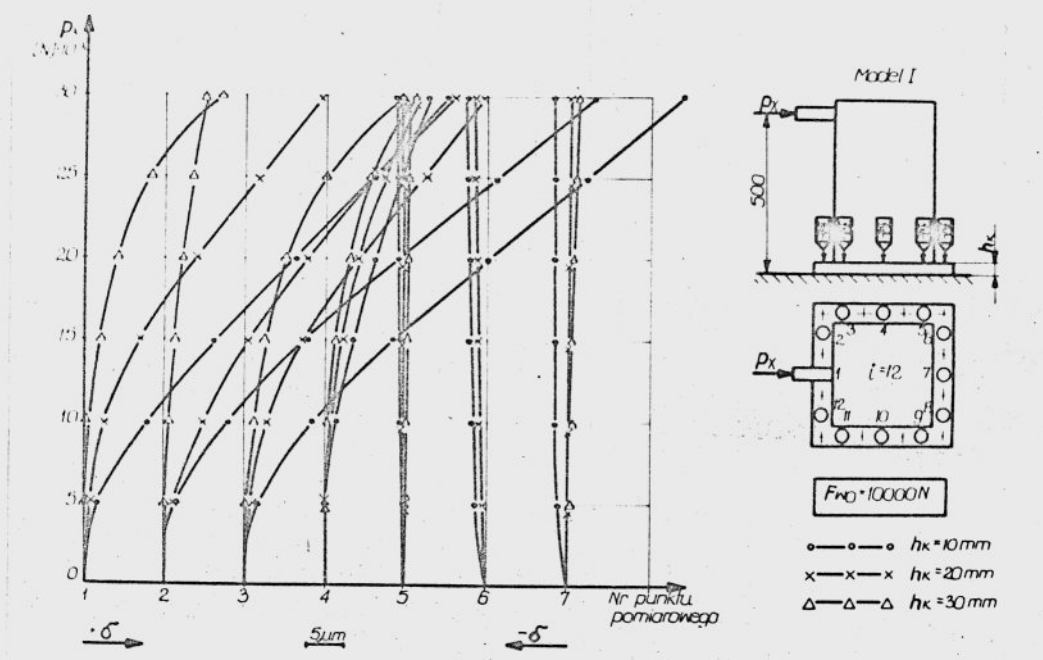
$$P_z = 20000 N$$

- $h_k = 10 mm$
- - - $h_k = 15 mm$
- · - $h_k = 20 mm$
- · · $h_k = 30 mm$

rys.53 Wpływ grubości kołnierza na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_z

istotny jest wpływ sztywności kołnierza na sztywność połączenia. Największe przemieszczenia występują tu w czasie działania siły P_z co ma swoje uzasadnienie w małej sztywności stycznej połączenia. Natomiast większe przemieszczenia przy sile P_x niż przy sile P_y mają swe źródło w znacznie większym momencie jakim jest obciążone połączenie.

Grubość kołnierza decyduje również o wartościach jego przemieszczeń miejscowych, co pokazują krzywe na rys. 54. Zależnie od położenia punktu pomiarowego przemieszczenia przyjmują tu różne znaki, przy czym oś obrotu połączenia nie pokrywa się z osią jego symetrii. Największe przemieszczenia kołnierza występują w pobliżu naroży dla części połączenia narażonej na odrywa-

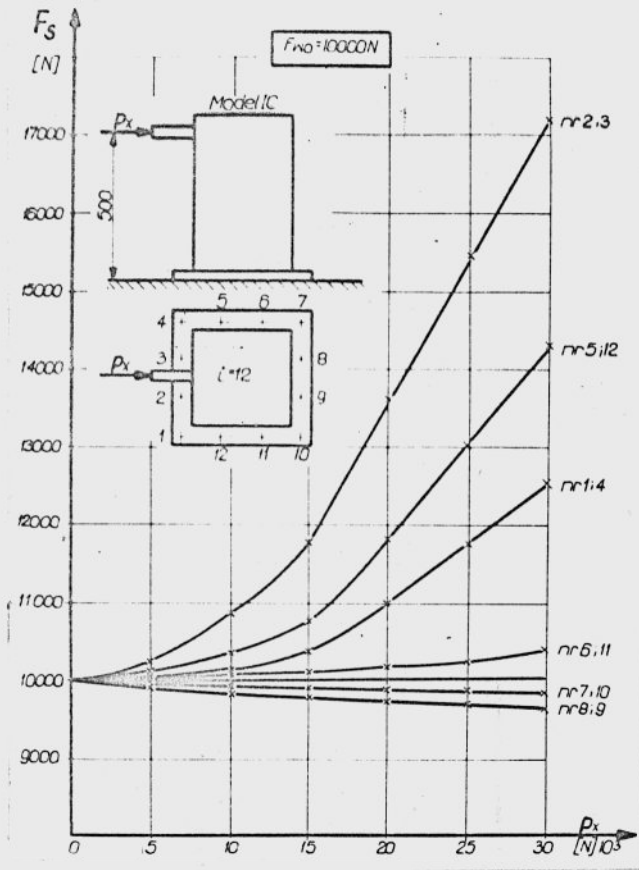


rys. 54 Zależność miejscowych przemieszczeń kołnierza od jego grubości

nie. Należy tu również zaznaczyć, że z uwagi na symetrię modelu każda krzywa przedstawia przemieszczenia w punktach symetrycznie położonych w stosunku do kierunku obciążenia.

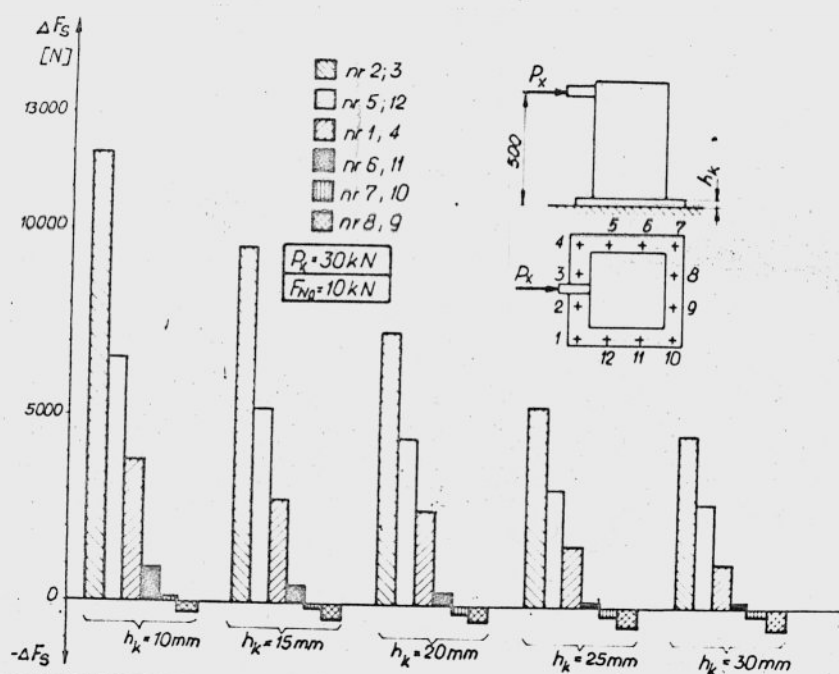
Prowadzona jednocześnie, dla każdej z badanych wersji modelu I, kontrola sił w śrubach wykazała, że ich przyrost maleje ze wzrostem grubości kołnierza.

Na rys. 55 pokazano przykładowo przebieg zmian siły w śrubach przy obciążeniu siłą P_x . Z uwagi na symetrię modelu i obciążenia, a także ze względu na niewielkie różnice we wskazaniach dla kolejnych par śrub, każda krzywa obrazuje siły występujące w dwóch symetrycznie położonych śrubach. Jak widać intensywność zmian jest różna dla różnych par śrub i jest oczywiście funkcją ich położenia w kołnierzu modelu. Dla badanego modelu tylko nieznaczna część jego podstawy jest dociskana, tak że obciążenie większości śrub wzrasta w sposób znaczny. Jest to o tyle istotne



rys.55 Przebiegi zmian siły w śrubach przy obciążeniu siłą P_x

spostrzeżenie, że przy niewłaściwym doborze śrub można łatwo przekroczyć dopuszczalną wartość siły dla poszczególnej śruby. Natomiast na rys. 56 przedstawiono w formie wykresu słupkowego, wpływ grubości kołnierza na przyrost sił w śrubach. Wykres ten jest wykresem zbiorczym. Wynika z niego, że przyrosty sił nie są proporcjonalne do zmiany grubości. Interesujące jest tu też to, że przy $h_k = 10$ mm tylko w dwóch śrubach /nr 8 i 9/ występuje zmniejszenie sił. Można to wyjaśnić dużą podatnością kołnierza.



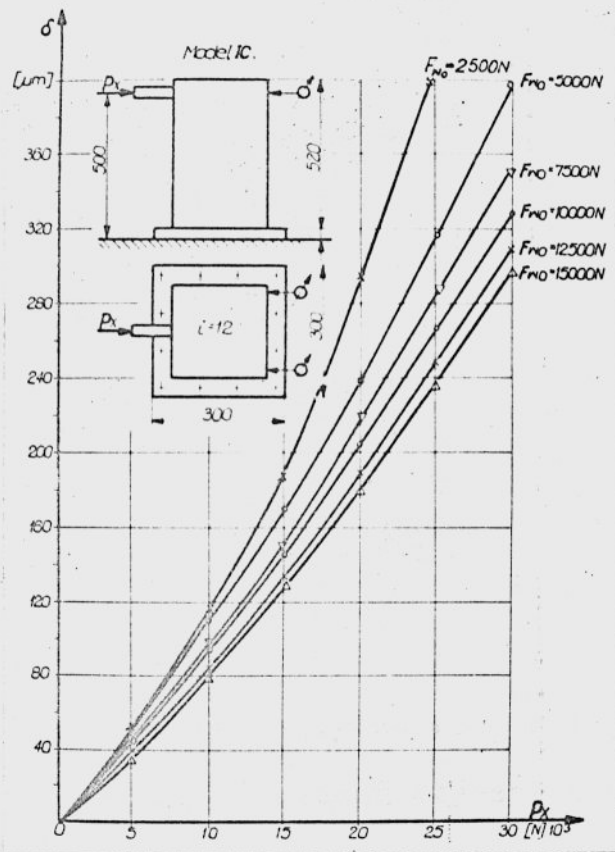
rys. 56 Przyrosty sił w śrubach w zależności od grubości kołnierza

6.2. Wpływ wartości napięcia wstępnego śrub łączących

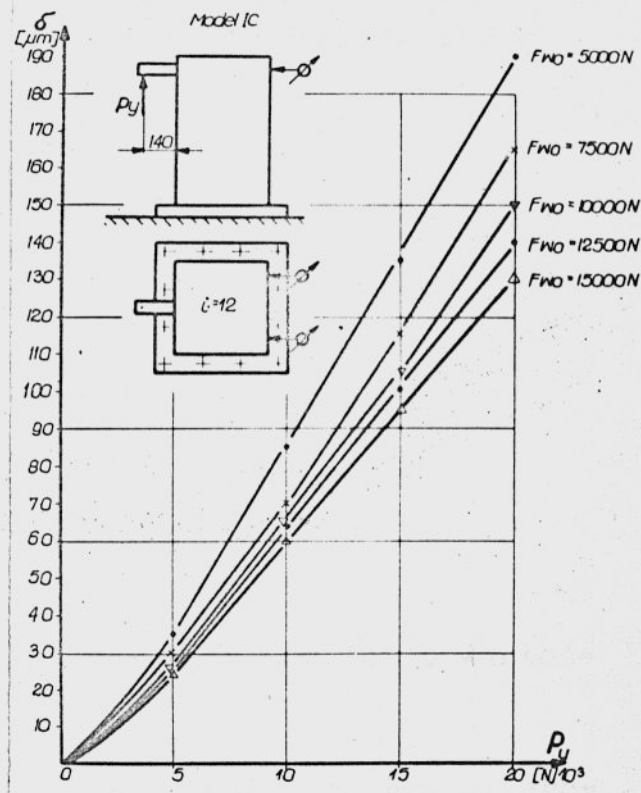
Badania te wykonywano przy pięciu różnych wartościach sił zacisku wstępnego śrub łączących, którymi opisano kolejne krzywe obrazujące przemieszczenie modelu I C / $h_k = 20 \text{ mm}$ /, na poziomie działania obciążenia. Zaciskom tym odpowiadają określone wartości średnich nacisków powierzchniowych.

Wyniki badań przy obciążaniu siłami P_x ; P_y i P_z , przedstawiono na rys. 57; 58; 59.

Wynika z nich, że wartość siły zacisku wstępnego decyduje o sztywności połączenia. Zależność ta nie ma charakteru liniowego i uwidacznia się głównie przy małych jego wartościach. Widać to wyraźnie przy $F_{w0} = 2500 \text{ N}$ /rys. 57/, kiedy to ze względu na przeciążenie śrub oraz otwieranie się złącza, niemożliwe było prowadzenie badań w założonym zakresie obciążania układu.

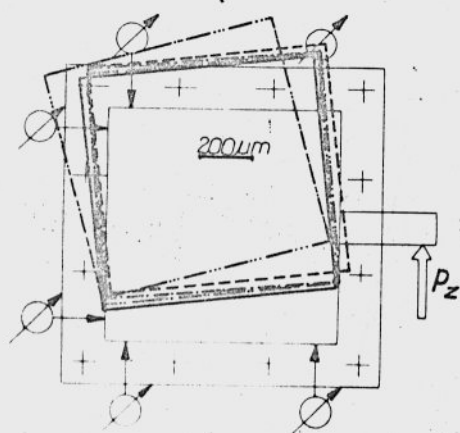


rys.57 Wpływ napięcia wstępnego śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x



rys.58 Wpływ napięcia wstępnego śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_y

Model IC



$l=12$

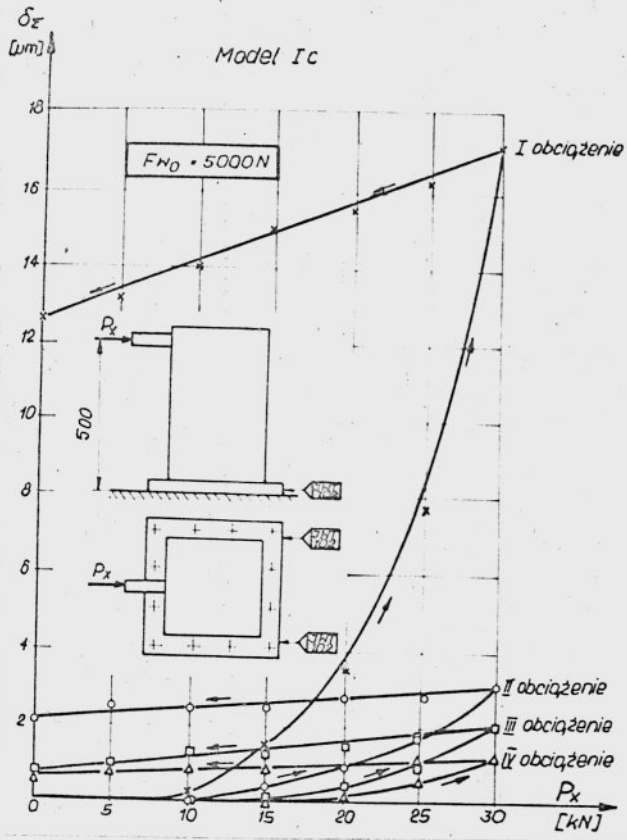
$P_z = 20000N$

- $F_{wo} = 5000N$
- $F_{wo} = 7500N$
- $F_{wo} = 10000N$
- $F_{wo} = 12500N$
- $F_{wo} = 15000N$

rys.59 Wpływ napięcia wstępnego śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_z

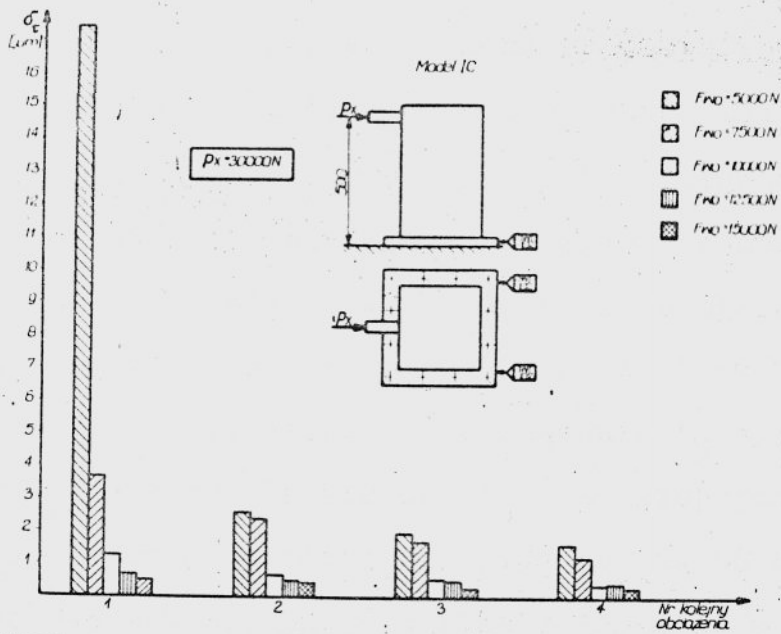
Wartość siły zacisku wstępnego decyduje również o wartościach przemieszczeń stycznych układu.

Na rys. 60 przedstawiono przykładowo ich przebieg przy czterokrotnym obciążaniu badanego układu. Uwidacznia się tu z całą ostrością problem przemieszczeń powstałych w wyniku odkształceń plastycznych, zachodzących głównie w czasie pierwszego cyklu obciążenia. Należy tu jednak zaznaczyć, że pewien wpływ na przedstawione przebiegi mają odkształcenia kołnierza, powodowane występowaniem momentu $M_z(P_x)$.

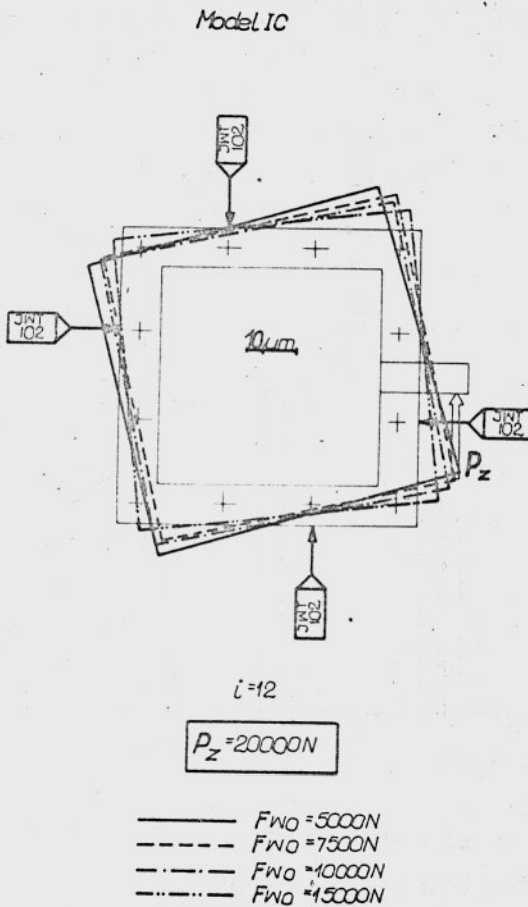


rys.60 Przebiegi stycznych przemieszczeń kołnierza przy obciążeniu siłą P_x

Wartość ich zależy w dużym stopniu od zacisku wstępnego, co dla obciążenia siłą P_x , pokazano w formie wykresu słupkowego na rys. 61. Poszczególne słupki odpowiadają przemieszczeniom dla różnego wstępnego zacisku, a kolejne zbiory słupków - czterem kolejnym cyklom obciążenia siłą P_x . Wpływ zacisku wstępnego na przemieszczenia styczne kołnierza względem płyty podstawy, ale przy obciążeniu siłą P_z , pokazano na rys. 62. Przemieszczenia te powodowane są jednoczesnym oddziaływaniem siły P_z oraz momentu M_y . Z przedstawionych rysunków 61 i 62 wynika, że omawiana zależność nie ma charakteru liniowego.

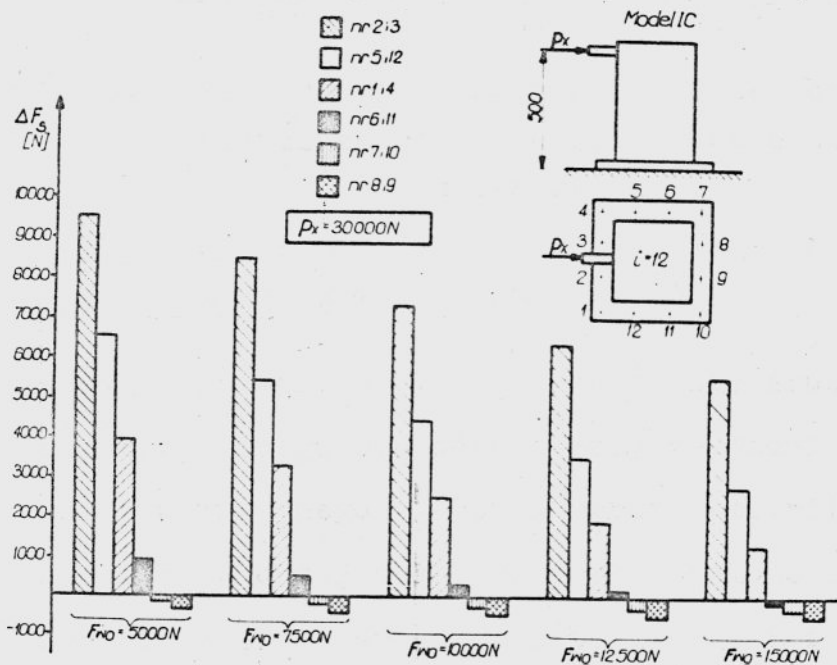


rys. 61 Wpływ napięcia wstępnego śrub na styczne przemieszczenia kołnierza przy obciążeniu siłą $P_x = 30\text{ kN}$



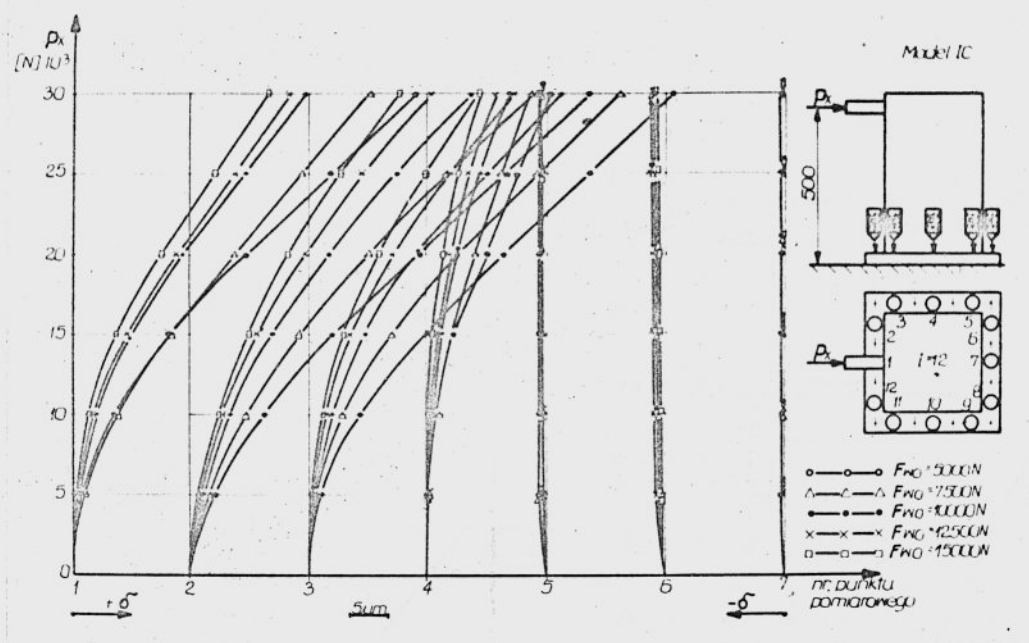
rys.62 Wpływ napięcia wstępnego śrub na styczne przemieszczenia kołnierza przy obciążeniu siłą $P_z = 20\text{ kN}$ (I obciążenie)

Przeprowadzone jednocześnie pomiary obciążenia śrub, wykazały, że przyrosty sił w śrubach rozciąganych maleją wraz ze wzrostem wstępnego zacisku śrub. Można to wytłumaczyć tym, że w przypadku niskich wartości zacisku wstępnego może zachodzić częściowe otwieranie się połączenia, a także zginanie śrub łączących, co prowadzi do bardzo szybkiego wzrostu rzeczywistej siły w śrubach. Dla zewnętrznego obciążenia $P_x = 30000$ N sporządzono wykres słupkowy dla poszczególnych wstępnych zacisków śrub - rys. 63. Ponadto można tu zauważyć, że po przekroczeniu określonego zacisku wstępnego zwiększa się strefa docisku podstawy modelu do podłoża, jako że w śrubach 6 i 11 siła F_s maleje w stosunku do stanu istniejącego przed przyłożeniem obciążenia zewnętrznego. Tak więc oś obrotu stojaka, przebiegająca w płaszczyźnie styku połączenia między strefami odrywania i docisku nie



rys. 63 Przyrosty sił w śrubach dla różnych wartości napięcia wstępnego śrub

leży w osi symetrii podstawy stojaka, ale przemieszcza się w kierunku tej osi wraz ze wzrostem wstępnego zacisku. Potwierdzają to również wyniki przedstawione na rys. 64, a dotyczące wpływu siły zacisku wstępnego śrub na miejscowe odkształcenia kołnierza.



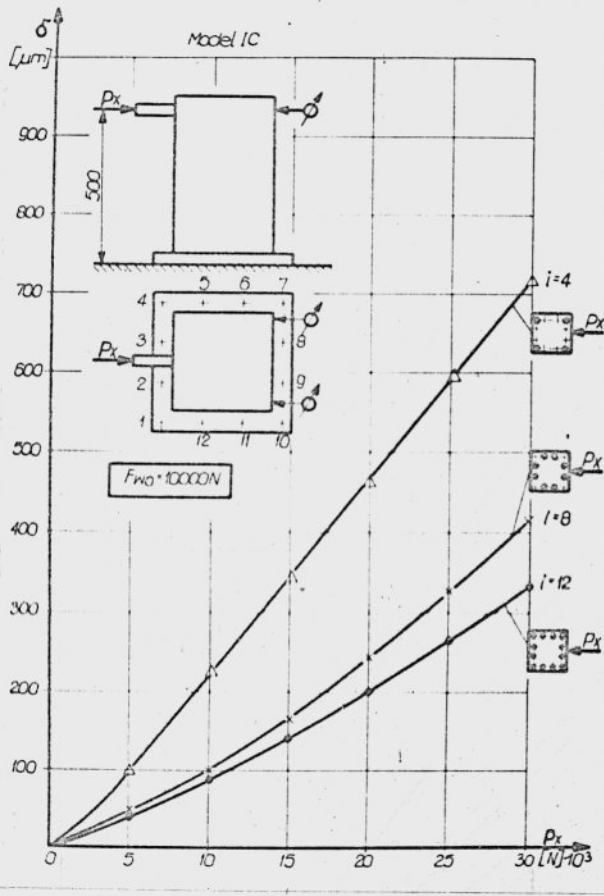
rys. 64 Zależność miejscowych przemieszczeń kołnierza od wartości napięcia wstępnego śrub.

6.3. Wpływ liczby śrub łączących

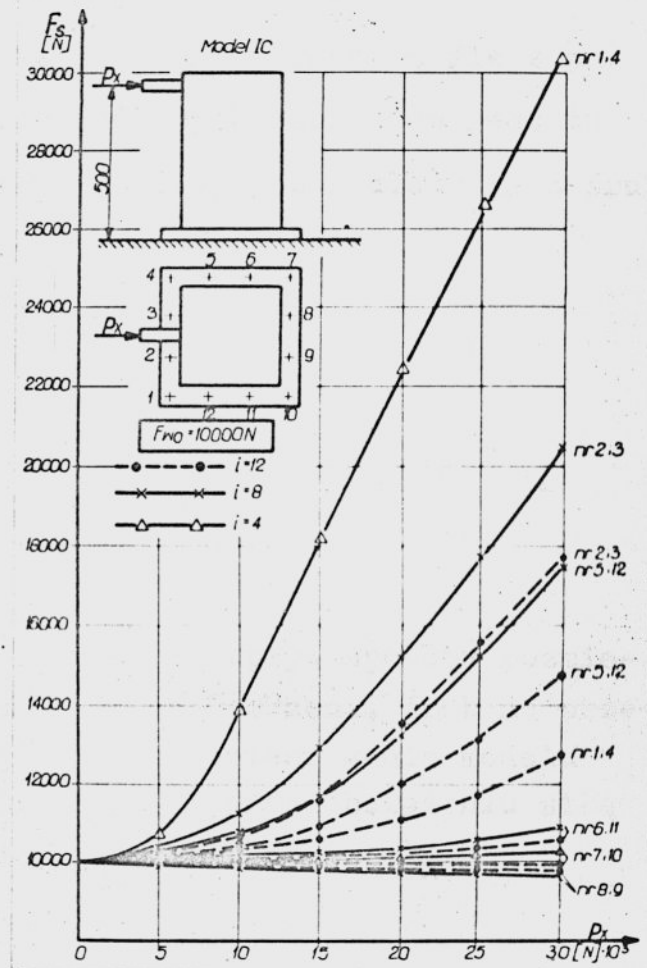
Badania odnoszące się do wpływu liczby śrub na sztywność połączenia korpusowego prowadzono przy założeniu stałej wartości ich zacisku wstępnego 10000 N oraz symetrii ułożenia na kołnierzu. Z powodu tej symetrii przedstawiono na rys. 65 wyniki badań tylko trzech wariantów a to dla 4, 8 i 12 śrub. Jak to wynika z przebiegu i położenia krzywych, liczba śrub jest bardzo istotnym czynnikiem, jako że od niej zależy rzeczywista po-

wierzchnia styku łączonych elementów.

Wraz ze zmianą liczby śrub zmienia się bardzo wartość panującego w nich obciążenia w stosunku do jego wartości wyjściowej. Wyniki tych badań zebrano na rys. 66, na którym poszczególne krzywe odnoszą się do przypadków odpowiadających trzem różnym ilościom śrub w złączu. Przy 4 śrubach wartość rzeczywistej



rys.65 Wpływ liczby śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x

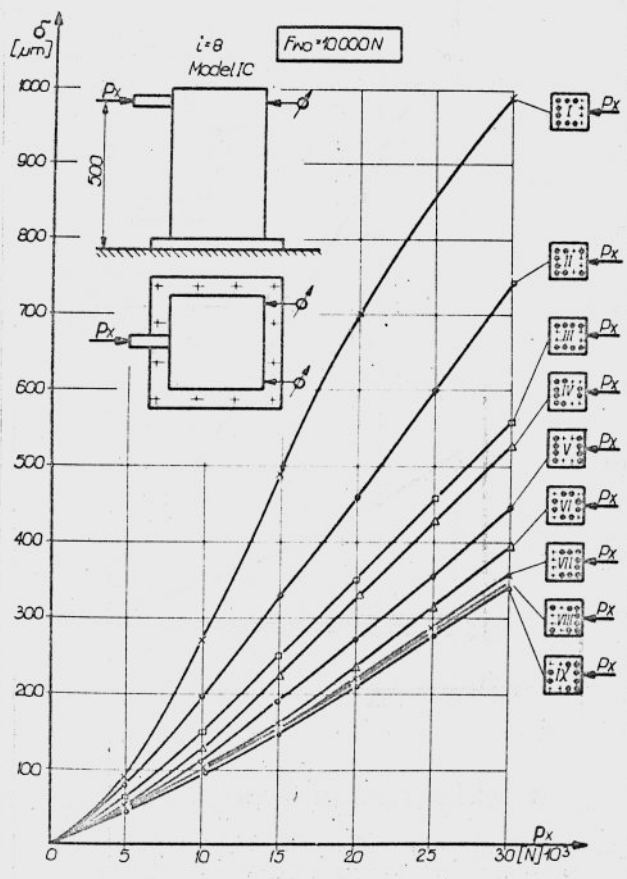


rys.66 Przebiegi zmian siły w śrubach z zależności od ich liczby

siły zacisku w strefie odrywanej (1 i 4) jest bardzo duża i zbliża się do wartości dopuszczalnej dla tego rodzaju śrub. Istotnym jest tu również to, że i w pozostałych śrubach (7 i 10) nastąpił wzrost obciążenia, co wskazuje na to, że oś obrotu leżała prawdopodobnie na krawędzi podstawy. W pozostałych dwóch przypadkach, tzn., gdy liczba śrub wynosiła 8 lub 12, oś obrotu leżała już w obrębie podstawy modelu.

6.4. Wpływ ułożenia śrub

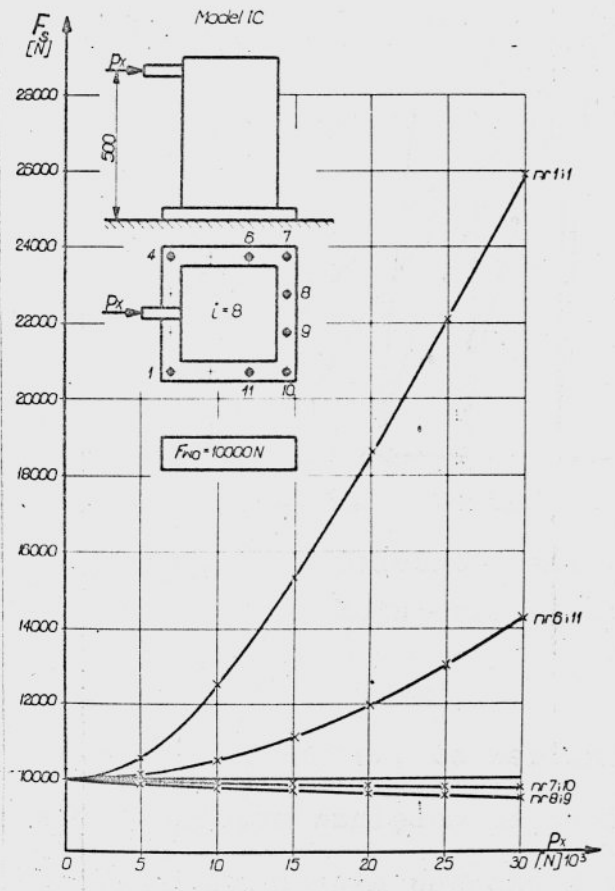
Zagadnienie liczby śrub związane jest bardzo ściśle z podziałką ich rozmieszczenia. Ilość możliwych wariantów jest tu bardzo duża. Na rys. 67 przedstawiono 9 sposobów ułożenia 8 śrub.



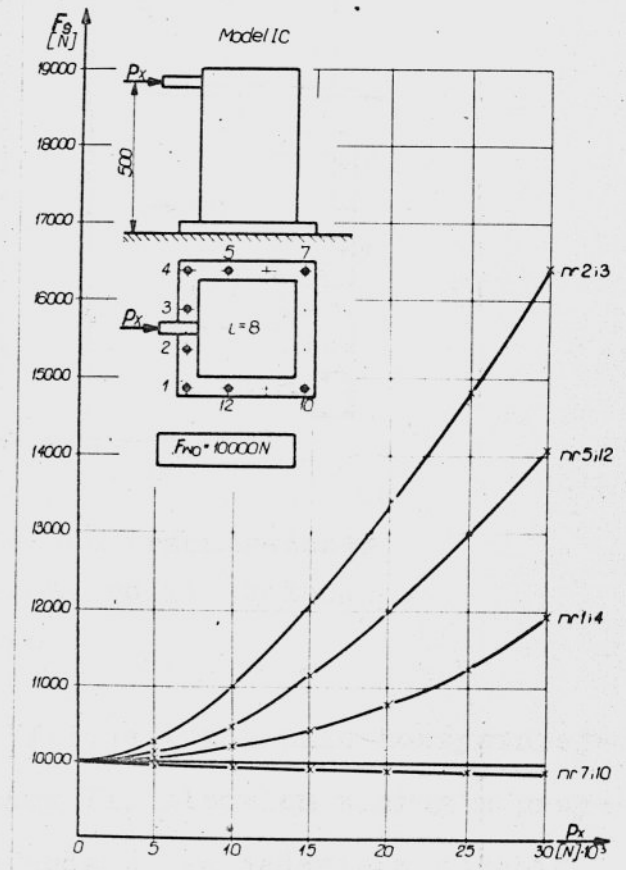
rys.67 Wpływ sposobu rozmieszczenia śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x

Jak widać, najbardziej korzystne jest takie ich ułożenie, by były one skupione w części połączenia narażonej na odrywanie (warianty VII, VIII i IX). Nie ma natomiast większego sensu gromadzenia ich po stronie przeciwnej. Stosunkowo małe wartości przemieszczeń uzyskano również dla symetrycznego ułożenia śrub (wariant VI).

Interesujące wydają się tu również wyniki pomiarów zmiany siły w śrubach, dla poszczególnych przypadków ich ułożenia. Na rys. 68; 69 przedstawiono przykładowo wyniki pomiarów siły dla dwóch przeciwstawnych sobie sposobów ułożenia śrub. Jak widać,



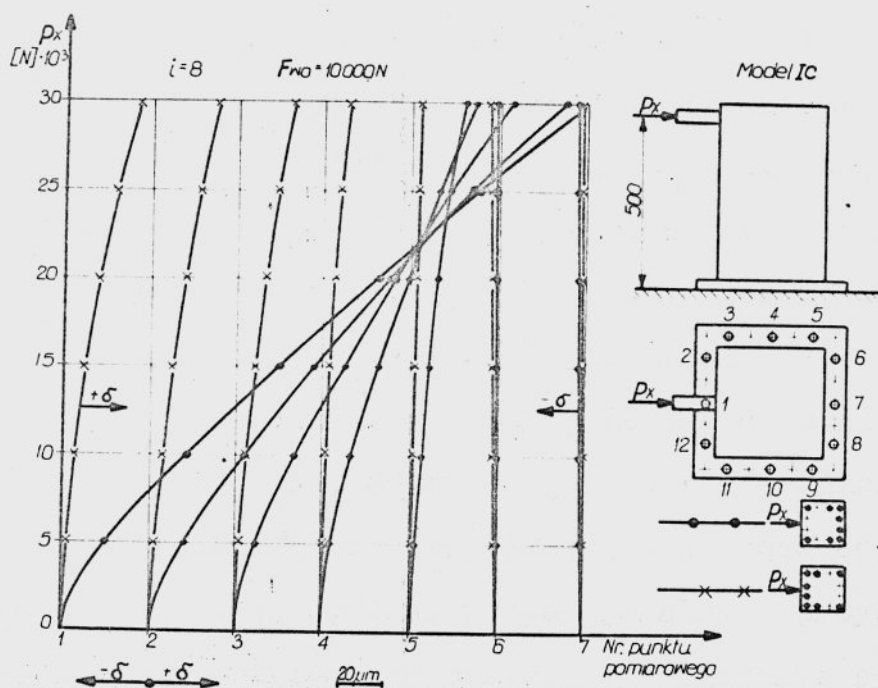
rys.68 Przebiegi zmian siły w śrubach dla II wariantu ich rozmieszczenia



rys.69 Przebiegi zmian siły w śrubach dla VIII wariantu ich rozmieszczenia

wartość siły w śrubach, dla wariantu II z rysunku 67 jest znacznie większa niż dla przypadku przeciwnego (wariant VIII z rysunku 67), co dobrze pokrywa się z wynikami odnoszącymi się do przemieszczeń modelu dla poszczególnych wariantów.

Dla tych dwóch wersji zmierzono również przemieszczenia na kołnierzu, które mogą ewentualnie świadczyć o tym, czy i w którym miejscu nastąpi rozwarcie złącza. Wyniki tych pomiarów pokazano na rys. 70.



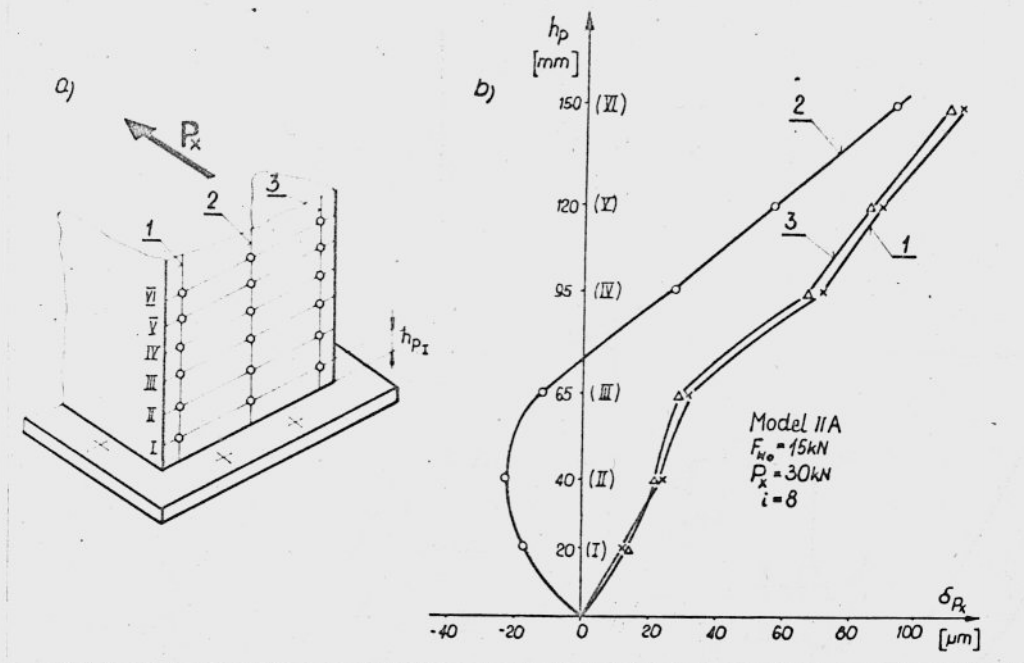
rys. 70 Zależność miejscowych przemieszczeń kołnierza od sposobu rozmieszczenia śrub

Wskazują one na to, że wariant VIII jest znacznie korzystniejszy i pod tym względem od wariantu II. Albowiem w drugim przypadku można z całą pewnością twierdzić, że jedynie w obrębie punktów 6, 7, 8 nie wystąpi oderwanie kołnierza, gdy tymczasem dla wariantu VIII styk istnieje również w punktach 5, 9, 4 i 10.

Ocenę taką można przeprowadzić, biorąc za podstawę wartości zmierzonych przemieszczeń.

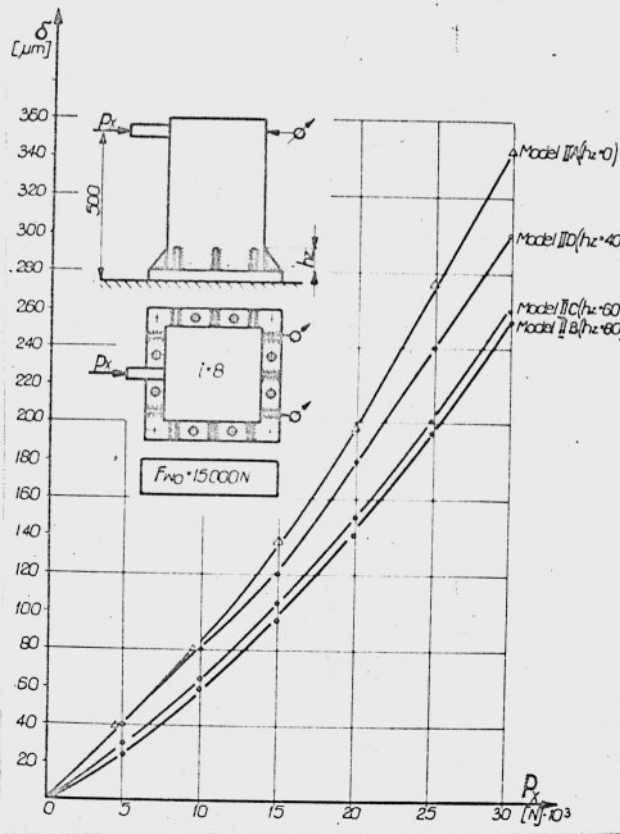
6.5. Wpływ żeber usztywniających

W obrębie modelu II przebadano cztery jego wersje A; B; C i D, które wynikają z programu badań, dotyczącego wpływu wysokości żeber na sztywność połączeń korpusowych. Badaniom poddano model stojaka, którego szkic oraz wymiary gabarytowe przedstawiono w tabeli 4. Pomiarów przemieszczeń dokonywano w miejscach uwidocznionych na kolejnych wykresach, podobnie jak dla modeli I. Najpierw przebadano model bez żeber (wersja A), a następnie przyspawano żebra o wysokości $h_z = 80$ mm (wersja B). Żebra te przyspawano w miejscach uwidocznionych na szkicu modelu na kolejnych rysunkach. Wysokość ich ustalono po zbadaniu odkształcania się ścianek w pobliżu połączenia dla modelu bez żeber /rys. 71/. Badania te wykazały, że na odkształcenia ścianek modelu do wysokości ok. 80 mm od górnej powierzchni kołnierza silny wpływ wywiera kołnierz. Powyżej tej wysokości przebieg odkształceń jest ustalony tzn. proporcjonalny w przybliżeniu do obciążenia. Można zatem twierdzić, że połączenie stanowi: kołnierz, strefa styku, śruba a także fragment korpusu. W celu stwierdzenia wpływu, jaki wywiera wysokość żeber na sztywność połączenia, zmieniano ją: wersja C - 60 mm; wersja D - 40 mm. Każdorazowo po zmianie wysokości żeber przez frezowanie, sprawdzono płytą kontrolną płaskość powierzchni styku podstawy modelu. W celu zapewnienia jednakowych warunków styku dla wszystkich badanych wersji w obrębie tego modelu, a także i pozostałych modeli, przeszkrobywano każdorazowo powierzchnię podstawy modelu (ok. $4 + 6$ punktów styku na 1 cal²).

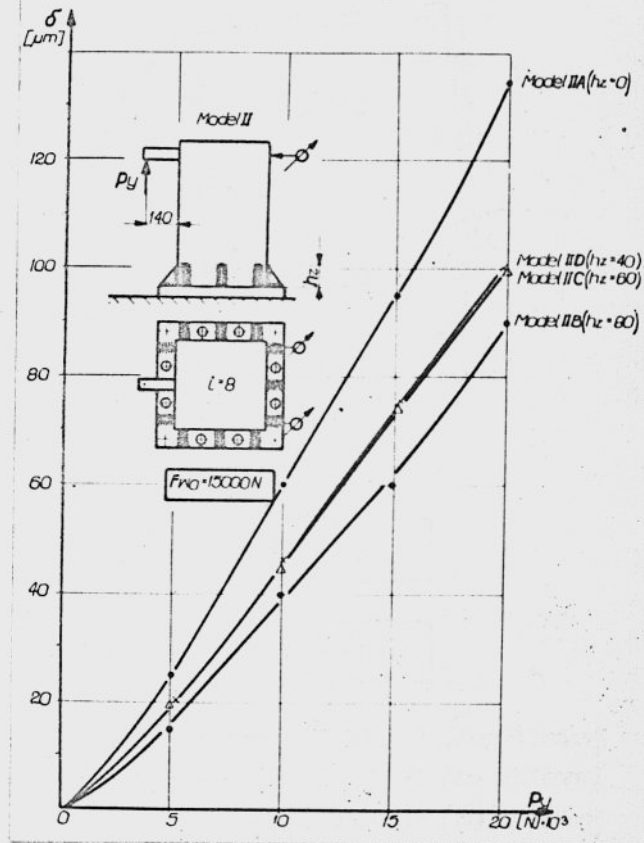


rys. 71 Położenie punktów pomiarowych na ścianie czołowej modelu (a);
Przebiegi przemieszczeń ścianki czołowej modelu przy obciążeniu siłą P_x (b).

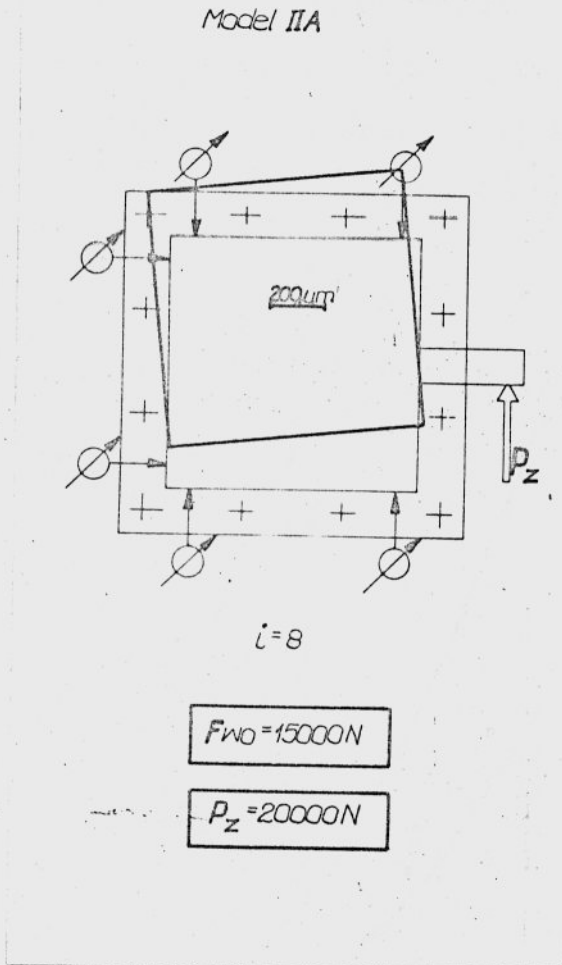
Wyniki badań w formie zbiorczej przedstawiono na rys. 72 ÷ 79. Przy czym wykresy przedstawione na rys. 72 ÷ 75 uwidaczniają wpływ wysokości żeber na przemieszczenia modelu stojaka, mierzone na wysokości działania obciążenia P_x ; P_y i P_z . Jak widać, po przyspawaniu żeber o wysokości 80 mm (wersja B) nastąpił znaczny wzrost sztywności modelu w stosunku do sztywności modelu bez żeber (wersja A), bo o około 35%. Tak duży wzrost sztywności modelu jest wynikiem usztywniającego działania żeber zarówno na sztywność kołnierza, jak i ścianek korpusu.



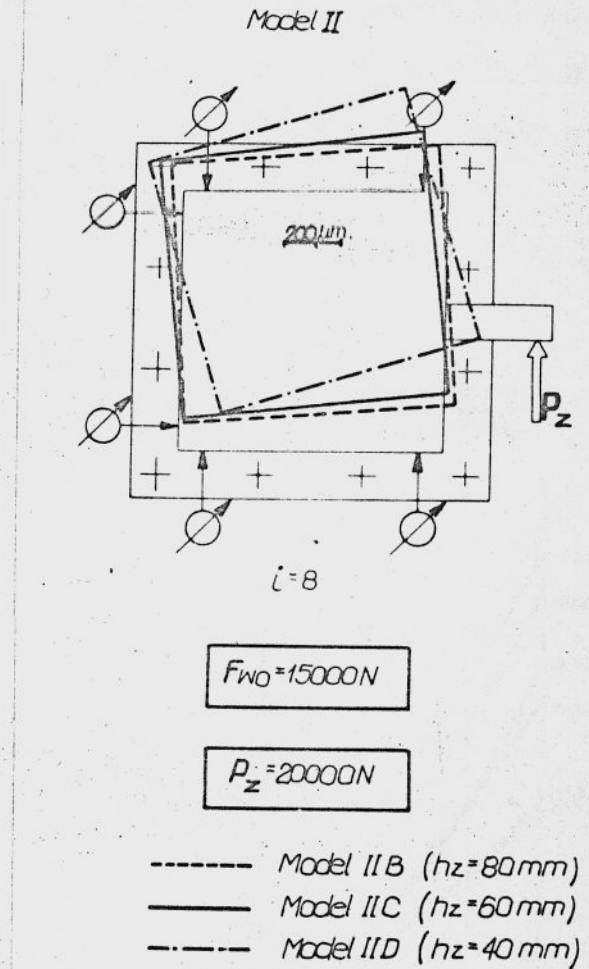
rys.72 Wpływ wysokości żeber h_z na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x



rys.73 Wpływ wysokości żeber h_z na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_y

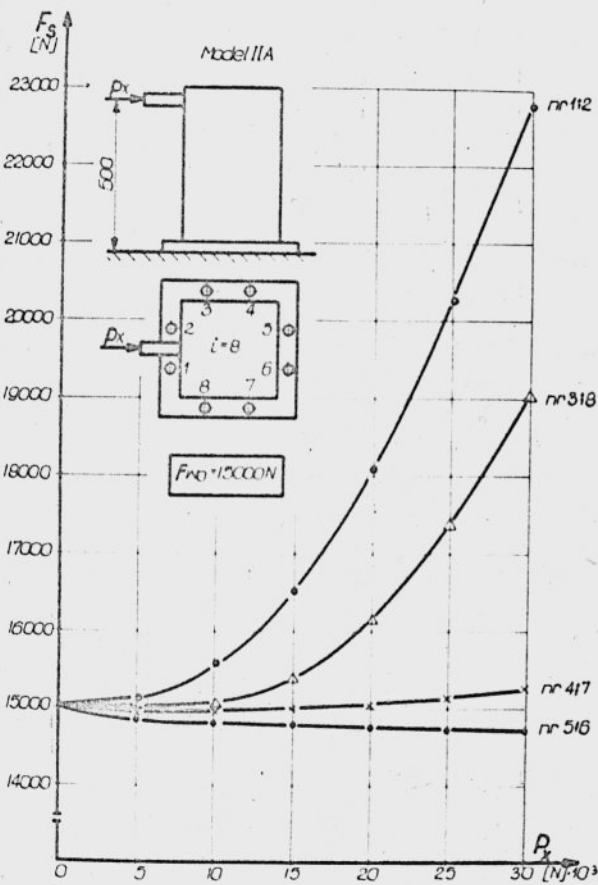


rys.74 Przemieszczenia modelu bez żeber przy obciążeniu siłą $P_z = 20 \text{ kN}$

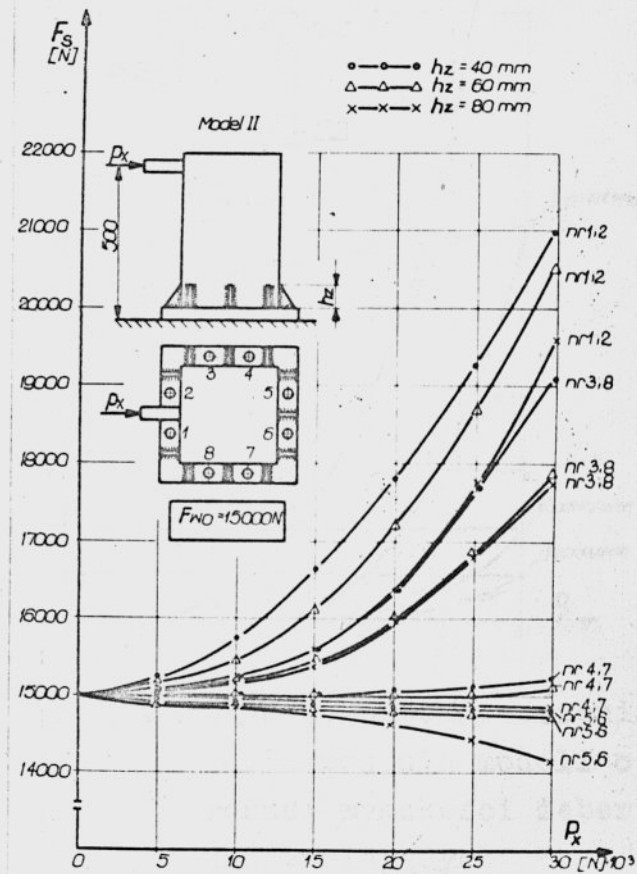


rys.75 Wpływ wysokości żeber na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą $P_z = 20 \text{ kN}$

Na rys. 76; 77 przedstawiono przebieg zmian sił zacisku wstępnych śrub dla wersji A oraz B; C; D. Z przedstawionych wykresów wynika, że ze wzrostem sztywności połączenia, siły w śrubach osiągają wartości mniejsze, przy tej samej wartości obciążenia zewnętrznego. I tak np.: przy obciążeniu $P_x = 30000$ N, przyrost siły w śrubach 1; 2 wyniósł dla wersji A - ok. 8000 N, natomiast dla wersji B - ok. 5000 N.

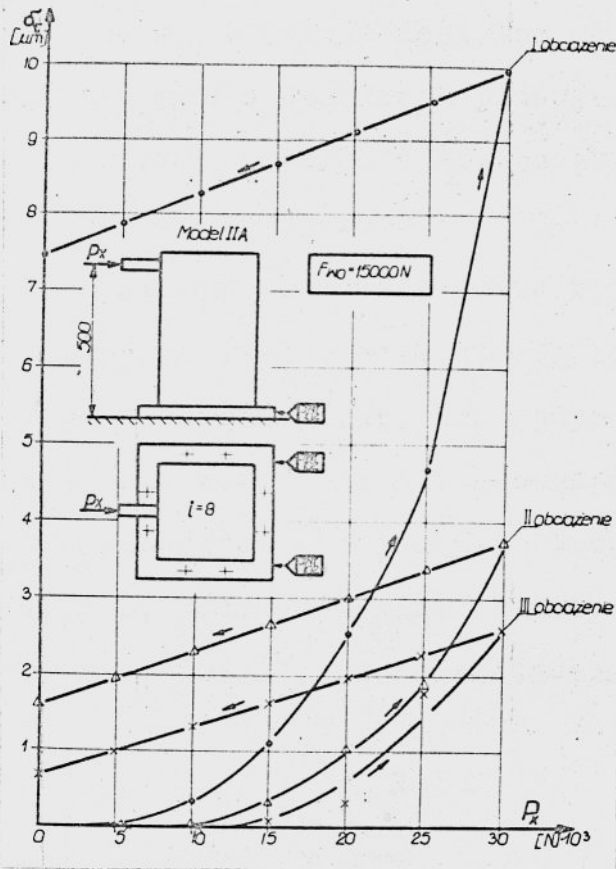


rys.76 Przebiegi zmian siły w śrubach dla modelu bez żeber

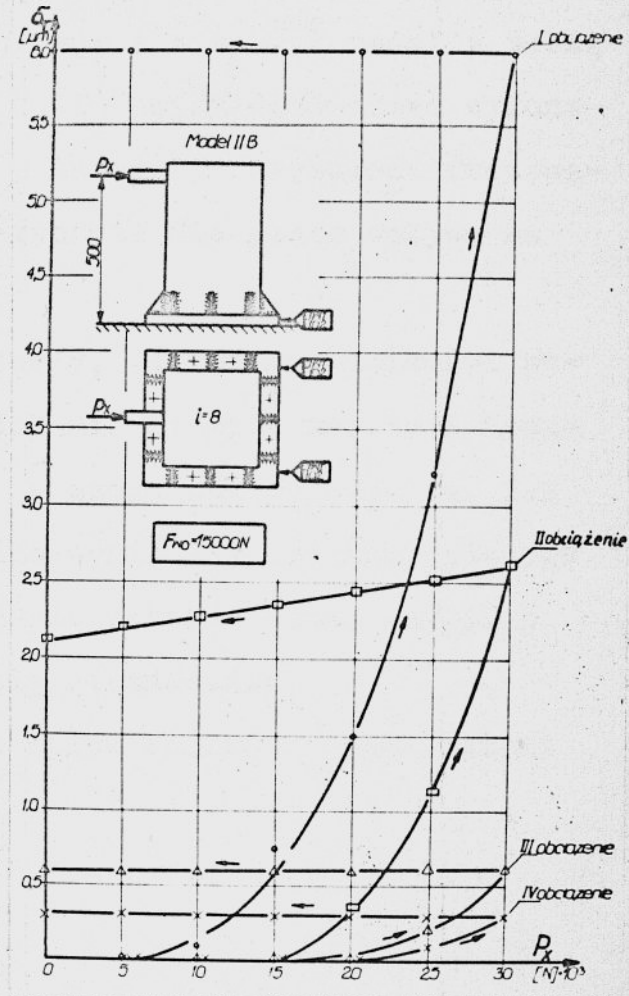


rys.77 Przebiegi zmian siły w śrubach dla modeli o różnej wysokości żeber usztywniających

Sztywność połączenia ma znaczny wpływ na wielkość stycznych przemieszczeń kołnierza, co uwiadcniają wykresy na rys.78 i 79.



rys.78 Styczne przemieszczenia kołnierza dla modelu bez żeber



rys.79 Styczne przemieszczenia kołnierza dla modeli o różnej wysokości żeber usztywniających

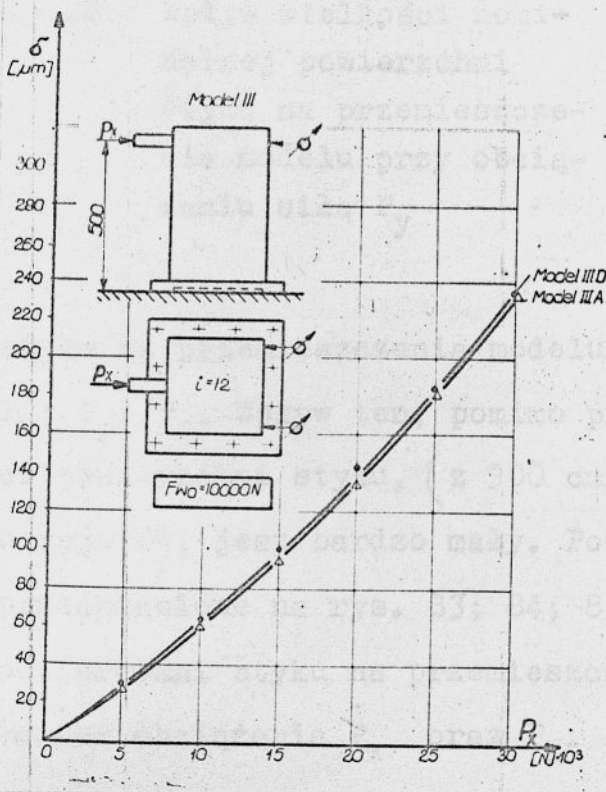
Decyduje ona również o udziale przemieszczeń wywołanych odkształceniami kołnierza, w całkowitym jego stycznym przemieszczeniu. Tym właśnie można wytłumaczyć istotne różnice w przebiegu przemieszczeń przy obciążaniu dla obu wersji modelu II.

6.6. Wpływ wielkości nominalnej powierzchni styku

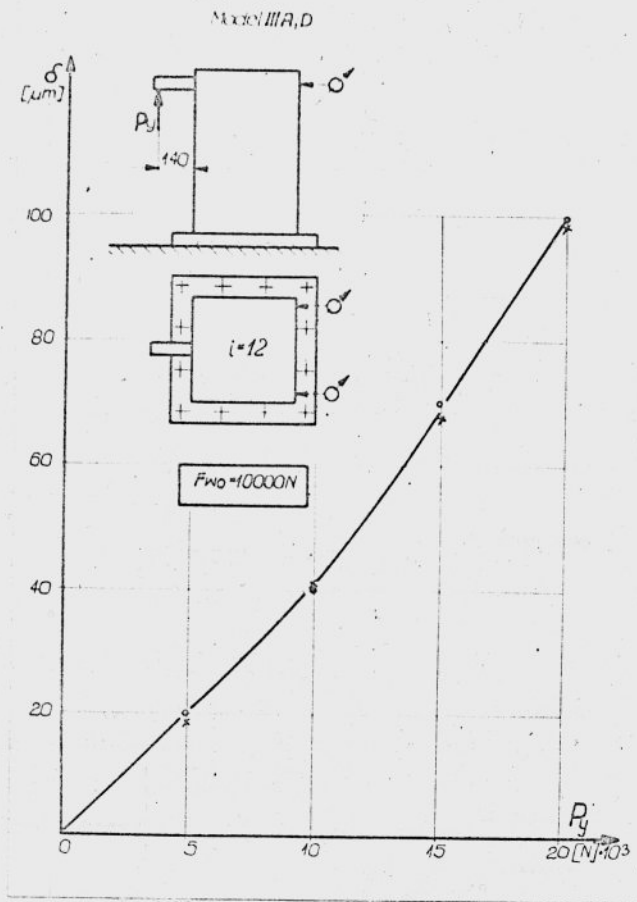
Zgodnie z tabelą 4 w obrębie modelu III przebadano wpływ jaki wywiera wielkość nominalnej powierzchni styku podstawy modelu, na sztywność połączenia. Wersję A stanowił model z pełną podstawą, a wersje następne (B; C; D) uzyskiwano przez wykonanie wybrań o wymiarach podanych w tabeli 4. Głębokość frezowania wynosiła około 1 mm, co praktycznie nie miało wpływu na sztywność kołnierza.

Przeprowadzone badania wykazały, że zmiana wielkości powierzchni styku, poza strefą działania stożków nacisków leżących w obrębie śrub, nie wpływa na sztywność połączenia. Tak więc dla wersji A; B i C otrzymano wyniki identyczne, dlatego też przedstawiono jedynie porównanie wyników badań wersji A oraz D, których wyniki różniły się nieznacznie.

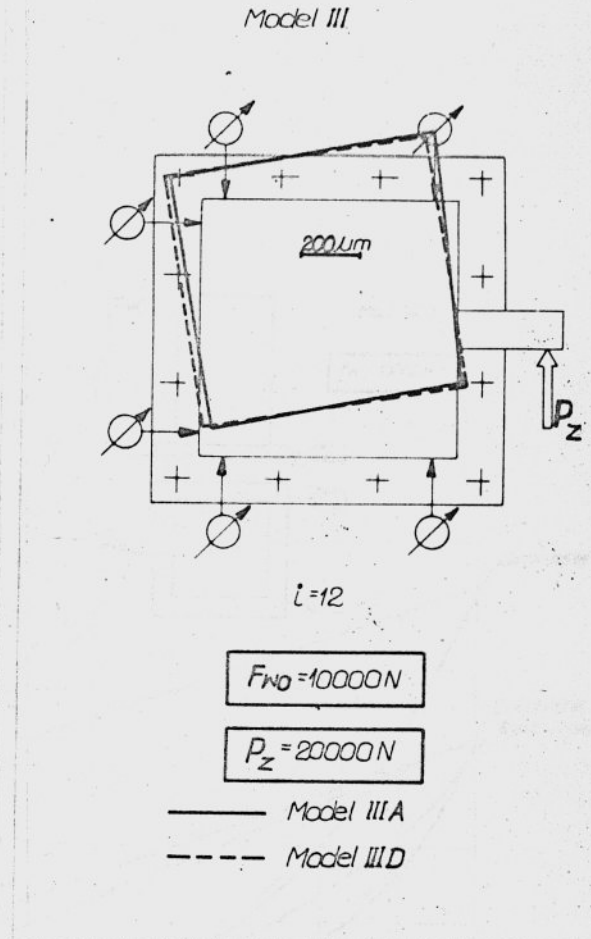
Na rys. 80; 81; 82 przedstawiono wpływ wielkości powierzchni



rys.80 Wpływ wielkości nominalnej powierzchni styku na przemieszczenie modelu przy obciążeniu siłą P_x

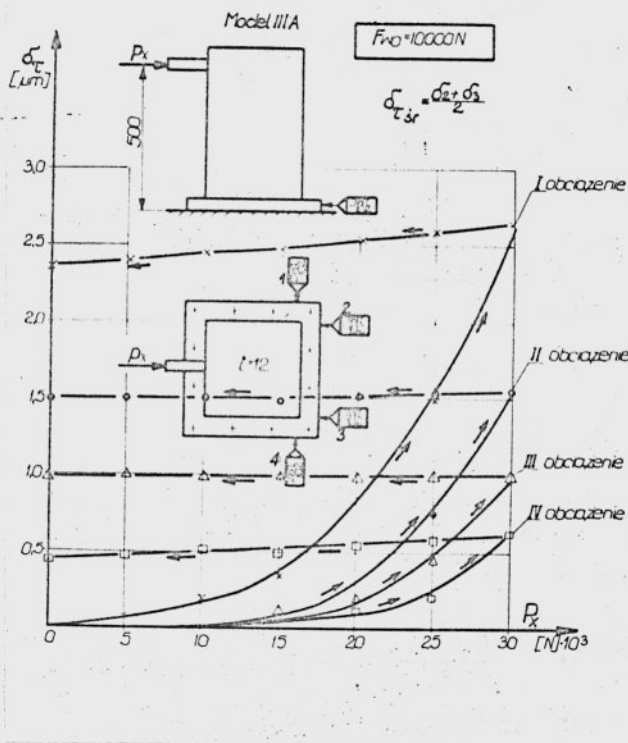


rys.81 Wpływ wielkości nominalnej powierzchni styku na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_y

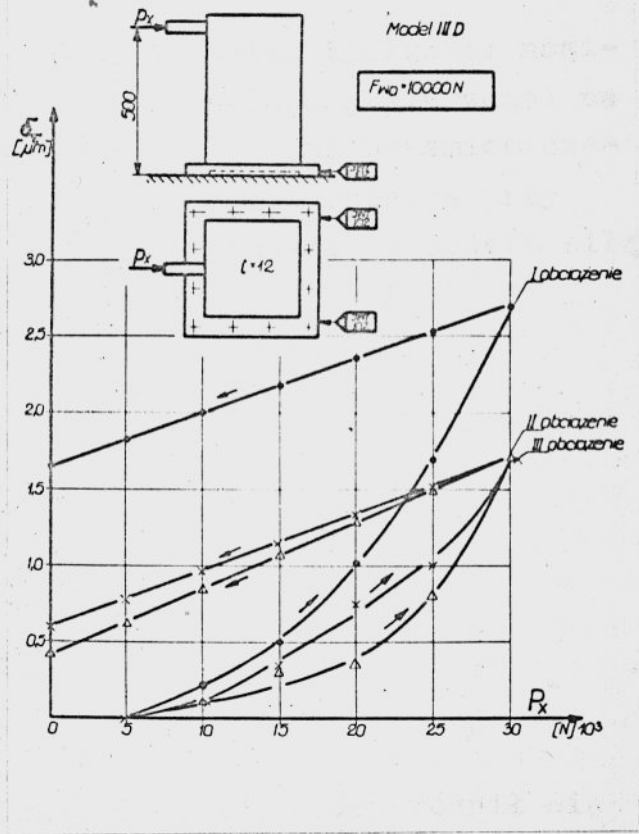


rys.82 Wpływ wielkości nominalnej powierzchni styku na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_z

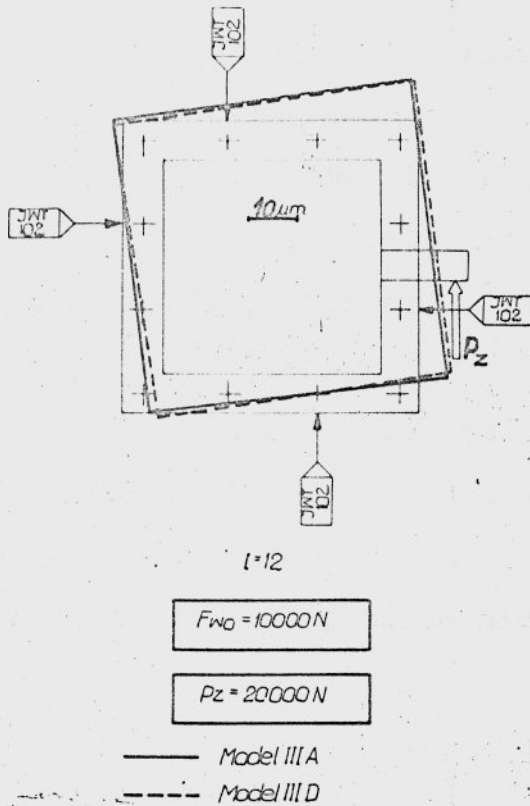
styku na przemieszczenia modelu stojaka, przy obciążeniu siłą P_x ; P_y ; P_z . Wpływ ten, pomimo prawie dwukrotnej zmiany wielkości powierzchni styku, (z 900 cm^2 dla wersji A na 500 cm^2 dla wersji D), jest bardzo mały. Potwierdzają to również wyniki przedstawione na rys. 83; 84; 85, a dotyczące wpływu wielkości powierzchni styku na przemieszczenia stykowe kołnierza pod działaniem obciążenia P_x oraz P_z .



rys.83 Przebiegi stycznych przemieszczeń kołnierza bez wybrania (Model III A)



rys.84 Przebiegi stycznych przemieszczeń kołnierza z wybraniem (Model III D)



rys.85 Wpływ wielkości nominalnej powierzchni na styczne przemieszczenia kołnierza przy obciążeniu modelu siłą P_z

6.7. Wpływ sztywności śrub łączących

Badania te przeprowadzono dla modelu IV, który różnił się od poprzednich tym, że posiadał całkowicie inne ukształtowanie połączenia, a mianowicie śruby umieszczone w osi ścianki w tzw. kieszeniach. Z uwagi na zachowanie jednakowych gabarytów stojaka, zmienił się rozstaw śrub łączących, co wymagało zastosowania nowej płyty podstawy. Płytę tę wykonano tak jak poprzednią ze stali 45, o wymiarach 500 x 500 x 100 mm, a górną jej powierzchnię po szlifowaniu, dokładnie przeszkrobano (około 16 punktów styku na 1 cal²).

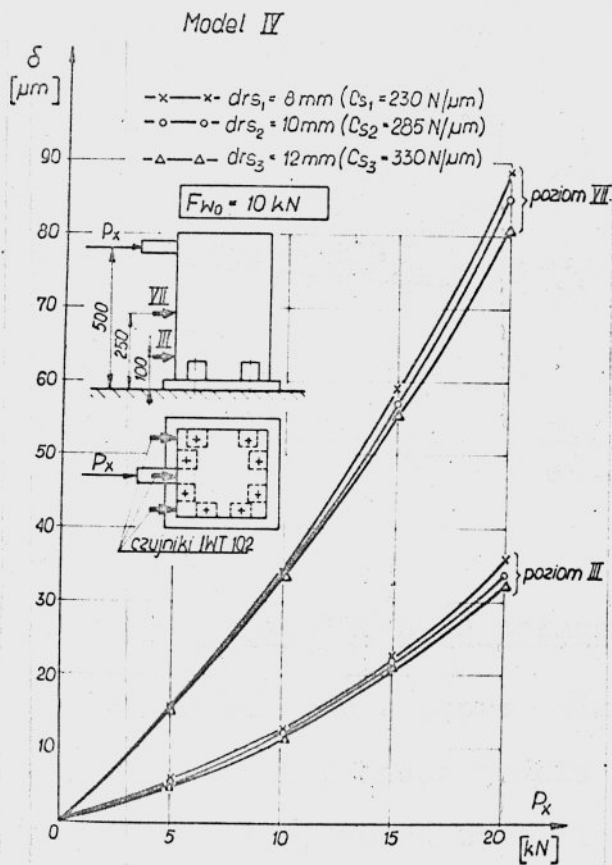
Wyniki z badań tego modelu, po porównaniu z wynikami uzyskanymi dla modeli poprzednich miały głównie służyć do określe-

nia wpływu ukształtowania połączenia na jego sztywność. Uzupełniono je badaniami dotyczącymi wpływu sztywności śrub łączących na sztywność połączenia.

Wyniki uzyskane z tych badań przedstawiono na rys. 86; 87.

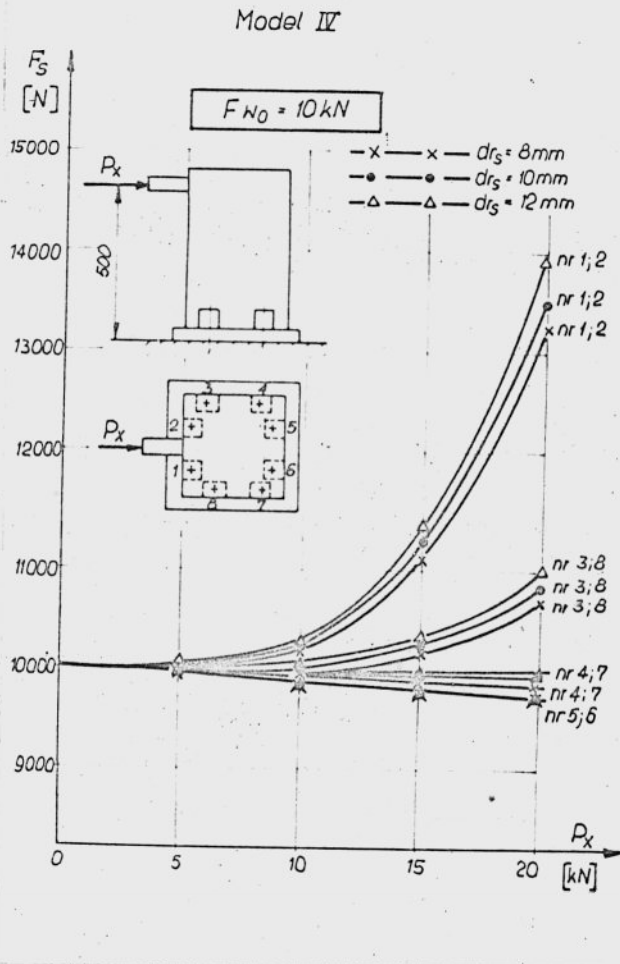
Sztywność zaś śruby zmieniano w podanym na rysunkach zakresie, poprzez zmianę jej średnicy na długości 25 mm do kolejnych wartości 12; 10; 8 mm.

Na rys. 86 pokazano wpływ sztywności śrub na przemieszczenia badanego układu. Przemieszczenia te mierzono na dwóch wybranych poziomach, przy pomocy czujników indukcyjnych, zapewniających większą dokładność pomiaru niż czujniki zegarowe.



rys.86 Wpływ sztywności śrub na przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x

Jak widać, pomimo stosunkowo dużych zmian sztywności śrub, różnice w wartościach przemieszczeń są nieznaczne. Natomiast na rys. 87 przedstawiono przebieg zmian obciążenia śrub, w funkcji ich sztywności. Wynika z niego, że wzrost sztywności śrub dla tych samych warunków obciążenia i zacisku wstępnego, powoduje wzrost ich obciążenia.

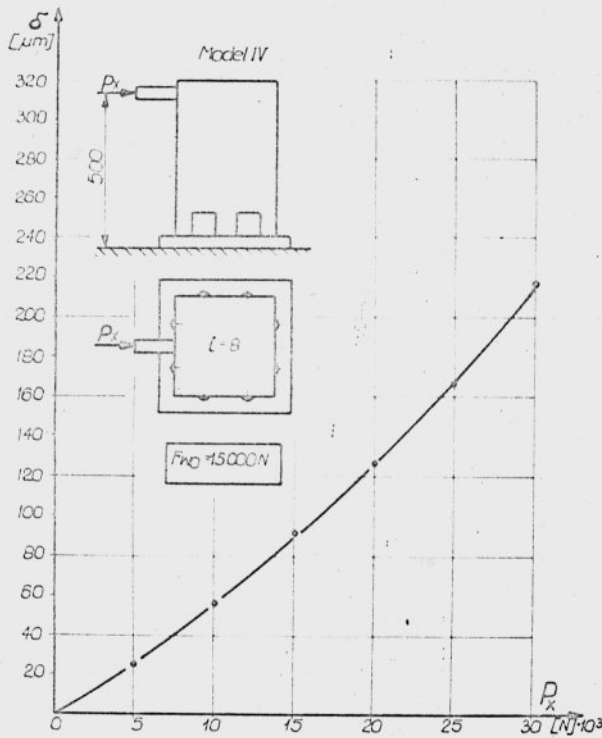


rys.87 Przebiegi zmian siły w śrubach w funkcji ich sztywności

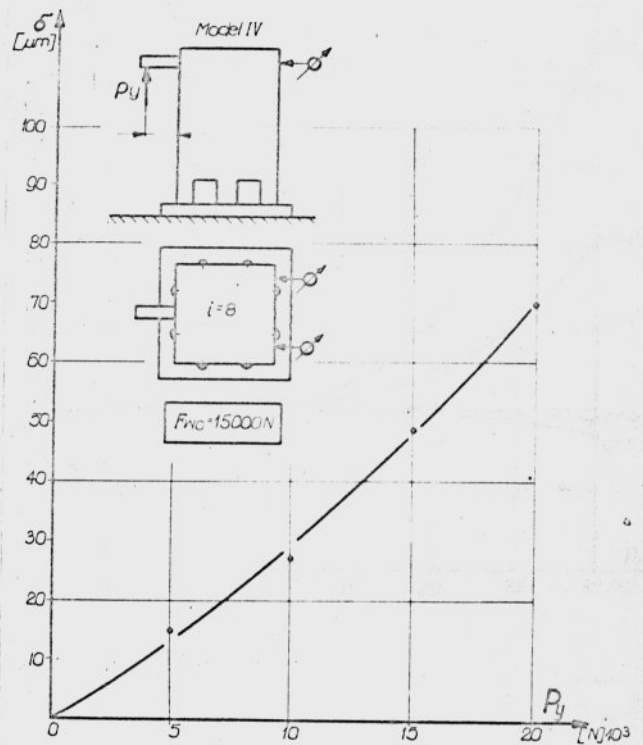
6.8. Wpływ ukształtowania połączenia

Jak wspomniano w poprzednim punkcie, przez porównanie wyników uzyskanych z badań modelu IV oraz odpowiednich wersji modeli poprzednich, można było ilościowo określić wpływ ukształtowania połączenia na jego statyczne własności. Wyniki badań modelu IV przedstawiono na rys. 88 ÷ 93.

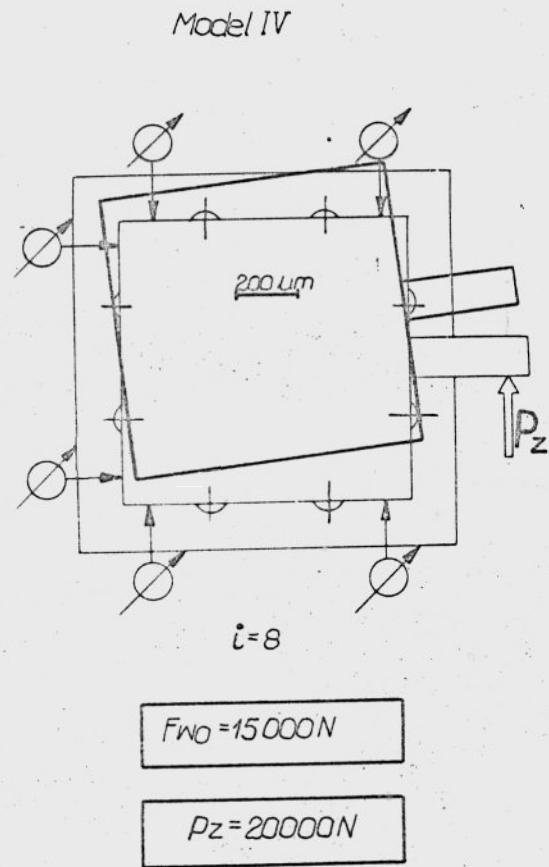
I tak na rys. 88; 89; 90 pokazano przemieszczenia modelu wywołane obciążeniem P_x ; P_y oraz P_z . Na rys. 91 przedstawiono przebieg zmian sił w śrubach łączących, a na rys. 92; 93 przebieg przemieszczeń stycznych kołnierza dla trzech kolejnych składowych: P_x ; P_y ; P_z .



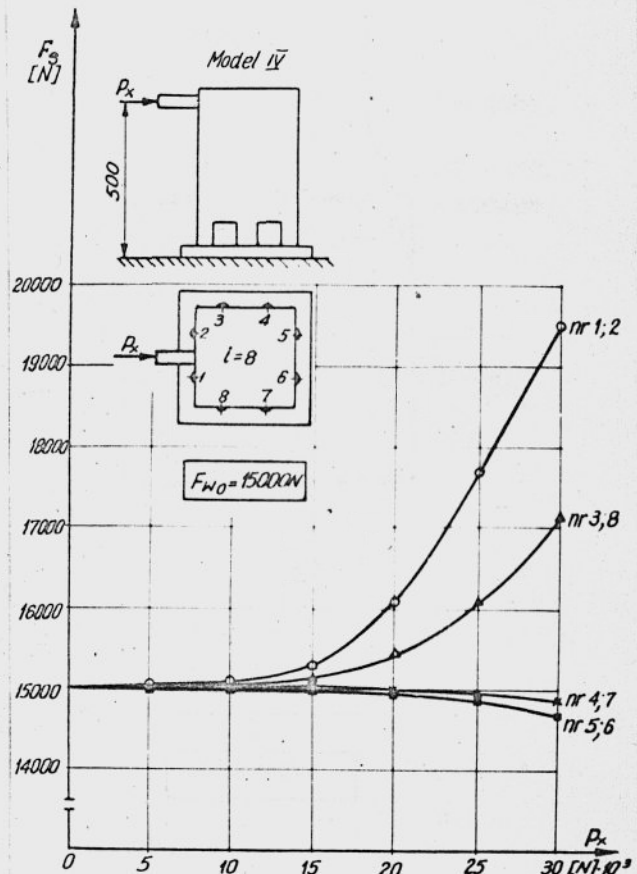
rys.88 Przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_x



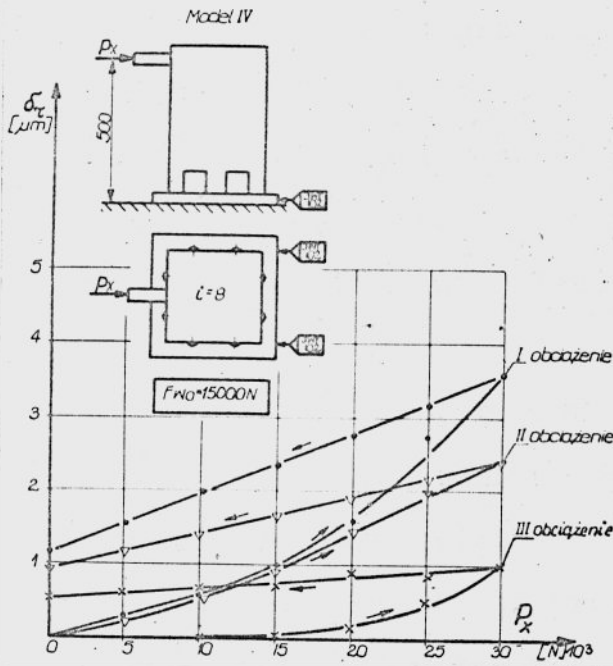
rys.89 Przemieszczenia modelu przy obciążeniu siłą P_y



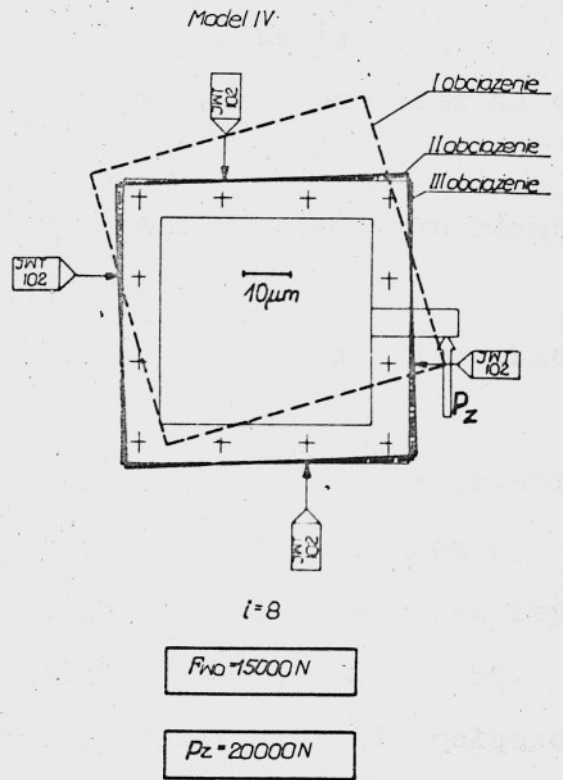
rys.90 Przeszyczenia modelu przy obciężeniu siłą P_z



rys.91 Przebiegi zmian siły w śrubach



rys.92 Przebiegi stycznych przemieszczeń kołnierza przy obciążeniu siłą P_x



rys.93 Styczne przemieszczenia kołnierza przy obciążeniu siłą P_z

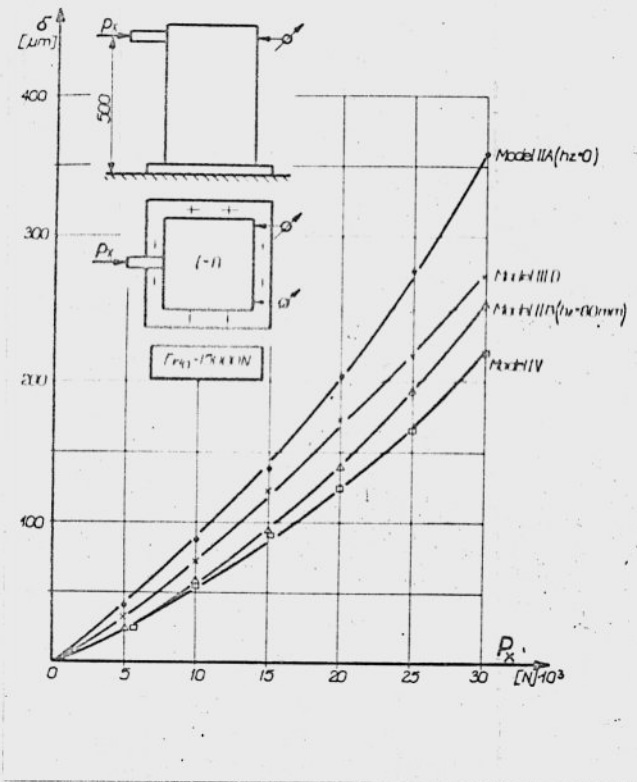
W celu zaś określenia wpływu ukształtowania połączenia na jego własności statyczne, wzięto pod uwagę cztery następujące wersje zbadanych modeli:

- model II A z typowym połączeniem kołnierзовym (śruby umieszczone mimośrodowo w stosunku do ścian korpusu);
- model II B, jak poprzedni, tylko z przyspawanymi żebrami o wysokości $h_z = 80 \text{ mm}$;
- model III D z pełną podstawą, ale powierzchnią styku równą poprzednim (wybranie o wymiarach $200 \times 200 \text{ mm}$);
- model IV ze śrubami umieszczonymi w osi ścianki w tzw. kieszeniach.

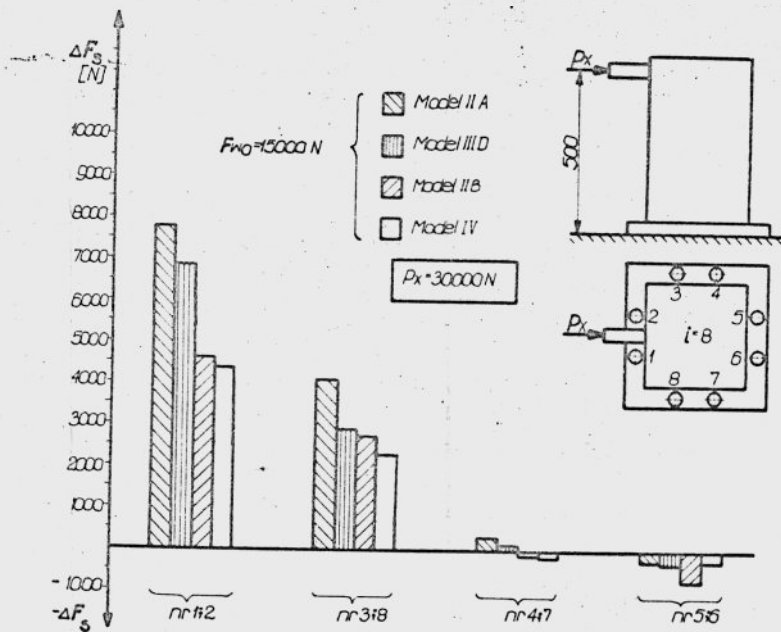
Za podstawę do porównań przyjęto wyniki pomiarów: przemieszczenia modeli mierzone^{ych} na wysokości działania obciążenia, zmian siły zacisku wstępного w śrubach oraz przemieszczeń stycznych kołnierza. Wyniki te przedstawiono na rys. 94; 95; 96.

Pokazują one jak istotny wpływ posiada ukształtowanie połączenia. Z rys. 94 wynika, że w stosunku do modelu II A, którego sztywność przyjęto za 100%, dla modelu III D nastąpił wzrost sztywności o około 30%, dla modelu II B o około 40%, a dla modelu IV aż o około 65%.

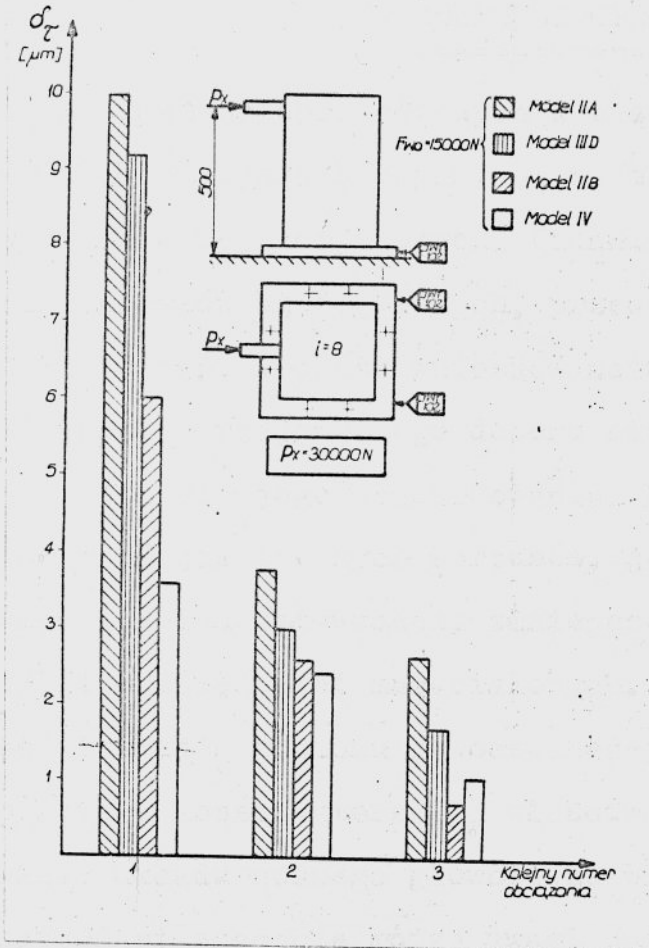
Jednocześnie ze wzrostem sztywności połączenia, maleje przyrost sił w śrubach (rys. 95), a także wartość stycznych przemieszczeń kołnierza (rys. 96). Omawiane zależności mają ilościowo podobny charakter również i dla pozostałych kierunków obciążania badanego układu.



rys.94 Wpływ ukształtowania połączenia na przemieszczenia modelu



rys. 95 Wpływ ukształtowania połączenia na przyrost sił w śrubach



rys.96 Wpływ ukształtowania połączenia na wartości styecznych przemieszczeń kołnierza

7. ZASADY POSTĘPOWANIA PRZY PROJEKTOWANIU ŚRUBOWYCH POŁĄCZEŃ
=====

KORPUSÓW OBRABIAREK
=====

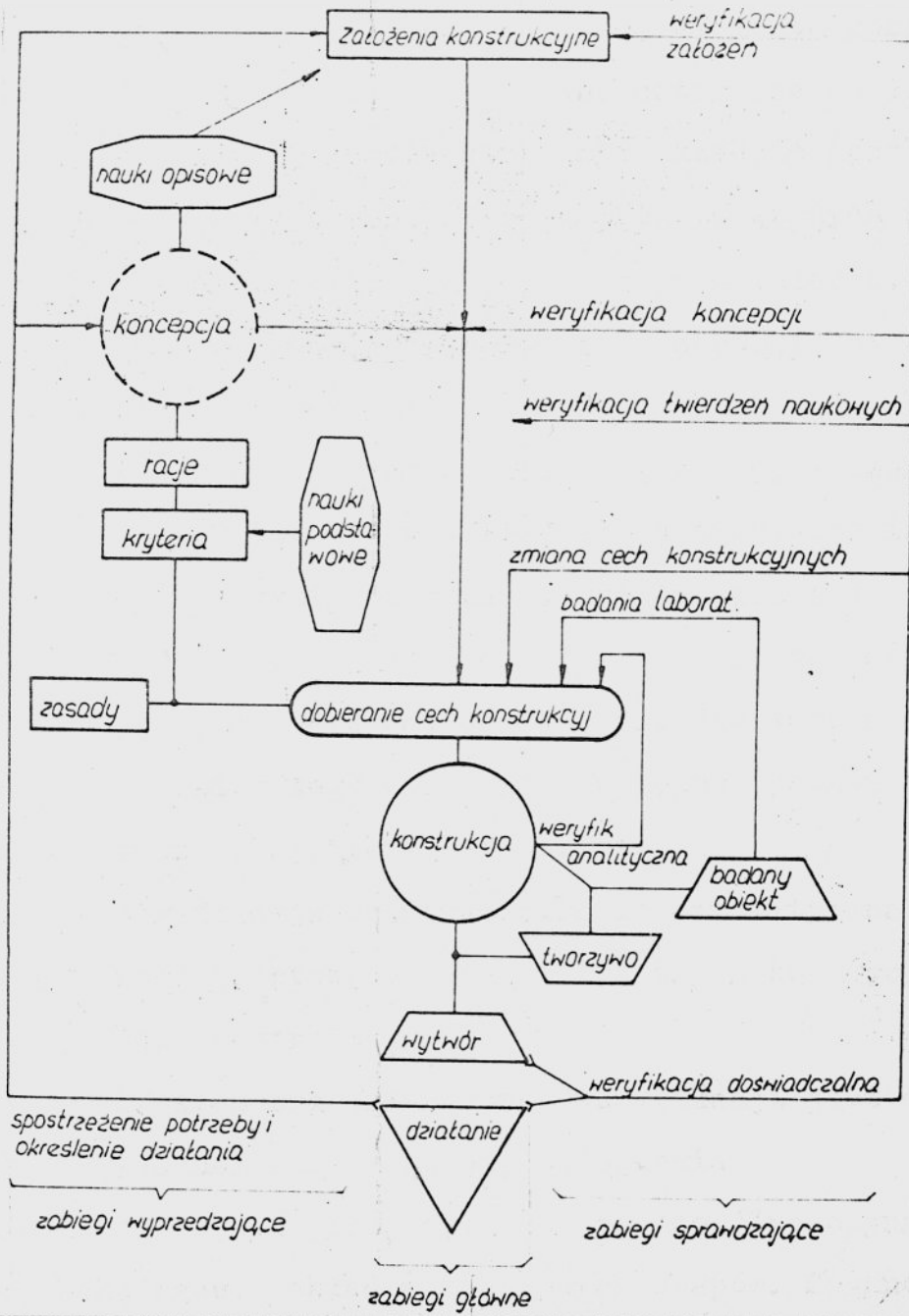
Celem przeprowadzonych w pracy badań było określenie wpływu najważniejszych czynników na statyczną sztywność wielośrubowych połączeń korpusowych. Badania te pozwoliły wyciągnąć szereg wniosków szczegółowych, przedstawionych w trakcie opisu wyników badań, a także wniosków natury ogólnej pozwalających ustalić zasady racjonalnego doboru głównych parametrów połączenia już w czasie jego konstruowania. Racjonalizacja projektowania połączeń jak i samych korpusów, jest warunkiem nie tylko odpowiedniej ich sztywności, zmniejszenia ciężaru obrabiarki, lecz także oszczędności materiałowych. Ma to istotne znaczenie dla podniesienia poziomu nowoczesności obrabiarek. W dotychczasowej praktyce konstruktorskiej właściwe odbicie znajdowało kształtowanie układu nośnego głównie ze względu na przestrzeń roboczą, natomiast znacznie mniej uwagi poświęcano problemowi własności statycznych i dynamicznych, które decydują o zachowaniu się obrabiarki w czasie jej pracy. Przegląd literaturowy wykazał ponadto, że dotychczasowe prace idą w kierunku sprawdzania sztywności już zaprojektowanych połączeń i to tylko określonego typu, przy znacznych założeniach upraszczających nie znajdujących zawsze uzasadnienia w warunkach rzeczywistych. Pełnym rozwiązaniem byłaby metoda, która pozwalałaby zaprojektować połączenie na określoną sztywność. Metoda taka, z uwagi na dużą kompleksowość zagadnienia byłaby jednak bardzo skomplikowana, a ze względu na brak odpowiedniego sposobu obliczania jest obecnie niemożliwa do opracowania. Z tego powodu wyłania się konieczność oparcia

racjonalizacji doboru cech konstrukcyjnych połączenia na logicznym postępowaniu, przy jednoczesnym uwzględnieniu wyników doświadczalnej i teoretycznej analizy wpływu poszczególnych czynników oraz odpowiednich zasad konstruowania.

Postępowanie takie pozwoli sformułować zasady projektowania śrubowych połączeń korpusów obrabiarek, których celem będzie zmniejszenie wpływu przypadkowości przy doborze cech konstrukcyjnych połączenia.

Według Dietricha [89] i Hansena [90] oparcie najważniejszych zabiegów projektowo-konstrukcyjnych na podstawach logiki formalnej jest jednym z warunków nie tylko racjonalizacji konstrukcji, ale także jej optymalizacji. Stąd wniosek, że optymalizacja konstrukcji może być dokonywana nie tylko na drodze matematycznej, lecz również na drodze logicznej. Na rys. 97 [89] przedstawiono graficzny model procesu projektowo-konstrukcyjnego, składającego się z poszczególnych elementów mających różne przesunięcia fazowe w czasie, a niekiedy nakładających się na siebie. Jak widać proces ten jest skomplikowany i można w nim wyróżnić kilka zasadniczych etapów. Stosownie do przedstawionego ogólnego modelu procesu projektowo-konstrukcyjnego, sporządzono model procesu projektowania połączeń. Model ten, obejmujący kolejne czynności projektowe, przedstawiono w formie algorytmu postępowania przy projektowaniu śrubowych połączeń korpusów obrabiarek. Graficznym jego ujęciem jest rysunek 98.

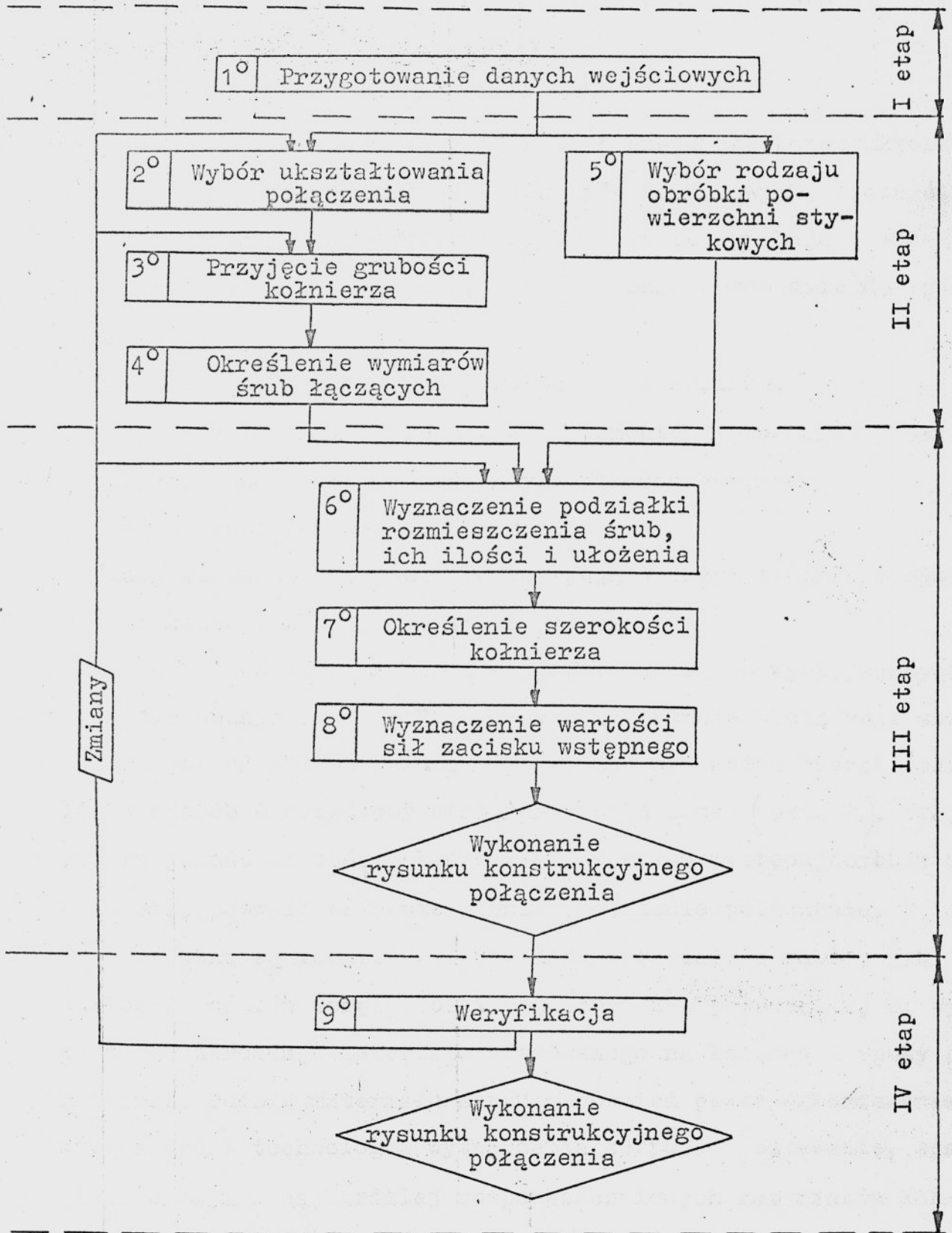
W przedstawionym postępowaniu można wyróżnić cztery zasadnicze etapy:



rys. 97 [89] Ogólny model procesu projektowo-konstrukcyjnego

- Etap I - przygotowanie odpowiednich danych wejściowych, takich jak: wymiary gabarytowe elementu korpusowego, dane materiałowe oraz dane dotyczące obciążenia występującego w rozpatrywanym układzie (pkt. 2)
- Etap II - przyjęcie określonych założeń związanych z ukształtowaniem połączenia, grubością kołnierza, wymiarem śrub złącznych oraz rodzajem obróbki powierzchni styku
- Etap III - określenie pozostałych parametrów połączenia takich jak: podziałka rozmieszczenie śrub, ich ilości i ułożenia, wymiarów gabarytowych połączenia. Pozwoli to wyznaczyć wielkość czynnej powierzchni styku, a na jej podstawie wartość sił zacisku wstępnego. Wynikiem tego etapu jest wstępny rysunek konstrukcyjny projektowanego połączenia
- Etap IV - weryfikacja doświadczalna lub analityczna, która stanowi podstawę do oceny niektórych koncepcji i założeń konstrukcyjnych. Efektem przeprowadzonej weryfikacji jest ostateczny rysunek konstrukcyjny połączenia.

W dalszej części pracy opisano poszczególne czynności projektowe, wchodzące w skład wymienionych etapów. Czynności te, składające się na algorytm postępowania przy projektowaniu śrubowego połączenia korpusów obrabiarek, uzupełniono rozważaniami dotyczącymi wpływu omawianych czynników oraz wynikającymi stąd wskazówkami dla konstruktorów. Algorytm wraz z odpowiednimi wskazówkami, stanowią zasady projektowania połączeń korpusowych.



rys. 98 Schemat blokowy algorytmu postępowania przy projektowaniu śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach

1^o. Przygotowanie danych wejściowych

Najistotniejszymi danymi są ustalone przez konstruktora, wymiary gabarytowe łączonych elementów korpusowych, szczególnie w pobliżu miejsc połączeniowych. Wymiary te wynikają z zadań jakie mają spełniać korpusy, a które można sprowadzić do trzech zasadniczych:

- kształtowanie przestrzeni roboczej obrabiarki,
- utrzymywanie innych zespołów i elementów obrabiarki w określonych funkcjonalnie wzajemnych położeniach,
- przejmowanie obciążeń.

Wymiary elementów korpusowych decydują w dużym stopniu o wymiarach i kształcie projektowanego połączenia.

Duże znaczenie ma także znajomość obciążeń występujących w układzie nośnym obrabiarki. Dotyczy to głównie obciążenia zewnętrznego od sił skrawania. Wprawdzie nie można jeszcze określić w sposób szczegółowy obciążenia połączenia (pkt. 2), to jednak znajomość wartości, kierunków i zwrotów występujących w układzie sił, pozwoli wstępnie ocenić obciążenie połączenia.

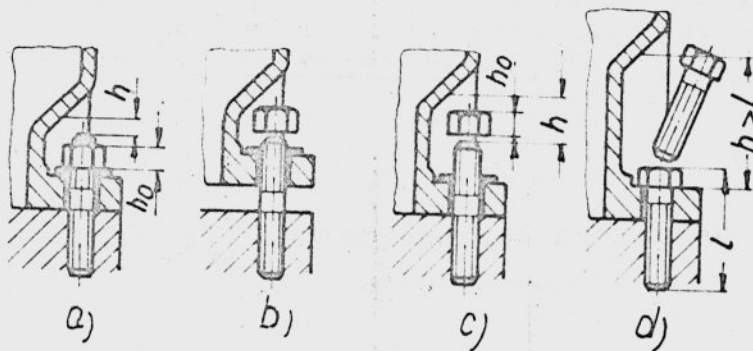
Istotne są również wstępne dane materiałowe takie, jak: wartości modułów sprężystości podłużnej E i poprzecznej G . Wynikają one z rodzaju materiału stosowanego na łączone korpusy obrabiarki. Rodzaj materiału narzuca również pewne ograniczenia, wynikające z technologii wytwarzania korpusów (odlewanie, spawanie). Jednym z najbardziej rozpowszechnionych materiałów konstrukcyjnych, stosowanych do wytwarzania elementów korpusowych, są żeliwa szare. O ich częstym stosowaniu decydują takie cechy, jak: taniość, dobre własności odlewnicze oraz duża odporność na działanie obciążeń okresowo zmiennych. Z tych względów przebieg

procesu projektowania połączenia odniesiono do korpusów wykonanych z żeliwa.

2°. Wybór ukształtowania połączenia

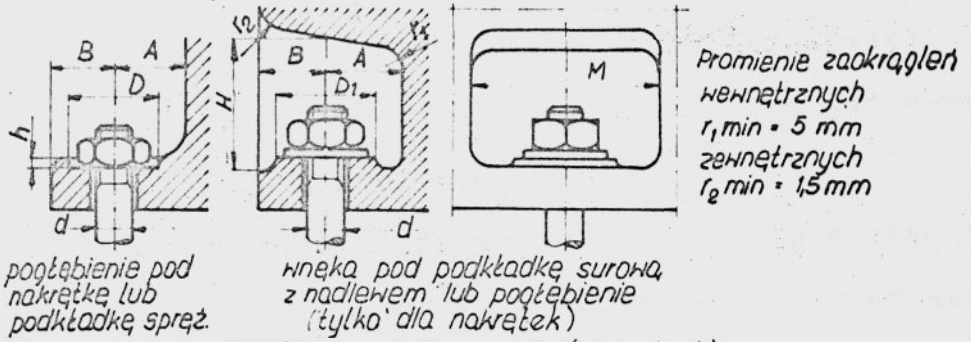
Połączenia śrubowe korpusów obrabiarek można różnie konstrukcyjnie ukształtować (rys. 9). Wyróżnia się jednak trzy zasadnicze rozwiązania, a mianowicie: kołnierzowe, kołnierzowe usztywnione żebrami oraz kieszeniowe. Jak wykazały badania przeprowadzone przez autora, ten ostatni sposób ukształtowania połączenia wykazuje znacznie większą sztywność statyczną od pozostałych (rys. 94). Dlatego też należy zawsze dążyć do tego, ażeby połączenie posiadało ukształtowanie "kieszeniowe".

Cechą charakterystyczną takiego rozwiązania jest to, że śruby łączące dwa elementy korpusowe umieszczone są w osi ścianek korpusów. W celu zaś zapewnienia możliwości montażu wykonuje się w ściankach korpusów specjalne wnęki zwane kieszeniami. Ażeby umożliwić dogodny montaż śrub łączących (rys. 99), muszą one posiadać określone wymiary zależne głównie od wielkości śrub. Charakterystyczne wymiary wnęk i nawierceń w korpusach przedstawiono na rys. 100 [91].



rys. 99 Montaż śrub łączących we wnękach
/kieszeniach/

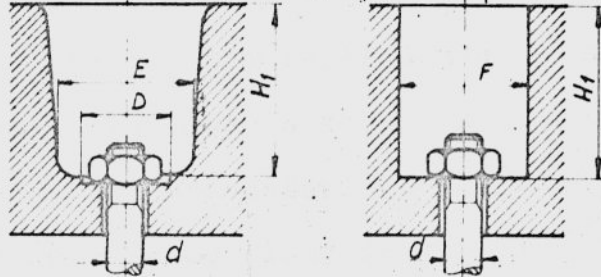
Dla śrub i nakrętek



pogłębienie pod nakrętkę lub podkładkę spręż.

włoka pod podkładkę surową z nadlewem lub pogłębienie (tylko dla nakrętek)

Dla kluczy maszynowych (wielastych)



włębienie surowe lane

włębienie obrabiane

dla kluczy nasadkowych sześciokątnych
mm

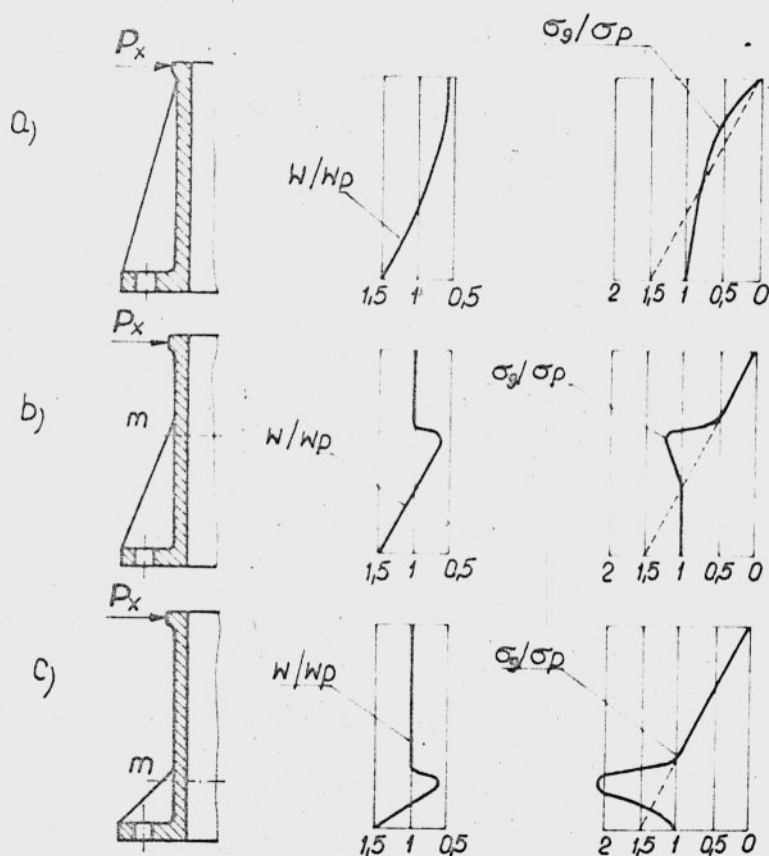
d	D	D ₁	h max	A min	B min	M min	H min		E min	F min	H ₁ max
							jedna nakr.	dwie nakr.			
M6	15	16	2	13	10	30	15	20	22	16	80
M8	20	22	3	16	14	40	20	28	28	22	110
M10	22	25	4	18	15	45	25	35	32	25	110
M12	25	30	5	22	18	50	30	40	40	28	120
M14	28	32	6	22	20	55	35	45	40	32	125
M16	32	38	7	2	22	60	40	55	45	35	155
M18	35	42	8	28	25	75	50	65	55	42	170
M20	40	45	9	30	28	75	50	65	55	42	170
M24	45	50	11	32	30	85	60	80	60	50	160
M30	60	65	13	45	40	95	70	90	75	72	175

rys. 100 [91] Wymiary wnek i nawierceń
w korpusach

Jeżeli jednak w uzasadnionych przypadkach niemożliwe jest "kieszonkowe" rozwiązanie, to zaleca się w połączeniu kołnierzym umieścić trójkątne żebra między ścianką korpusu a kołnierzem. Aby jednak ograniczyć tzw. "efekt dźwigniowy" [19], odległość śrub od ścianek korpusu powinna być jak najmniejsza. Uwarunkowana jest ona także względami montażowymi, a jej wartości przedstawiono również na rys. 100.

Wysokość żeber usztywniających zmniejsza się w płaszczyźnie działania momentów gnących M_X i M_Z . Przy takim zaś kształcie żeber, bez względu na ich wysokość, nieunikniony jest odcinek, na którym występuje osłabienie elementu korpusowego ponieważ w miejscu przechodzenia żeber w korpus występują duże spiętrzenia naprężeń. Na rys. 101 przedstawiono przykładowo cylindryczny element wspornikowy, wzmocniony żebrami trójkątnymi o różnej wysokości, który zginany jest siłą P_X [92]. Dla każdej wersji podano jakościowy przebieg zmian wskaźnika wytrzymałości W i naprężeń zginających σ_g . Jak widać w miejscu przejścia żebra w ściankę korpusu występuje znaczne spiętrzenie naprężeń, którego wielkość zależna jest od wysokości żeber.

Rozważany przypadek usztywniającego działania żeber dotyczy nie tylko samego elementu korpusowego, lecz również ścianek korpusu leżących w obrębie żeber jak i kołnierza. Dla przebadanego przez autora przypadku (pkt. 6), znaczny wzrost sztywności układu osiągnięto po przyspawaniu żeber, których wysokość zawierała się w granicach $1,5 + 2$ szerokości kołnierza. Jeżeli chodzi o grubość żeber usztywniających, to jej wartość powinna się zawierać od $0,8 + 1,5$ grubości ścianki korpusu [93]. Żebra te należy umieszczać pomiędzy śrubami, a to w celu ograniczenia miejsco-



rys. 101 [92] Wpływ wysokości trójkątnych żeber usztywniających na przebieg wskaźnika wytrzymałości W oraz naprężeń zginających σ_g dla elementu wspornikowego

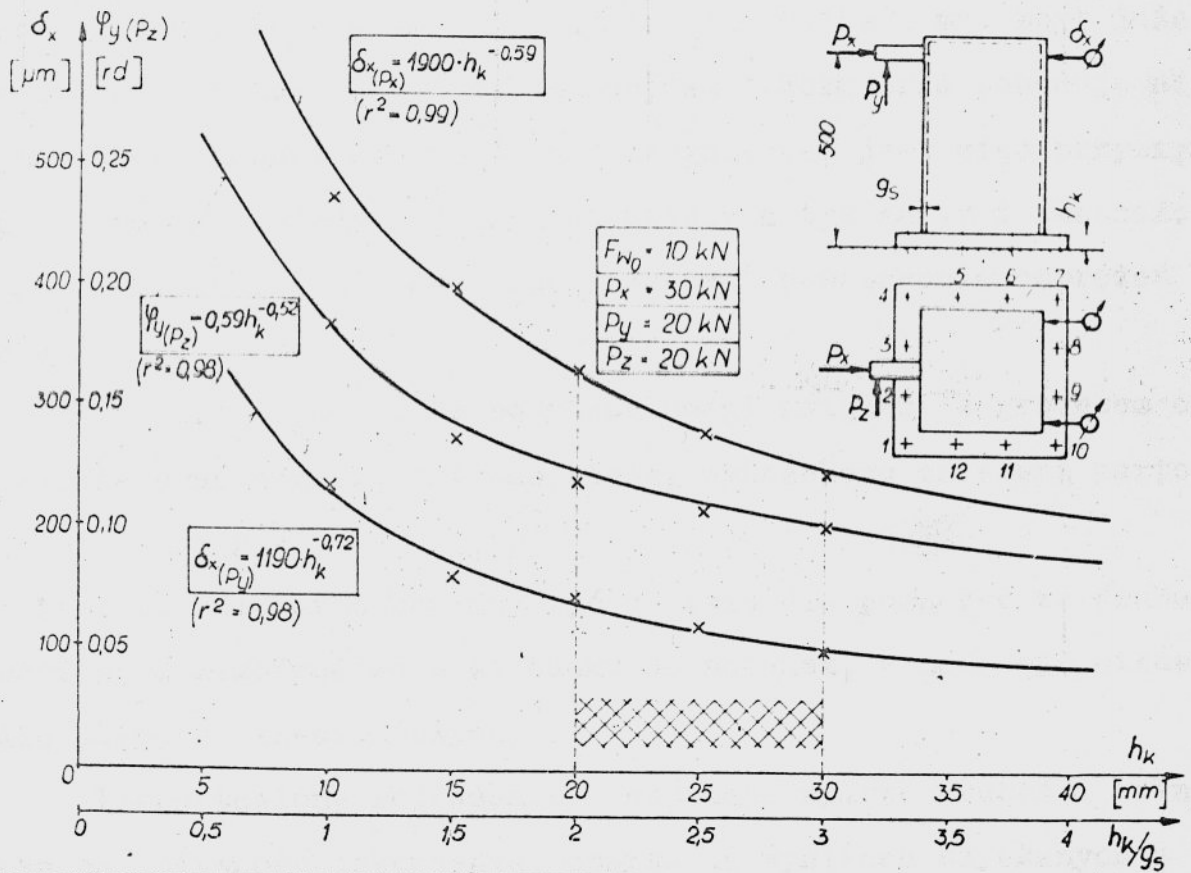
wych odkształceń kołnierza powodowanych jego wyginaniem się w kierunku obwodowym. Rozważając zaś położenie żeber w stosunku do ścianek korpusu wykazano, że żebra wewnętrzne są korzystniejsze od żeber zewnętrznych, bowiem większość materiałów lanych znacznie lepiej przeciwstawia się ścisnaniu niż rozciąganiu [94].

Najmniej korzystnym spośród omawianych rozwiązań jest ukształtowanie kołnierzone ze śrubami leżącymi w pewnej odległości od ścianek korpusu. Jeżeli jednak niemożliwe jest zastosowanie żeber usztywniających, to należy dążyć do ograniczenia wspomnianego już "efektu dźwigniowego" tzn. że śruby powinny znajdować się jak najbliżej ścianek. Znaczny wzrost sztywności połączenia można dla tego przypadku osiągnąć przez zastosowanie pełnej podstawy (rys. 94).

3^o. Przyjęcie grubości kołnierza

Jak wykazały przeprowadzone badania (pkt. 6) grubość kołnierza jest jednym z najważniejszych wymiarów połączenia i ma ścisły związek z jego ukształtowaniem. Na rys. 102 przedstawiono przebiegi przemieszczeń liniowych δ_x oraz kątowych ψ_y badanego obiektu, w funkcji grubości kołnierza przy określonych wartościach obciążenia zewnętrznego składowymi P_x ; P_y ; P_z . Przebiegi te uzyskano w wyniku aproksymacji dla danych z badań (punkty oznaczone krzyżykami) według regresji krzywoliniowej $y = ax^b$ [95]. Otrzymane równania posłużyły do wyznaczenia przebiegu kolejnych krzywych również poza zakresem zmian grubości kołnierza, przyjmowanych w badaniach. Na omawianym rysunku podano te równania wraz z wartościami kwadratów współczynników korelacji (r^2). Wartości tych ostatnich są zbliżone do jedności, co świadczy o wysokim stopniu skorelowania zmiennych.

Z analizy przebiegu kolejnych krzywych na rys. 102 wynika, że zależność przemieszczeń badanego układu od grubości kołnierza nie ma charakteru liniowego, szczególnie w zakresie kołnierzy stosunkowo cienkich (poniżej 20 mm). Jeżeli odnieść grubości kołnierza do grubości ścianki korpusu, co ma swoje uzasadnienie z



rys. 102 Wpływ grubości kołnierza na przemieszczenia modelu

odlewniczego punktu widzenia [93], to można określić zakres zmian wartości powyższego stosunku, który jest zalecany w praktyce konstruktorskiej. Zakres ten, zaznaczony na omawianym rysunku w postaci zakreskowanego pola, wynosi $2 \div 3$.

Dolna jego granica wynika ze względów sztywnościowych, górna zaś odlewniczych. Według Skarbińskiego [93] własności żeliwa szarego, stosowanego na korpusy, zależą nie tylko od jego klasy, lecz również od grubości ścian odlewu. Decyduje ona bowiem o szybkości stygnięcia, która z kolei jest podstawowym czynnikiem wpływającym na strukturę metalu o określonym składzie chemicznym.

Według tego samego autora optymalne grubości ścianek odlewu wynoszą: dla Z120 - 8 ÷ 15 mm, a dla Z125 - 15÷20 mm. Zbyt duża różnica w grubościach ścianek korpusu i kołnierza powoduje niejednakowe warunki krzepnięcia i stygnięcia, jest więc przyczyną powstawania niejednorodności struktury a tym samym i własności mechanicznych. Jest ona także przyczyną powstawania naprężeń cieplnych.

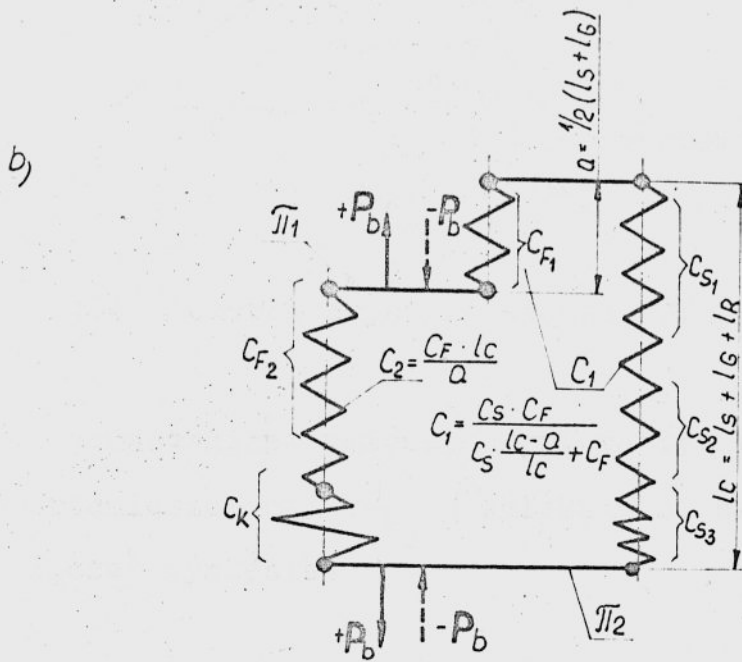
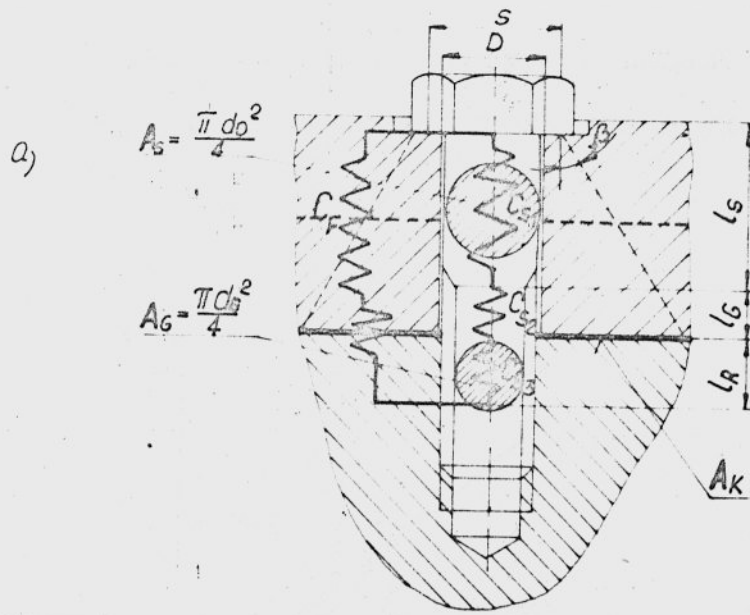
Uwzględniając zatem powyższe uwagi związane z procesem odlewania oraz względy sztywnościowe, wyznaczono zalecaną wartość stosunku h_k/g_s .

Z tym, że kołnierze powinny być grubsze dla połączeń ze śrubami ułożonymi mimośrodowo w stosunku do ścianek, a mogą być cieńsze dla połączeń kieszeniowych.

Przedstawione rozważania, dotyczące wpływu grubości kołnierza na sztywność połączenia, oparto na wynikach uzyskanych z badań. W celu zaś dokładnego opisanie mechanizmu odkształcania się połączenia, przeprowadzono również teoretyczną analizę wpływu określonych jego parametrów na przebieg przemieszczeń.

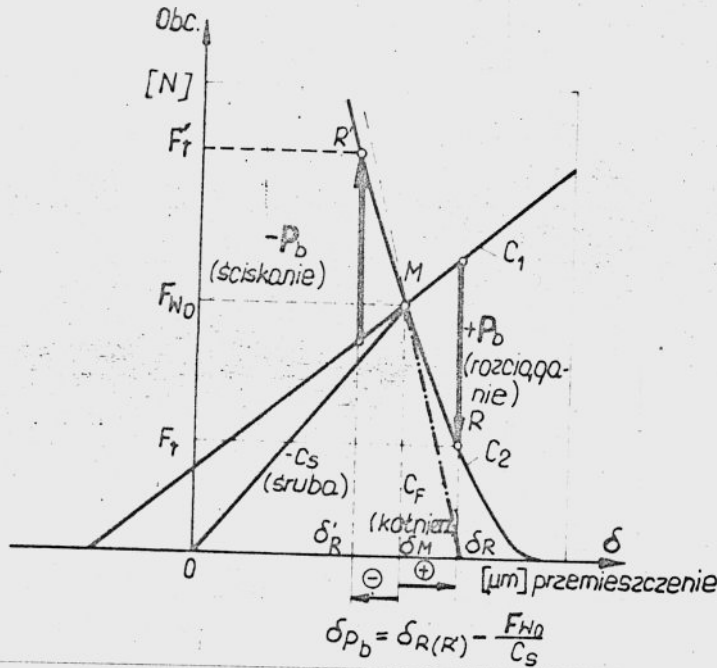
Połączenie wielośrubowe można w pewnym sensie uważać za zbiór pojedynczych układów sprężystych, składających się ze śruby, elementów łączonych oraz strefy styku. Przedstawienie takiego układu w postaci sprężyn o odpowiednich sztywnościach (rys. 103a), reprezentujących jego poszczególne elementy składowe, pozwala przeprowadzić analizę przemieszczeń.

Na rysunku 103b przedstawiono model obliczeniowy rozważanego złącza z zaznaczeniem płaszczyzn przyłożenia zewnętrznych sił obciążających oraz podano zależności dla zastępczych sztywności c_1 i c_2 .



rys. 103 Model złącza jednośrubowego (a) oraz jego model obliczeniowy (b)

Graficznym obrazem zmian zachodzących w złączu jest pokazany na rys. 104, wykres śruba-kołnierz-strefa styku.



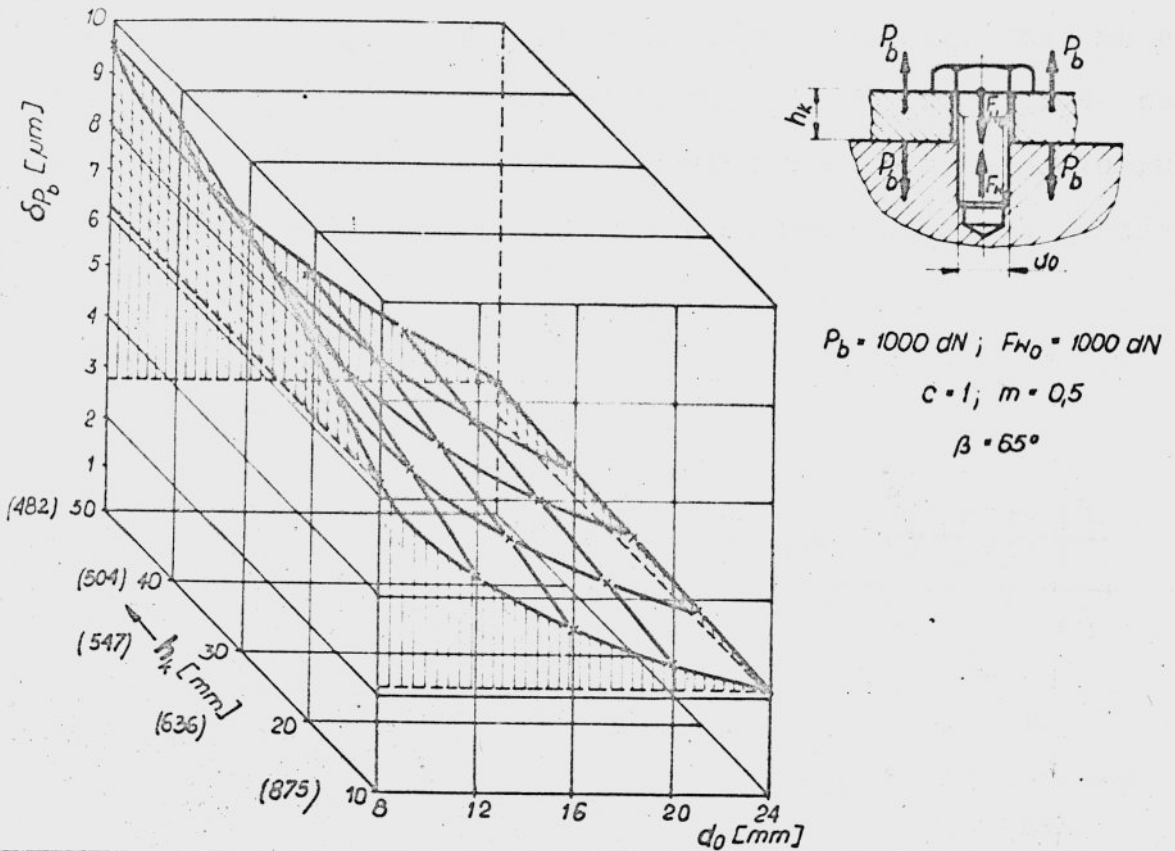
rys. 104 Charakterystyka złącza jednośrubowego

Zgodnie z oznaczeniami umieszczonymi na tym rysunku, szukana wartość przemieszczenia δ_{P_b} (zależnie od zwrotu sił obciążających złącze) wyniesie:

$$\delta_{P_b} = \delta_R(R') - \frac{F_{W0}}{C_s} \quad (44)$$

Obliczeniową analizę prezentowanego złącza elementarnego przeprowadzono przy użyciu maszyny cyfrowej.

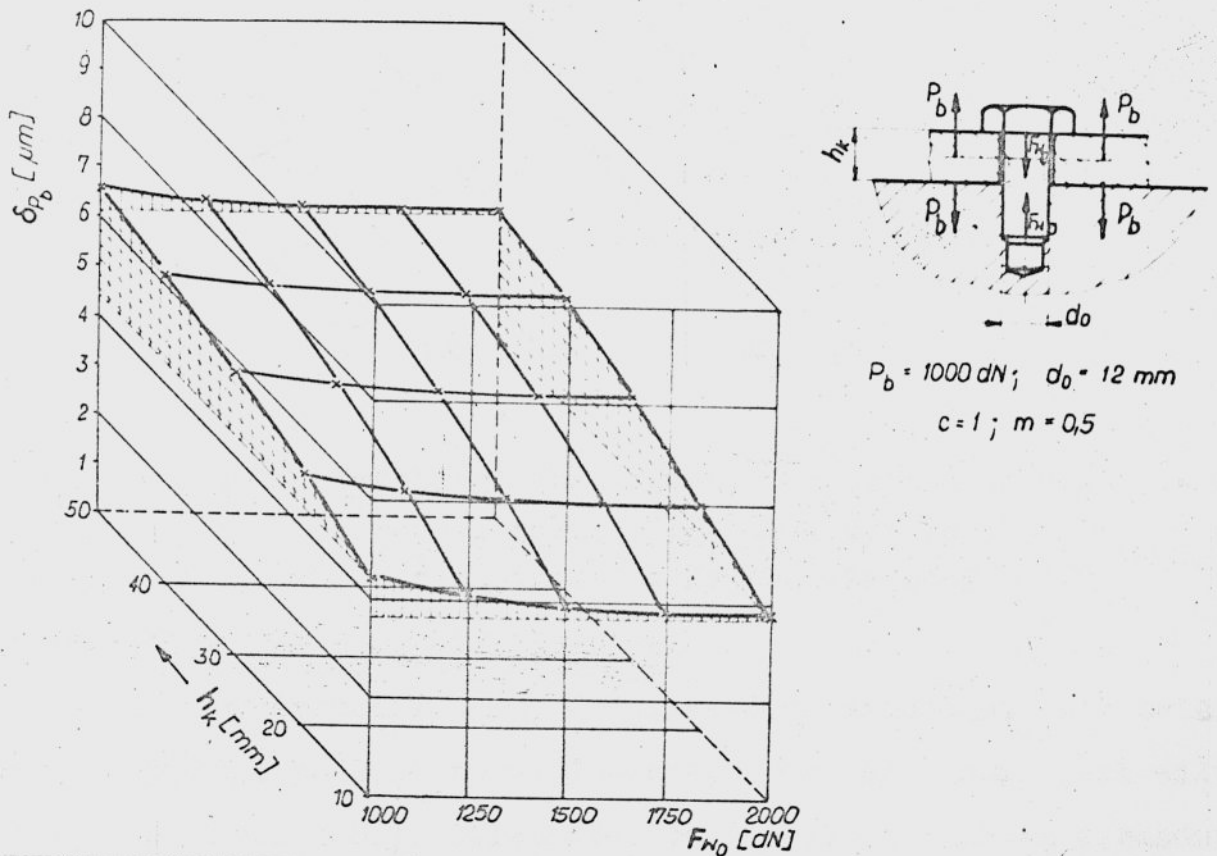
Wyniki obliczeń przedstawiono w formie wykresów na rys. 105; 106; 107, na których podano również parametry złącza. Jak widać



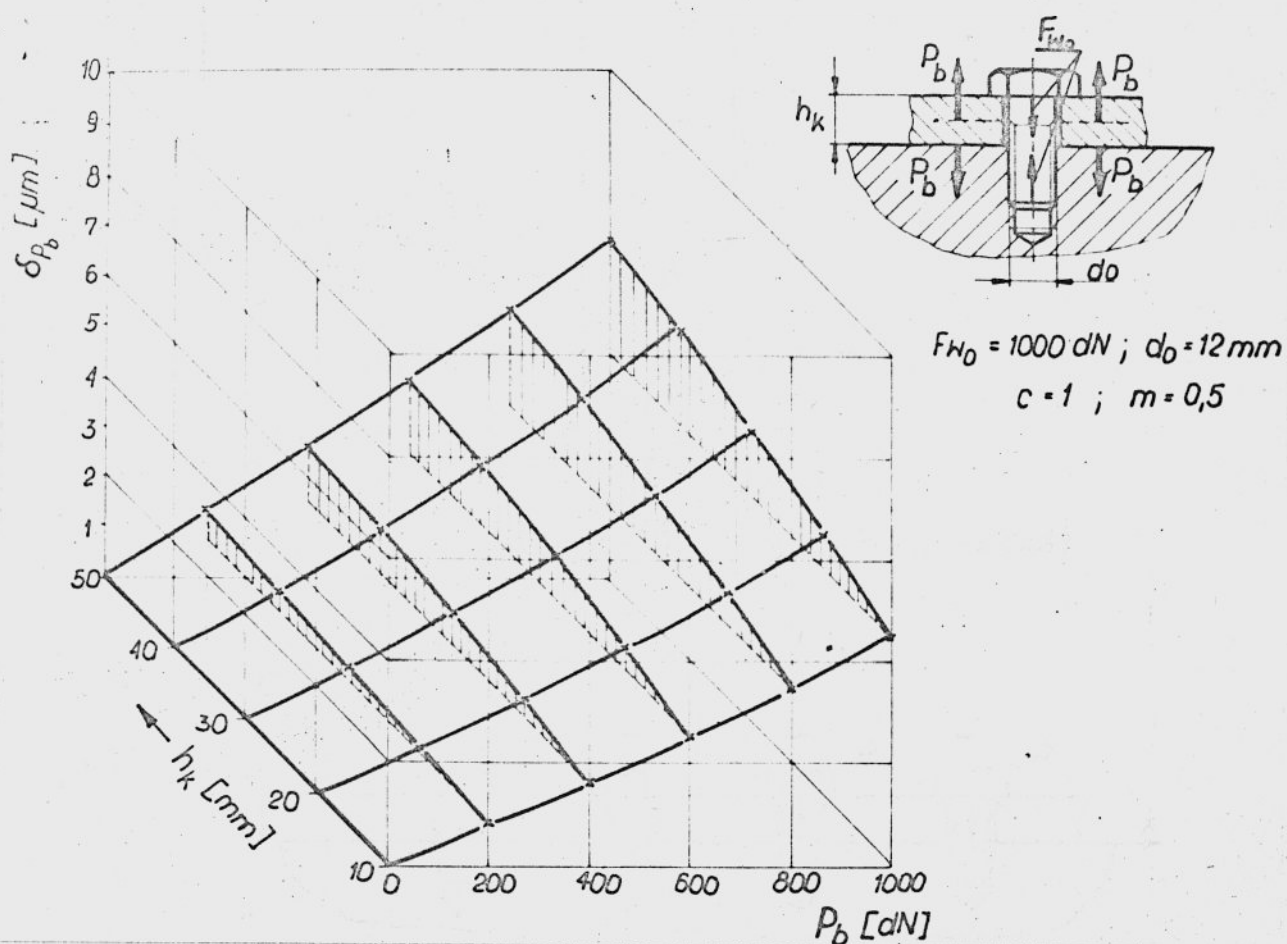
rys. 105 Przebiegi przemieszczeń w złączu elementarnym w funkcji grubości kołnierza i średnicy śrub łączących

wpływ grubości kołnierza na wartości normalnych przemieszczeń w złączu, zależy w dużym stopniu od innych jego parametrów, a mianowicie: średnicy śrub łączących, siły zacisku wstępnego oraz obciążenia. Przy czym ogólny wniosek jest taki, że wzrost grubości kołnierza powoduje wzrost przemieszczeń w układzie. Wynika to ze spadku sztywności postaciowej fragmentu kołnierza leżącego w obszarze działania stożka nacisków - zależność (32). Na rysunku 105 podano w nawiasach przykładowe wartości sztywno-

ści C_F [N/ μm] odpowiadające kolejnym grubościom kołnierza rozpatrywanego złącza. Z przeprowadzonej obliczeniowej analizy wynika więc, że usztywniający wpływ grubości kołnierza nie ma swego uzasadnienia w złączu jednośrubowym. Z tego też względu postanowiono przeprowadzić analizę przemieszczeń złącza wielośrubowego. Przeprowadzono ją opierając się na zależnościach znanych



rys. 106 Przebiegi przemieszczeń w złączu elementarnym w funkcji grubości kołnierza i siły zacisku wstępnego

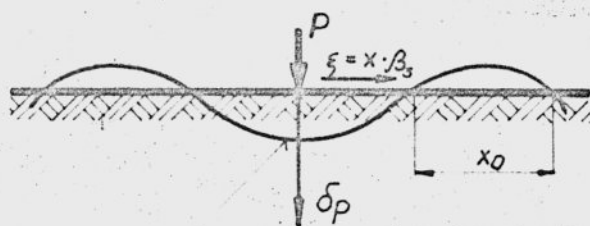


rys. 107 Przebiegi przemieszczeń w złączu elementarnym w funkcji grubości kołnierza i zewnętrznej siły obciążającej

z teorii sprężystości [96], a dotyczących zachowania się belki na sprężystym podłożu typu Winklera, która obciążona jest siłą skupioną (rys. 108a). Zależności te pozwalają w miarę dokładnie wyznaczyć postać odkształcenia kołnierza, traktowanego jako belka na sprężystym podłożu (rys. 108b), które stanowi strefa styku [97].

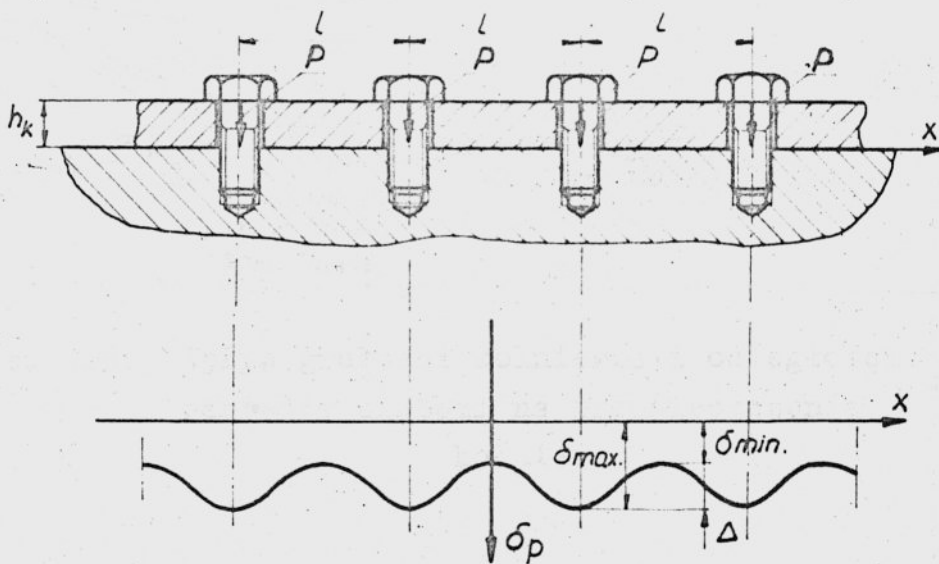
Na rys. 109 pokazano wpływ grubości kołnierza, a jednocześnie i odległości pomiędzy śrubami, na wartości przemieszczeń maksymalnych $\sigma_{P_{mx}}$ występujących w osiach śrub oraz minimalnych

a)

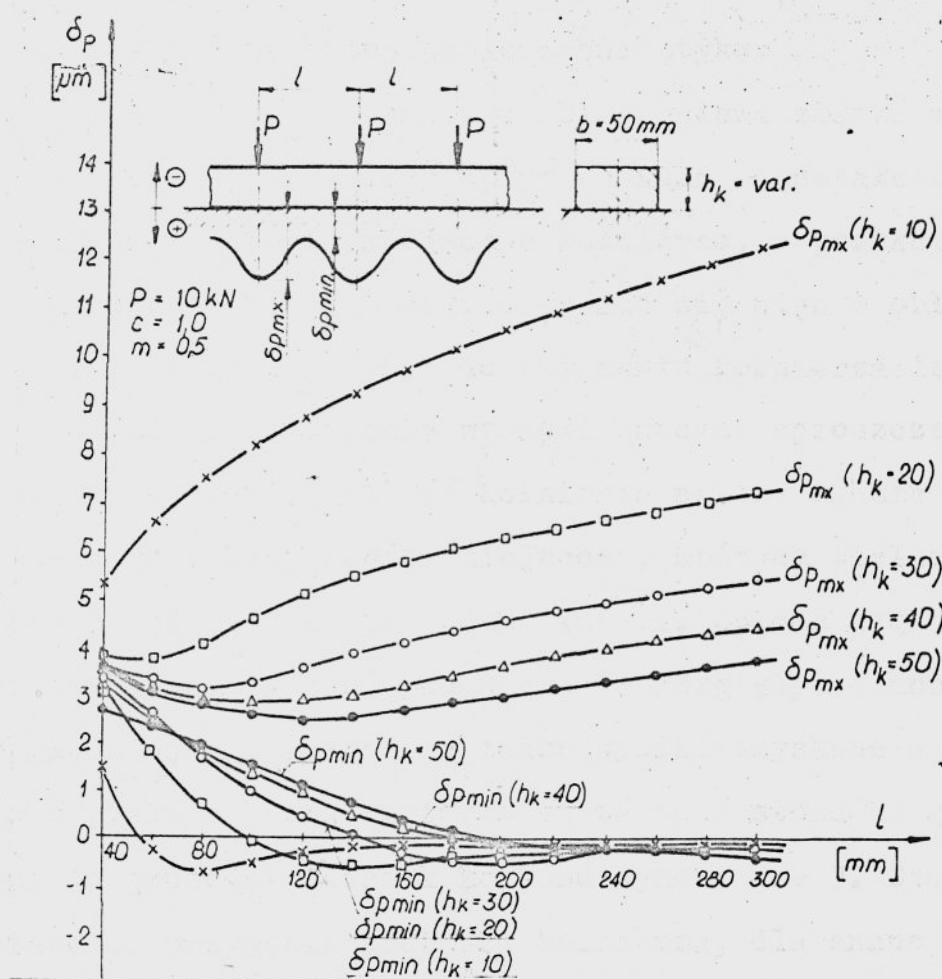


$$\Delta \delta_{p(x,\beta)} = \frac{P \cdot k \beta_3}{2b} e^{-x\beta} (\cos x\beta + \sin x\beta)$$

b)



rys. 108 Model obliczeniowy belki na sprężystym podłożu (a);
Przesunięcia kołnierza obciążonego siłami P, działającymi w osiach śrub (b)



rys. 109 Wpływ grubości kołnierza i odległości pomiędzy śrubami na przemieszczenia kołnierza

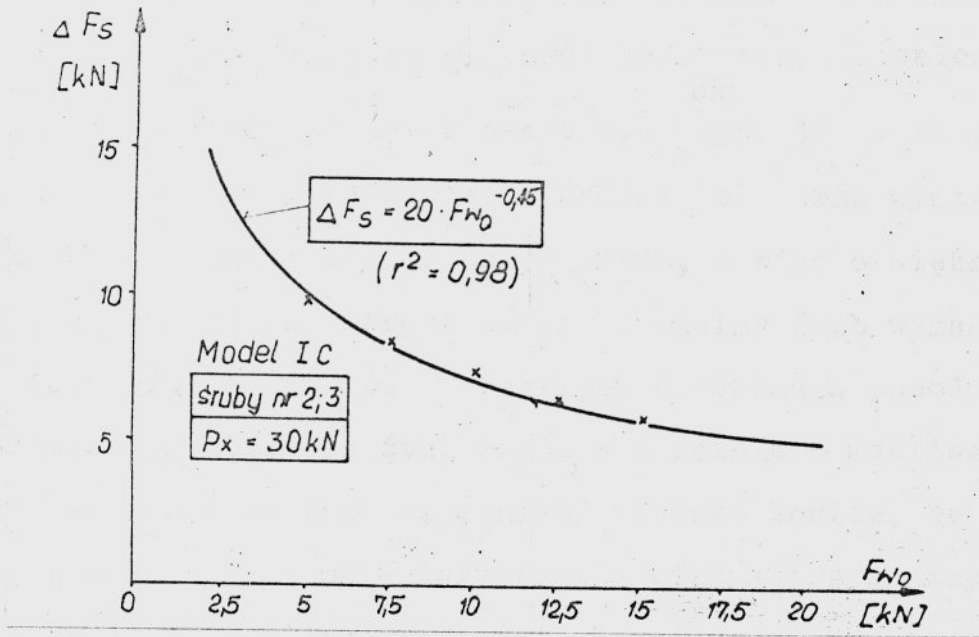
$\delta_{P_{\text{min}}}$, w połowie odległości pomiędzy śrubami. Z przedstawionego wykresu wynika, że ze wzrostem grubości kołnierza, szczególnie w zakresie jej małej wartości, przemieszczenia maksymalne wyraźnie maleją. Natomiast przebiegi minimalnych są przeciwne. Wzrost grubości kołnierza powoduje, że przebieg jego odkształceń jest bardziej równomierny, zależny jednak w dużym stopniu od odległości pomiędzy śrubami. Przekroczenie bowiem pewnej jej wartości (l_{gr}) powoduje, że przemieszczenia minimalne przyjmują wartości ujemne, tzn. zachodzi odrywanie kołnierza a tym samym

i zmiana rzeczywistej powierzchni styku.

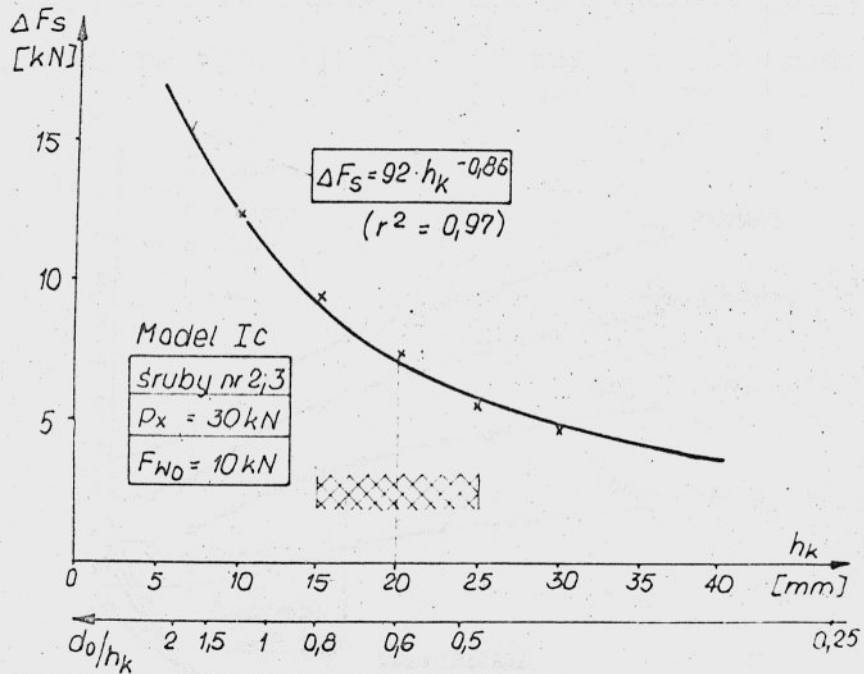
Przeprowadzona analiza obliczeniowa złącza wielośrubowego wykazuje, że zasadniczy wpływ na stan odkształcenia połączenia mają odkształcenia miejscowe kołnierza, w postaci wyginania się w kierunku obwodowym. Ograniczenie się więc w obliczeniach połączeń korpusów jedynie do fragmentu kołnierza leżącego w obszarze oddziaływania śruby stanowi znaczne uproszczenie zagadnienia. Przyjmując zatem grubość kołnierza należy zawsze mieć na względzie jego odkształcenia miejscowe, których wielkość zależy również od odległości pomiędzy śrubami. Oprócz względów sztywnościowych należy brać pod uwagę też względy technologiczne. Uwzględniając powyższe, a także wyniki uzyskane z badań, zalecana w praktyce konstruktorskiej wartość stosunku grubości kołnierza do grubości ścianek korpusu wynosi $2 \div 3$. Stanowi ona podstawę do przyjęcia grubości kołnierza, dla znanej wartości grubości ścianki korpusu.

4^o. Określenie wymiarów śrub złącznych

Badania autora wykazały, że wpływ sztywności śrub jest stosunkowo niewielki, pomimo procentowo dużych jej zmian (rys. 86). Prowadzona jednocześnie kontrola ich obciążenia wykazała, że wartości jego przyrostów są prawie jednakowe (rys. 87). Zależą one jednak od innych parametrów połączenia, takich jak: obciążenie zewnętrzne, zacisk wstępny oraz grubość kołnierza. Przebiegi dwóch ostatnich zależności, odnoszących się do śrub najbardziej obciążonych, przedstawiono na rysunkach 110; 111. Uzyskano je w wyniku aproksymacji danych z pomiarów /zaznaczone krzyżkami/. Z rysunków tych wynika, że dla tych samych wartości obciążenia zewnętrznego, przyrosty sił w śrubach zależą w więk-

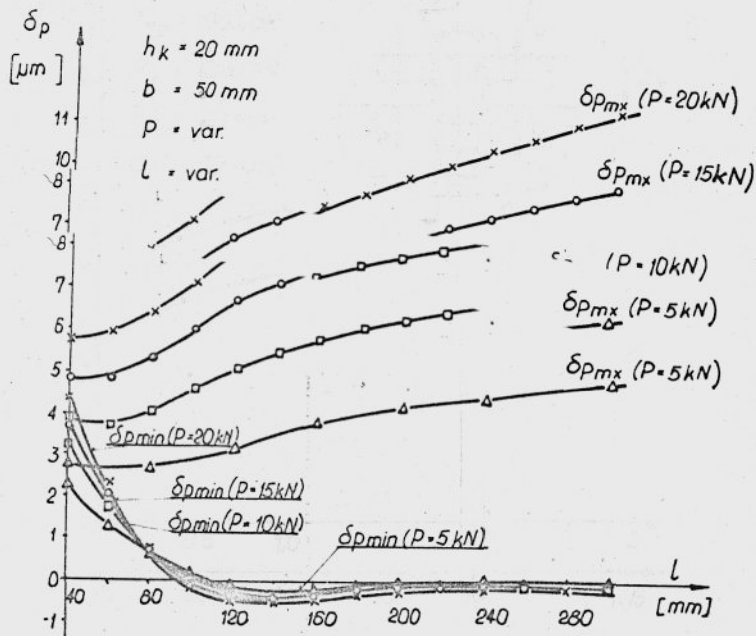


rys. 110 Przyrosty sił w śrubach w funkcji siły zacisku wstępnego



rys. 111 Przyrosty sił w śrubach w funkcji grubości kołnierza

szym stopniu od grubości kołnierza niż zacisku wstępnego. Jeżeli odnieść średnicę śruby do grubości kołnierza, to zalecana wartość tego stosunku wyniesie około 0,6 (rys. 111). Ma to swoje uzasadnienie w tym, że wzrost grubości kołnierza wymaga z jednej strony zastosowania dłuższych śrub, a więc o większej podatności, z drugiej zaś strony wzrost średnicy śrub wymaga wykonania w kołnierzach otworów o większych średnicach powodujących jego osłabienie. Średnica śrub wiąże się ściśle z możliwością uzyskania żadanego zacisku wstępnego. Wiadomo bowiem, że śruby wykonane z tego samego materiału, ale o większej średnicy, pozwalają uzyskać wyższe jego wartości. Rozwiązanie konstrukcyjne ze śrubami o dużej średnicy i jednocześnie rzadko rozstawionymi jest niekorzystne, ponieważ przy przenoszeniu dużych sił skupionych występują znaczne odkształcenia postaciowe kołnierza. Pokazują to wykresy na rys. 112, które otrzymano na drodze teoretycz-



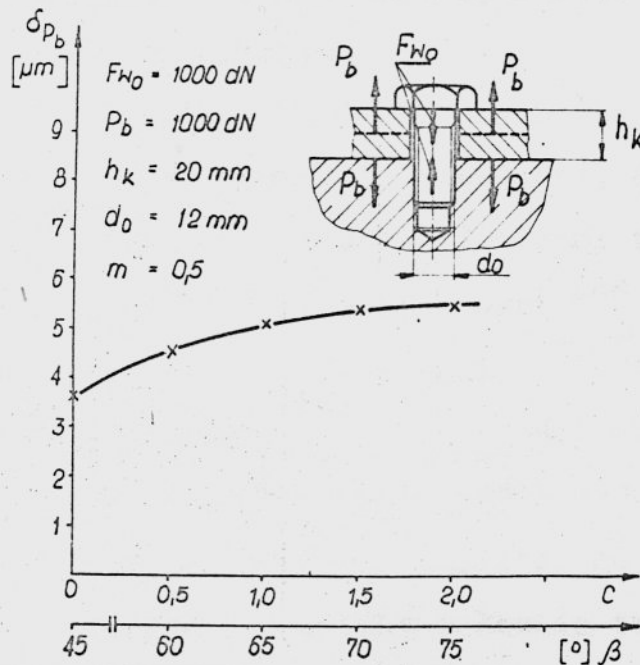
rys. 112 Wpływ wartości sił obciążających na przemieszczenia kołnierza przy różnych odległościach pomiędzy śrubami

nej analizy kołnierza na sprężystym podłożu. Stąd też ogólny wniosek jest taki, że średnice śrub powinny być stosunkowo małe, a materiał na nie o wysokiej granicy plastyczności.

5°. Rodzaj obróbki powierzchni stykowych

Rodzaj obróbki powierzchni stykowych połączenia decyduje o ich chropowatości, falistości, błędach kształtu oraz kierunkowości nierówności. Określenie rzeczywistych wartości tych parametrów jest na etapie konstruowania połączenia niemożliwe. W obliczeniach przemieszczeń stykowych można posługiwać się przedstawionymi w pkt. 3.2. zależnościami empirycznymi (33) + (37), których postać ustalono na podstawie badań. W zależnościami tych, wartości bezwymiarowych współczynników c i m (tabela 2) mają ścisły związek z rodzajem obróbki powierzchni stykowych.

Na rys. 113 pokazano wpływ wartości współczynników c i związanych



rys. 113 Przemieszczenia w złączu elementarnym zależne od jakości powierzchni styku

z nimi wartości położy kąt wierzchołkowego stożka nacisków β , na przemieszczenia normalne w złączu jednośrubowym.

Z przeprowadzonych przez autora badań wynika, że największą sztywność posiadają próbki o powierzchniach szlifowanych oraz skrobanych. Z uwagi jednak na to, że prowadzono je na próbkach o małych powierzchniach styku wyeliminowano wpływ istotnego czynnika jakim jest błąd płaskości, którego wartości są tym większe im większa jest nominalna powierzchnia styku. Na tym tle uwidacznia się przewaga skrobania, przy szlifowaniu bowiem o jakości powierzchni decydują w dużej mierze przemieszczenia ściernicy, które wywoływane są:

- drganiami obrabiarki,
- drganiami przenoszonymi przez fundament,
- drganiami własnymi obrabianego elementu,
- nierównomiernością ścierania się narzędzia,
- drganiami samowzbudnymi.

Jeżeli jednak ze względów ekonomicznych skrobanie jest niemożliwe, to zaleca się szlifowanie powierzchni, a także frezowanie gładkościowe /frezowanie czołowe głowicami frezowymi przy dużych szybkościach skrawania oraz małych wartościach posuwu i głębokości skrawania/. W celu zaś osiągnięcia jak najmniejszych wartości błędów niepłaskości oraz falistości obrabianych powierzchni należy dążyć do ograniczenia wymienionych źródeł drgań. Przeprowadzone badania wykazały ponadto, że proces pierwszego obciążenia i związane z nim odkształcenia trwale mają zasadniczy wpływ na sztywność połączenia. Wyłania się zatem konieczność zapewnienia podczas eksploatacji obrabiarki wyłącznie sprężystych odkształceń stykowych. Praktycznie osiąga się to przez kil-

kakrotne obciążenie i odciążenie połączenia śrubami w czasie montażu wstępnego. Podsumowując, należy stwierdzić, że przy właściwym doborze parametrów konstrukcyjnych połączenia, zagadnienie rodzaju obróbki jest sprawą drugoplanową. Główny bowiem problem powinno stanowić zapewnienie jak największej płaskości stykających się powierzchni połączenia.

6°. Określenie rozmieszczenia śrub i ich ilości

Przeprowadzone badania wykazały, że ułożenie śrub powinno być dobierane do kierunku działania obciążenia (rys. 67). Przy doborze zaś podziałki ich rozmieszczenia należy uwzględnić w pierwszym rzędzie grubość kołnierza, a następnie rodzaj obróbki. Należy również wziąć pod uwagę warunki pracy połączenia. Albowiem wymagania, którym muszą odpowiadać połączenia, są całkowicie różne w przypadku niewielkich obciążeń statycznych oraz w przypadku dużych obciążeń okresowo zmiennych lub dynamicznych.

Jak już wspomniano (pkt. 3°) grubość kołnierza wyznacza wartość granicznej odległości pomiędzy śrubami (l_{gr}), przy której nie wystąpi jeszcze odrywanie kołnierza. Wychodząc ze wzorów, dotyczących belek na sprężystym podłożu (rys. 108), wyznaczono następującą zależność:

$$l_{gr} = 95 \frac{\sqrt[4]{c \cdot h_k}}{\sqrt[8]{\sigma}} \quad (45)$$

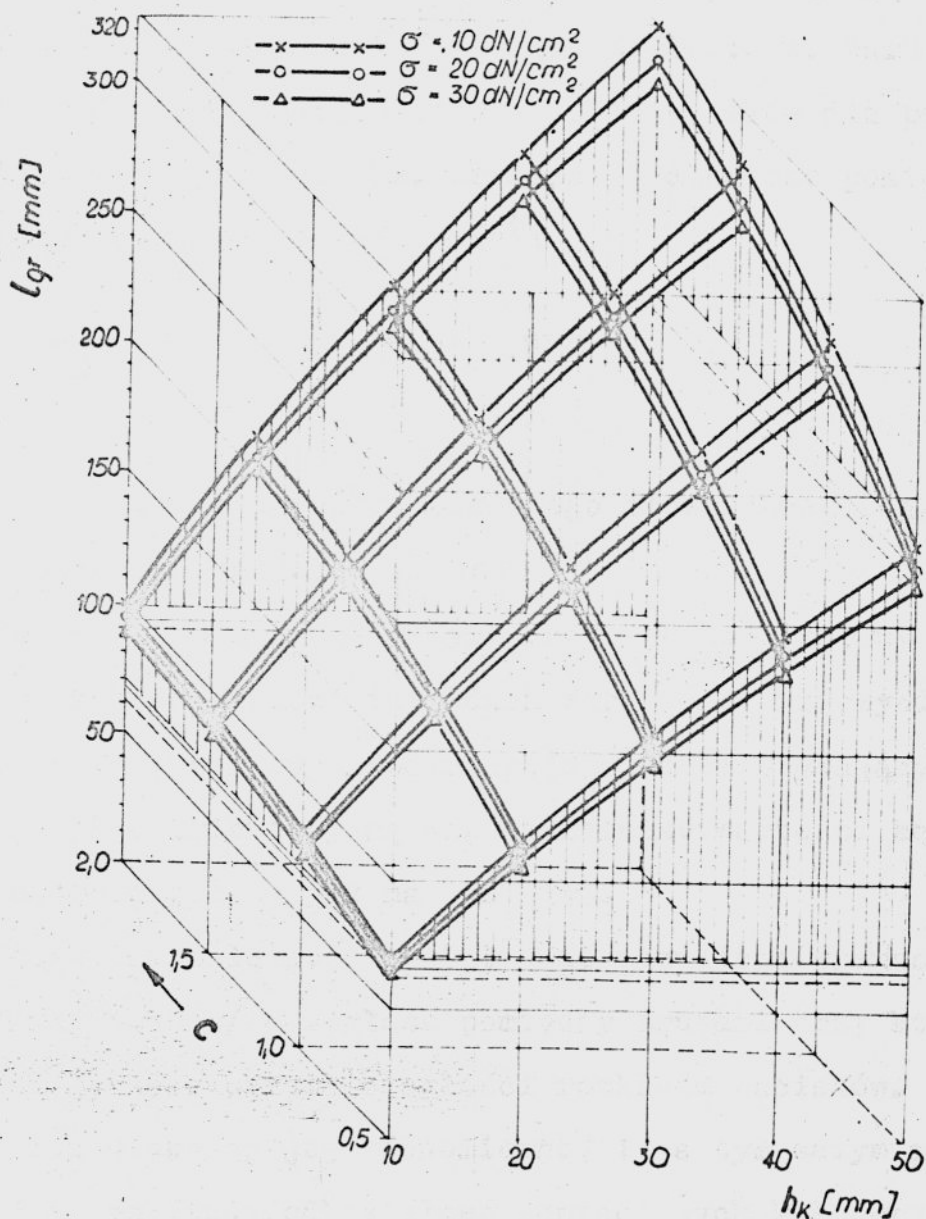
gdzie:

h_k - grubość kołnierza [mm],

c - współczynnik określający jakość powierzchni styku (tabela 2),

σ - naciski normalne w strefie styku [dN/cm^2].

Na jej podstawie wyznaczono przebiegi l_{gr} w funkcji wymienionych parametrów, które w formie graficznej przedstawiono na rys. 114. Wynika z niego, że największy wpływ posiada grubość



rys. 114 Wartości granicznej odległości pomiędzy śrubami w funkcji grubości kołnierza, jakości powierzchni styku oraz wartości nacisków na powierzchni styku połączenia

kołnierza, a następnie jakość powierzchni styku. Natomiast wpływ wielkości nacisków normalnych jest zdecydowanie mniejszy.

Odległość pomiędzy śrubami można wyznaczać z warunku zachowania ciągłości rozkładu nacisków a tym samym i powierzchni styku. Dotyczy to szczególnie kołnierzy grubych, a więc posiadających dużą wytrzymałość na odkształcenia postaciowe. Warunek powyższy jest spełniony, gdy kolejne stożki nacisków dla pojedynczych śrub, zachodzą na siebie. Graniczną odległość pomiędzy śrubami można wyznaczyć z zależności:

$$L_{gr} = 2h_k \cdot \operatorname{tg} \beta + S \quad [\text{mm}] \quad (46)$$

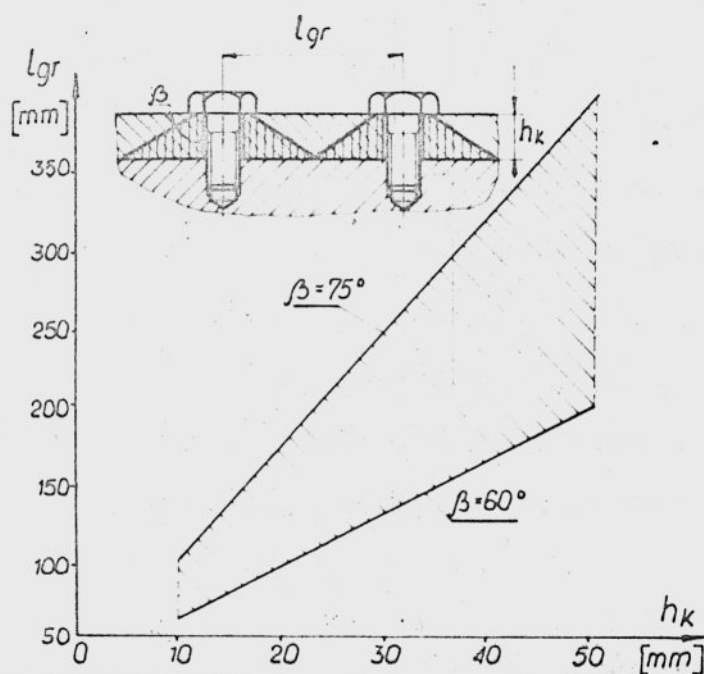
gdzie:

β - połowa kąta wierzchołkowego stożka nacisków,
S - rozwartość klucza [mm].

Na jej podstawie sporządzono przykładowy wykres pokazany na rys. 115. Główny problem stanowi tu jednak określenie rzeczywistych wartości kąta β , zależnych od rodzaju obróbki stykających się powierzchni [35]. Orientacyjną współzależność wartości kąta i współczynnika c podano już na rys. 113.

Przedstawione zależności (45), (46) pozwalają wyznaczyć graniczną /największą/ odległość pomiędzy śrubami przy której nie zachodzi jeszcze utrata ciągłości rozkładu nacisków. Wychoząc z warunku większej jej równomierności, a tym samym mniejszej wartości amplitudy odkształceń postaciowych kołnierza, zalecana odległość pomiędzy śrubami powinna wynosić:

$$L \cong 0,75 \cdot L_{gr} \quad [\text{mm}] \quad (47)$$



rys. 115 Wyznaczenie wartości granicznej odległości pomiędzy śrubami na podstawie rozkładu nacisków w kołnierzu

7°. Określenie szerokości kołnierza /nominalnej powierzchni styku/

Oprócz grubości kołnierza do określenia jego wymiarów gabarytowych niezbędna jest znajomość jego szerokości, która łącznie z wymiarami długościowymi decyduje o wielkości nominalnej powierzchni styku. Wymiary długościowe kołnierza narzucone są przez wymiary łączonych elementów korpusowych. Jeżeli chodzi o szerokość kołnierza to zmniejszenie jej, a tym samym i nominalnej powierzchni, wywołuje spadek sztywności stykowej połączenia /zależność (34)/, ale towarzyszy temu równocześnie wzrost nacisków w strefie styku /przy jednakowych wartościach sił zacisku wstępnego/.

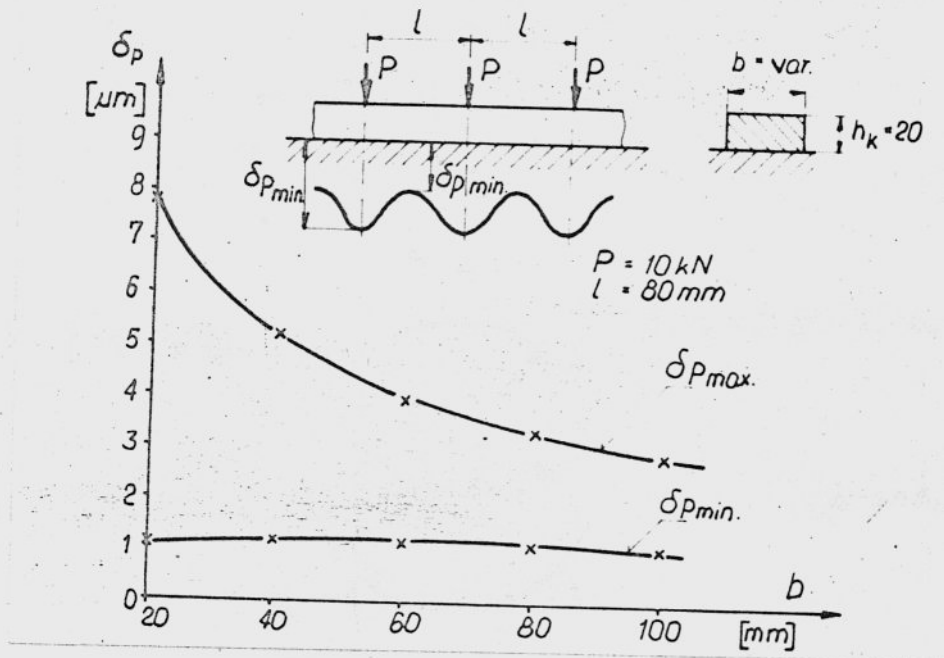
Badania przeprowadzone przez autora, polegające na zmianie szerokości kołnierza poprzez wykonywanie wybrań w podstawie

(rys. 80), wykazały, że dokonywanie ich poza zakresem oddziaływania stożków nacisków nie wpływa na sztywność połączenia. Teoretyczna zaś analiza złącza wielośrubowego (rys. 116) wykazała, że szerokość kołnierza w sposób istotny wpływa jedynie na wartości przemieszczeń maksymalnych ($\sigma_{P_b \text{ mx}}$).

Wpływ ten widoczny jest szczególnie w zakresie wartości stosunku wymiarów szerokości i grubości kołnierza równego $b/h_k = 1 \div 3$. Stąd zalecana wartość tego stosunku wyniesie:

$$\frac{b}{h_k} \geq 3 \quad (48)$$

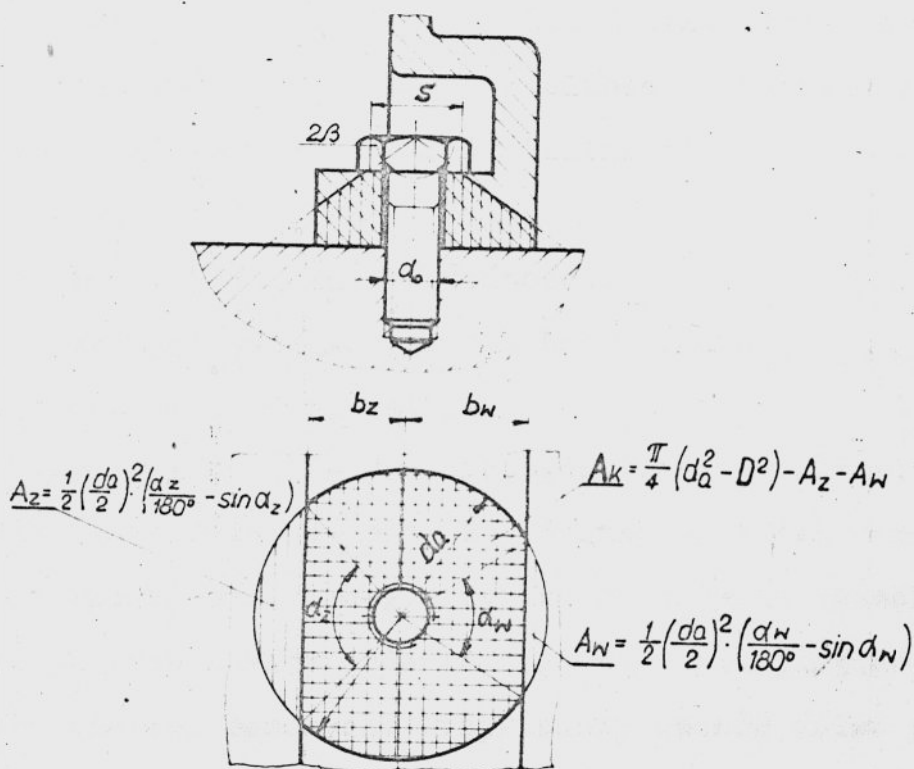
Szerokość kołnierza dla przypadku mimośrodowego ułożenia śrub uwarunkowana jest również względami montażowymi (rys. 100).



rys. 116 Wpływ szerokości kołnierza na jego przemieszczenia

8°. Wyznaczenie wartości sił zacisku wstępnego

Znajomość określonych wcześniej wymiarów gabarytowych połączenia, a głównie pola nominalnej powierzchni styku, rozmieszczenia śrub oraz jakości powierzchni styku, pozwala wyznaczyć pole czynnej powierzchni styku a w efekcie wartości sił zacisku wstępnego. Powierzchnia ta powstaje w wyniku zsumowania pól pojedynczych stref stykowych o powierzchni kołowej, będących podstawą stożków nacisków, dodatkowo jeszcze ograniczonych przez wymiar szerokości kołnierza, co pokazuje rys. 117. Na rysunku tym podano również zależności służące do obliczania pola pojedynczej strefy styku. Zależnie od odległości pomiędzy śrubami



rys. 117 Dane geometryczne do obliczania pola czynnej powierzchni styku dla złącza jednośrubowego

i ich rozmieszczenia, te pojedyncze strefy styku zachodzą na siebie, albo jak to często występuje w praktyce, istnieje nieciągłość rozkładu nacisków. W przypadku gdy pole nominalnej powierzchni styku jest zarazem polem powierzchni czynnej oraz gdy posiada ono kształt regularny, to sprawa jest prosta.

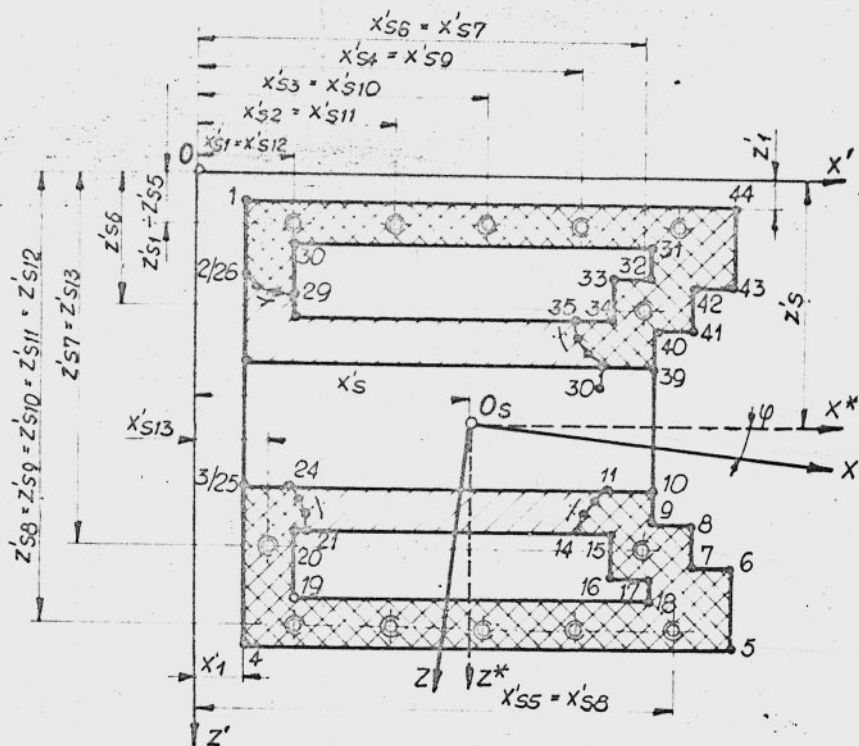
Jeżeli jednak istnieje nieciągłość rozkładu nacisków, a więc pola obu powierzchni są różne i jednocześnie kształt nominalnej powierzchni styku jest nieregularny, to najwygodniej jest posłużyć się metodą stosowaną w Instytucie Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej do obliczania "wielkości przekrojowych", występujących przy obliczaniu korpusów [10; 98].

Metoda ta, opierająca się na twierdzeniu Greena, pozwala wyznaczyć następujące charakterystyczne "wielkości przekrojowe":

- pole powierzchni styku o dowolnym kształcie,
- położenie środka ciężkości,
- położenie centralnych osi bezwładności,
- położenie głównych centralnych osi bezwładności,
- wartości momentów bezwładności.

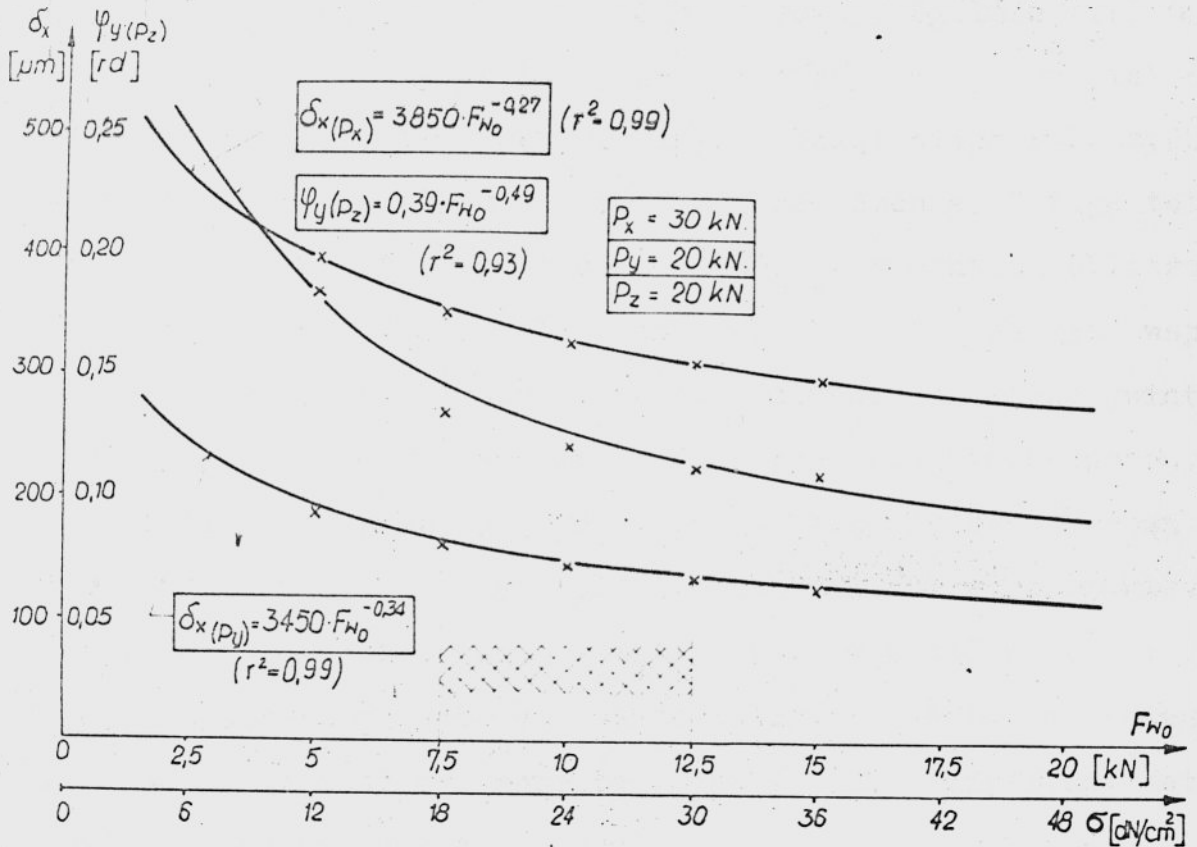
Znajomość wymienionych wielkości niezbędna jest do określenia stanu obciążenia połączenia (pkt. 2). Wyznaczenie ich wymaga opisanie powierzchni otrzymanej w wyniku wrysowania poszczególnych stref stykowych, przez podanie współrzędnych punktów węzłowych w układzie osi bazowych. Przykładowy sposób opisu przekroju pokazano na rys. 118, na którym podano również współrzędne śrub, położenie środka ciężkości oraz centralnych i głównych centralnych osi bezwładności.

Określenie więc według przedstawionej metody pola czynnej powierzchni styku, pozwala przeprowadzić dobór wartości sił zacisku wstępnego.



rys. 118 * Przykładowy opis czynnej powierzchni styku połączenia do wyznaczenia "wielkości przekrojowych"

Na rys. 119 przedstawiono wpływ siły zacisku wstępnego śrub łączących na przemieszczenia liniowe i kątowe badanego układu (pkt. 6). Przebiegi przedstawionych zależności uzyskano w wyniku aproksymacji danych z pomiarów. Przy czym sumę kolejnych wartości sił zacisku odniesiono także do pola czynnej powierzchni styku. Pozwoliło to określić wartości średnich nacisków jednostkowych w strefie styku (σ), a w konsekwencji ich zakres, zapewniający dostateczną sztywność połączenia. Zakres ten, łącznie z ilością śrub łączących, stanowi bowiem podstawę doboru wartości sił zacisku wstępnego. Z przebiegu zależności przedstawionych na rys. 119 wynika, że zakres ten zawiera się



rys. 119 Wpływ siły zacisku wstępnego śrub i wynikających stąd nacisków na powierzchni styku połączenia na przemieszczenia modelu

w granicach 18 ÷ 30 dN/cm². Powyżej bowiem górnej jego wartości, wzrost zacisku wstępnego powoduje nieznaczny spadek przemieszczeń zarówno liniowych, jak i kątowych. Stąd wniosek, że w celu zapewnienia dostatecznej sztywności połączenia, należy ustalić takie wartości napięcia wstępnego śrub łączących, ażeby wynikające stąd wartości średnich nacisków na powierzchniach połączenia wynosiła powyżej 18 dN/cm². Przy czym powinna ona być większa dla przypadku mimośrodowego ułożenia śrub, a to w celu nie-

dopuszczenia do otwierania się złącza, któremu może towarzyszyć spadek siły resztkowej do wartości zerowej. Ogólnie więc można stwierdzić, że napięcie wstępne w śrubach powinno być tak dobrane, by przy największych możliwych obciążeniach roboczych układu nie następowało otwieranie się połączenia. Z tego też względu bardzo ważnym jest osiągnięcie przy montażu obliczonej wartości siły napięcia kolejnych śrub. Siła ta, jak już wspomniano (pkt. 5.2.), zależy w znacznym stopniu od stanu gwintu, współczynnika tarcia na gwincie i na powierzchniach oporowych oraz od innych czynników [88]. Wskutek tego śruby dokręcane tym samym kluczem i tym samym momentem skręcającym w rzeczywistości mogą być różnie obciążone. Istnieje szereg metod kontroli siły zacisku wstępnego śrub [99]. Najpopularniejsze to: dokręcanie z odpowiednio dobranym momentem, dokręcanie o określony kąt bądź też pomiar wydłużenia śrub.

Najnowszą i zalecaną metodą kontroli zacisku jest napięcie wstępne śrub aż do osiągnięcia umownej granicy plastyczności [100]. Metoda ta polega na tym, że sterującym sygnałem, świadczącym o osiągnięciu wymaganej wartości siły osiowej, jest charakter zmian momentu, po osiągnięciu w śrubie naprężeń równych umownej granicy plastyczności. Po przekroczeniu bowiem tej granicy następuje płynięcie materiału śruby bez wyraźnego wzrostu przykładanego momentu, co w końcu może doprowadzić do zrywania śrub przy ich dokręcaniu. Właściwe napięcie wstępne śrub powodujące osiągnięcie granicy plastyczności musi być więc dokładnie kontrolowane. Do tego celu służy odpowiednie elektroniczne urządzenie. Zaletą tej metody jest duża dokładność w określaniu wartości siły zacisku wstępnego /maksymalny błąd $\pm 12\%$ /.

Osiąganie tak dużych sił, powoduje wprawdzie wzrost wartości średnich nacisków na powierzchniach styku /w górny zakres wartości zalecanych/, z drugiej jednak strony daje pewność, że połączenie posiada wymaganą sztywność statyczną. Jednocześnie, jak wykazano doświadczalnie (pkt. 6), wzrost wartości sił zacisku wstępnego powoduje znaczny spadek obciążenia śrub. Stąd też połączenie zdolne jest do przenoszenia dużych obciążeń statycznych bez zagrożenia, że nastąpi zerwanie śrub łączących.

Wynikiem opisanych poszczególnych czynności projektowych jest wstępny rysunek konstrukcyjny projektowanego połączenia. Rysunek ten zawiera wszystkie parametry charakteryzujące połączenie. Na ich podstawie oraz w oparciu o zależności podane w pkt. 2 można określić szczegółowy stan obciążenia połączenia, którego znajomość jest niezbędna do przeprowadzenia obliczeniowej weryfikacji konstrukcji. Racjonalizacja doboru parametrów połączenia eliminuje w zasadzie wpływ przypadkowości. Stąd też rysunek powyższy można uważać za ostateczną formę projektowanego połączenia. W ogólnym jednak przypadku wymagana jest weryfikacja opracowanego projektu.

9°. Weryfikacja konstrukcji

Weryfikacja stanowi podstawę do oceny prawidłowości przebiegu procesu konstruowania połączenia, a więc wyboru koncepcji i przyjętych założeń konstrukcyjnych. Może się ona odbywać na drodze doświadczalnej przez budowę prototypów, następnie ich badanie i wprowadzanie ewentualnych zmian, przez badania modelowe, bądź też przez analizę obliczeniową. Pierwsza z tych możliwości nie nadaje się do stosowania w przypadku obrabiarek wykonywanych w niewielkiej ilości egzemplarzy. Dotyczy to głównie niektórych

obrabiarek specjalnych i ciężkich. Stosowanie zaś badań modelowych może stanowić istotną pomoc przy konstruowaniu układów nośnych obrabiarek. Pozwalają one bowiem jednocześnie prowadzić weryfikację i udoskonalanie metod obliczeniowych.

Jeżeli chodzi o analizę obliczeniową to napotyka ona na szereg trudności wymienionych we wstępie. Można ją przeprowadzać jedynie dla określonych typów połączeń, bazując przy tym na istotnych założeniach upraszczających.

Wynikiem przeprowadzonej weryfikacji jest rysunek konstrukcyjny projektowanego połączenia w ostatecznej formie.

W przypadku jednak, gdy weryfikacja jest negatywna tzn. połączenie nie posiada dostatecznej sztywności, wymagane jest przeprowadzenie zmian konstrukcyjnych. Zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 98, należy w pierwszym rzędzie uwzględnić parametry połączenia, których oddziaływanie jest największe. Parametrami tymi według kolejności są: ukształtowanie połączenia, grubość kołnierza i uwarunkowana nim podziałka rozmieszczenia śrub, a dalej ilość i ułożenie śrub oraz ich zacisk wstępny.

8. PODSUMOWANIE

=====

Dotychczasowe prace badawcze wskazują na to, że połączenia korpusowe, leżące w układzie nośnym obrabiarki, decydują w dużym stopniu o jej własnościach statycznych. Racjonalizacja projektowania układu nośnego zmusza zatem konstruktorów do zajęcia się również połączeniami. Statyczne sztywności tych ostatnich są bowiem często tego samego rzędu co sztywności łączonych korpusów. Należy też stwierdzić, że dotychczas nie opracowano odpowiedniej metody obliczania połączeń, która miałaby zastosowanie na etapie jego projektowania. Przeprowadzona przez autora analiza istniejących rozwiązań konstrukcyjnych połączeń, wykazała, że w praktyce projektowej nie zwraca się większej uwagi na czynniki decydujące o ich wypadkowej sztywności. Brak jest bowiem odpowiednich wskazówek dla konstruktorów, umożliwiających racjonalny dobór poszczególnych parametrów połączenia. Stąd też podejmując niniejszą pracę sformułowano tezę, która zakładała możliwość opracowania zasad projektowania śrubowych połączeń korpusów obrabiarek, wykorzystując do tego celu zależności znane z literatury oraz związki wynikające z badań własnych.

Bezpośrednim zaś celem pracy było opracowanie algorytmu postępowania przy projektowaniu połączeń korpusowych oraz odpowiednich wskazówek dla konstruktorów.

Aby to osiągnąć ustalono czynniki a następnie przeprowadzono analizę ich wpływu na statyczne własności połączeń korpusowych. Przeprowadzona analiza nie pozwoliła jednak na jednoznaczne określenie współdziałania omawianych czynników, a w konsekwencji zasad doboru parametrów konstrukcyjnych, technologicznych oraz montażowych połączenia, w fazie jego projektowania. Z tego też

względu wykonano badania eksperymentalne, dotyczące wpływu wybranych czynników na statyczne własności połączenia. Przeprowadzono je na specjalnym stanowisku badawczym. W celu zaś zapewnienia jednoznaczności interpretacji i możliwości porównywania wyników otrzymanych z badań, zachowano określone kryteria odnośnie do konstrukcyjnego ukształtowania badanego obiektu, sposobu obciążania a także pomiaru przemieszczeń i sił w śrubach.

Badania te oprócz wniosków szczegółowych pozwoliły wyciągnąć szereg wniosków natury ogólnej niezbędnych do ustalenia zasad racjonalnego doboru głównych parametrów połączenia.

Oparcie zaś racjonalizacji doboru na logicznym postępowaniu, przy jednoczesnym uwzględnieniu związków wynikających z doświadczalnej i teoretycznej analizy wpływu poszczególnych czynników, a także uwzględnieniu odpowiednich zasad konstruowania, pozwoliło sformułować zasady projektowania śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach. Zasady te, w świetle tego co napisano na wstępie, powinny być pomocne konstruktorom obrabiarek, a w szczególności konstruktorom ich układów nośnych. Zawierają one bowiem oprócz odpowiednich wskazówek również algorytm postępowania przy projektowaniu śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach. Algorytm ten opierający się w dużej mierze na związkach pomiędzy poszczególnymi parametrami połączenia, wyznaczonymi głównie na drodze eksperymentalnej, pozwala zaprojektować połączenie o odpowiednich własnościach sztywnościowych.

Podsumowując można zatem twierdzić, że postawiony na wstępie cel pracy został osiągnięty.

S P I S L I T E R A T U R Y:
=====

- [1] Levina E.M., Rešetov D.N.: Kontaktnaja žestkost' mašin.
Mašinostroenije, Moskva 1971;
- [2] Kretzschmar G., Wasner O.: Zur Optimierung der konstruktiven
Gestaltung der Verbindungsstelle in einem Werkzeugmaschi-
nengestell.
Referat wygłoszony na II Konferencji Naukowej nt.: "Dy-
namika Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem", Szczecin 1973;
- [3] Koenigsberger F., Tlustý J.: Machine tool structures.
Pergamon Press 1970;
- [4] Schlosser E.: Einfluss ebener verschraubter Fugen auf das
statische Verhalten von Werkzeugmaschinenstellen.
Werkstatt und Maschinenbau, 1957, nr 1;
- [5] Opitz H.: Moderner Werkzeugmaschinenbau.
Rechnerunterstütztes Konstruieren. Nenartige Bauelemente
und Messverfahren. Dynamisches Verhalten - Verbesserung-
smöglichkeiten.
Verlag W.Girardet, Essen 1971;
- [6] Thornley R.H., Khoji M.R.: The significance of joints and
their orientation upon the overall deflection of some
machine tool structural element.
Adv.Mach.Tool Des. and Res. Manchester 1970, Pergamon
Press 1971;
- [7] Koch J., Krzyżanowski J., Iżykowski S., Konfisz J.: Wpływ
połączeń na własności statyczne i dynamiczne elementów
korpusowych. Raport nr 283, Inst.Technol.Bud.Masz.PWr.,
Wrocław 1975;
- [8] Zienkiewicz O.C.: Metoda elementów skończonych.
Arkady, Warszawa 1972;

- [9] Opitz H.: Berechnungen von Maschinenelementen und Gestellbauteilen mit Digitalrechnern.
Bericht über die VDW - Konstrukteur - Arbeitstagung am 24 und 25 Januar 1969;
- [10] Koch J., Ilczyszyn J., Zatoń W., Chlebus E.: Opracowanie podprogramów na EMC do obliczeń statycznych i dynamicznych korpusów w fazie ich konstruowania. Raport nr 222 Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., Wrocław 1973;
- [11] Hijink J.A.W., van der Wolf A.C.H.: Survey on stiffness and damping of machine tool elements. Praca przedstawiona na 23 Zgromadzeniu ogólnym CIRP, Bled, Jugosławia 1973;
- [12] Opitz H., Noppen R.: A finite element program system and its application for machine tool structural analysis. Proc. 13th Int.Machine Tool Des. and Res. Conf., Birmingham 1972, Pergamon Press 1973;
- [13] Beitz W.: Rechnerunterstütztes Entwerfen und Auslegen von Produkten und Erstellen der Fertigungsunterlagen. Industrie - Anzeiger 1974, nr 70;
- [14] Back N., Burdekin M., Cowley A.: Analysis of machine tool joints by the finite element method. Proc. 14th Int.Machine Tool Des. and Res. Conf., Manchester 1973, Pergamon Press 1974;
- [15] Pič J.: Die Starrheit der Schraubenverbindung. Konstruktion 1967, nr 1;
- [16] Plock R.: Die ÜbergangsstEIFigkeit von Schraubenverbindungen. Industrie - Anzeiger 1971, nr 27;
- [17] Ilczyszyn J.: Metodyka wyznaczenia charakterystyk statycznych elementów układów nośnych obrabiarek, na przykładzie wiertarki promieniowej. Praca doktorska Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., Wrocław 1975;

- [18] Hoffman R.: Obliczanie połączeń śrubowych.
Przegląd Mechaniczny 1972, nr 19;
- [19] Kliackin N.L.: K rasčetu gruppovykh rozbovykh soedinenij s priamougolnym stykom.
Vestnik Mašinstroenija 1971, nr 10;
- [20] Vrenčickij B.N.: Rasčet zatianutykh boltovykh soedinenij pri častičnom raskryti styka.
Vestnik Mašinstroenija 1967, nr 2;
- [21] Iżykowski S., Koch J.: Wybrane zagadnienia śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach.
Prace Naukowe Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., 1976, nr 12;
- [22] Madanowski M.: Analiza i klasyfikacja połączeń stosowanych w korpusach obrabiarek.
Praca inżynierska, wykonana pod kierunkiem J.Kocha, Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., Wrocław 1975;
- [23] Koch J., Ilczyszyn J., Zatoń W., Chlebus E., Augustynowicz J.: Analiza możliwości obliczania korpusów przy pomocy metody podatności oraz obliczenia statyczne korpusów centrum FXM63NM.
Raport nr 306 Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., Wrocław 1975;
- [24] Thornley R.H.: Einige Parameter, welche die statische und dynamische Steifheit von Verbindungen an Werkzeugmaschinenstellen beeinflussen. Fertigung 1970, nr 1;
- [25] Bielefeld J.: "Über die Starrheit von Werkzeugmaschinenstellen.
Dissertation TH Aachen, 1959;
- [26] Plock R.: Steifigkeituntersuchungen an Schraubenverbindungen.
Industrie - Anzeiger 1971, nr 82;

- [27] Weber H.: Untersuchungen über die Schraubenbeanspruchungen bei exzentrischer Belastung.
Konstruktion 1971, nr 4;
- [28] Levina E.M.: Research on the static stiffness of joints in machine tools.
8th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Manchester 1967, Pergamon Press 1968;
- [29] Connolly R., Thornley R.H.: The significance of joints on the overall deflection of machine tool structures.
6th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Manchester 1965. Pergamon Press 1966;
- [30] Girkmann K.: Dźwigary powierzchniowe.
Arkady, Warszawa 1957;
- [31] Vološin A.A., Grigorev G.T.: Rasčet i konstruirovanie flancevych soedinenij.
Mašinstroenije, Leningrad 1972;
- [32] Junker G., Kötthe H., Lienemann H.: Schraubenverbindungen. Berechnung und Gestaltung. VEB Verlag Technik Berlin 1968;
- [33] Blake Alexander: Stress in flanges and support rings.
Machine Design 1974, nr 21;
- [34] Back N., Burdekin M., Cowley A.: Review of the research on fixed and sliding joints.
13th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf. Birmingham 1972, Pergamon Press 1973;
- [35] Ito Y.: A contribution to the effective range of the preload on a bolted joint.
14th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Manchester 1973, Pergamon Press 1974;
- [36] Fernlund I.: Druckverteilung zwischen Dichtflächen an verschraubten Flanschen. Konstruktion 1970, nr 6;

- [37] Birger I.A.: Opredelenije podatlivosti promiežytočnyh detalej rezbovogo soedinenija.
Vestnik Mašinstroenija 1961, nr 5;
- [38] Nabil Motosh: Stress distribution in joints of bolted or riveted connections.
Trans. of the ASME. Journal of Engineering for Industry 1975, Febrnary;
- [39] Shibahara M., Oda J.: On clamping stiffnesses of abutments in bolted joints.
Bulletin of the JSME 1972, nr 79;
- [40] Linc V.P., Sofronov E.I.: Izmiereniye kontaktnykh davlenij v detalach mašin s ispolzovanijem prokladok iz bumagi.
Vestnik Mašinstroenija 1972, nr 11;
- [41] Nikiforov V.V.: Sposob ocenki raspredelenija davlenij v stykach detalej.
Vestnik Mašinstroenija 1972, nr 10;
- [42] Gould H.H., Mikic B.B.: Areas of contact and pressure distribution in bolted joints. Trans. of the ASME. Journal of Engineering for Industry 1972, August;
- [43] Wiegand H., Illgner K.H., Beelich K.H.: Einfluss der Federkonstanten und der Anzugsbedingungen auf die Vorspannung von Schraubenverbindungen.
Konstruktion 1969, nr 4;
- [44] Boenick U.: Untersuchungen an Schraubenverbindungen.
Dissertation TU Berlin 1966;
- [45] Elčaninov P.N., Nudelman L.G.: Uprugije charakteristiki serogo čuguma.
Litejnoe Proizvodstvo 1975, nr 2;
- [46] Koenigsberger F.: Trends in the design of metal cutting machine tools Annales CIRP - 1974, nr 2;

- [47] Nikiforov V.V.: Vlijanie zatjazki bolta i šerochovatosti poverchnostej styka na koefficient osnovnoj nagruzki. Vestnik Mašinostroenija 1972, nr 5;
- [48] Thornley R.H.: Der Einfluss der Schraubenvorspannung und Anordnung auf die Verbindungssteifheit an der Grundplatte eines Werkzeugmaschinenständers. Fertigung 1970, nr 2/3;
- [49] Ryžov E.V.: Kontaktnaja žestkost dietalej masin. Mašinostroenije, Moskva 1966;
- [50] Polska Norma: PN-73/M-04250. Warstwa wierzchnia. Nazwy i określenia;
- [51] Thornley R.H., Connolly F.R., Koenigsberger F.: The effect of flatness of joint faces upon the static stiffness of machine tool joints. Proc. Instn. Mech. Engrs., 1967-68, nr 18, Pt. 1;
- [52] Kaliszer H., Trmal G.: Apparent run out of the grinding wheel periphery and its effect on surface topography. Proc. 13th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Birmingham 1972, Pergamon Press 1973;
- [53] Nowicki B.: Sztywność stykowa połączeń. Przegląd Mechaniczny 1971, nr 6;
- [54] Kragelskij N.V., Demkin N.B., Sidorenko G.S.: Formuly dlja rasčeta ploščadi faktičeskogo kasanija. Vestnik Masinostroenija 1963, nr 10;
- [55] Il'čenko O.T.: Opredelenije ploščadi faktičeskogo kontakta dwuch ploskich tel. Vestnik Mašinostroenija 1958, nr 10;
- [56] Uppal A.H., Probest S.D.: Mean separation and real contact area between surfaces pressed together under high static loads. Wear 1973, nr 1;

- [57] Mabeik V.S.: Rozměr a tvrdost uprugovo kontakta dvuch šerehovatykh poverchnostey.
Mašinovedeniye 1972, nr 2;
- Buč J., Nowicki J.: The measurement of the area of contact between two metal surfaces.
Proc. 8th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Manchester 1968, Pergamon Press 1969;
- [59] Bowden F., Tabor D.: Tarcie i zužycie.
PWN - Warszawa 1962;
- [60] Demkin N.: Faktičeskaja ploščad kasaniya tvjordych poverchnostej.
Mašinostroeniye, Moskva 1962;
- [61] Belov V.A.: Vlijanie poverchnostnogo upročneniya ploskostej na ich stykovuju žestkost.
Vestnik Mašinostroeniya 1964, nr 3;
- [62] Rešetov D.N.: Opredelenie uprugich peremeščenij ploskikh šerehovatykh stykov, imejuščich pogrešnost' formy.
Mašinovedeniye 1975, nr 3;
- [63] Maksak V.I.: Predvaritel'noje smeščenije i žestkost' mekaničeskogo kontakta.
Izdatelstvo Nauka, Moskva 1975;
- [64] Schofield R.E., Thornley R.H.: Calculating the elastic and plastic components of deflection of joints formed from machined surfaces with flatness errors.
Proc. 13th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf., Birmingham 1972, Pergamon Press 1973;
- [65] Tsukada T., Anno Y.: An analysis of the deformation of contacting rough surfaces.
Bulletin of the JSME 1972, nr 86; 89;

- [66] Levina Z.M., Rešetov D.N.: Osnovy rasčeta mašin na kontakt-
nuju žestkost'.
Vestnik Mašinostroenija 1965, nr 12;
- [67] Lebedev L.V.: K rasčetu kontaktnych deformacij.
Mašinostroenie 1968, nr 1;
- [68] Connolly R., Thornley R.H.: Determinig the normal stiffness
of joints faces.
Trans. of the ASME Journal of Engineering for Industry
1968, nr 1;
- [69] Schofield R.E.: Schraubenverbindungen in Werkzeugmaschi-
nenbau.
Maschinenmarkt 1968, nr 35;
- [70] Ryžov E.V., Dudenkov V.G i inni: Kontaktnaja žestkost'
stykov technologičeskich mašin.
Vestnik Mašinostroenija 1971, nr 3;
- [71] Nowicki B.: Sztywność połączeń stykowych.
Przegląd Mechaniczny 1966, nr 12;
- [72] Sadowski A., Ostrowski K.: Wytyczne przeprowadzenia pomia-
rów falistości.
Prace Instytutu Obróbki Skrawaniem. Seria: Materiały
Instruktażowe, nr 105, - Kraków 1972;
- [73] Thornley R.H., Lees K.: Some static and dynamic charakte-
ristic of bonded machined joint faces.
Proc. 13th Int.Machine Tool Des. and Res. Conf.,
Birmingham 1972, Pergamon Press 1973;
- [74] Connolly R., Schofield R.E., Thornley R.H.: The approach
of machined surfaces with particular reference to their
hardness.
Proc. 8th Int.Machine Tool Des. and Res. Conf.,
Manchester 1967, Pergamon Press 1968;

- [75] Kirsanova V.N.: Issledovanie i rasčēt kasatelnoj podatli-
vosti ploskich stykov.
Stanki i instrument 1967, nr 7;
- [76] Masuko M., Fujimato C.: Behaviour of the horizontal
stiffness and the micro-sliding on the bolted joint
under the normal pre-load.
Proc. 12th Int. Machine Tool Des. and Res. Conf.,
Manchester 1971, Pergamon Press 1972;
- [77] Rešetov D.N., Kirsanova V.N.: Kasatel'naja kontaktnaja
podatlivost' detalej.
Mašinovedenie 1970, nr 2;
- [78] Masuko M., Ito Y., Koizumi T.: Horizontal stiffness and
micro-slip on a bolted joint subjected to repeated
tangential static loads.
Bulletin of the JSME 1974, nr 113;
- [79] Makušok E.M.: Mechanika trenija.
Izdatelstvo Nauka i Technika, Minsk 1974;
- [80] Rešetov D.N., Kirsanova V.N.: Issledovanie soedinenij
podveržennykh sdvigajuščej nagruzkie.
Mašinovedenie 1970, nr 6;
- [81] Korewa W., Zygmunt K.: Podstawy konstrukcji maszyn.
Cz. II. WNT Warszawa 1969;
- [82] Kuklin V.B.: Utočnenie rasčētov rezbovych soedinenij.
Vestnik Mašinostroenija 1957, nr 7;
- [83] Polska Norma: PN-70/M-82054. Śruby, wkręty i nakrętki sta-
lowe ogólnego przeznaczenia. Ogólne wymagania i badania;
- [84] Agatonovic P.: Zusammengesetzte Betriebsbeanspruchung von
Schraubenverbindungen.
Konstruktion 1974, nr 7;

- [85] Iżykowski S.: Badanie statycznej sztywności śrubowych połączeń korpusów obrabiarek.
Referat wygłoszony na Seminarium pt.: "Badanie i obliczanie korpusów obrabiarek, zorganizowanym w ramach współpracy Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej z Sekcją Techniki Wytwarzania i Obrabiarek TU Drezno;
- [86] Dreyer W.: Modelluntersuchungen an Werkzeugmaschinenständer. Industrie - Anzeiger 1967, nr 23;
- [87] Opitz H., Groth H.: Untersuchungen an Werkzeugmaschinen und Werkzeugmaschinenelementen. Untersuchungen über das statische und dynamische Verhalten von Werkzeugmaschinen.
"Forschungsberichte Landes Nordrhein - Westfalen", Verlag Girardet 1970;
- [88] Junker G.H., Schneiker H.E.: Werkstoff - Streckgrenze als Steuergrösse für das Anziehen von Schraubenverbindungen. Maschinenmarkt 1975, nr 45
- [89] Dietrych J.: Projektowanie i konstruowanie. WNT, Warszawa 1974;
- [90] Hansen F.: Konstruktionssystematik. Verlag Technik - Berlin 1974;
- [91] Szafarczyk M. i inni: "Projektowanie obrabiarek do metali". Tablice pomocnicze do konstrukcji. Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej - Warszawa 1971;
- [92] Orłowski P.I.: Zasady konstruowania w budowie maszyn. WNT, Warszawa 1971;
- [93] Skarbiński M.: Zasady konstruowania odlewanych części maszyn. WNT, Warszawa 1968;

- [94] Dunaev P.F.: Konstruirovanie uzlov i detalej masin.
Masinostroeniye, Moskva 1971;
- [95] Strzałkowski A., Sliżyński A.: Matematyczne metody opracowywania wyników pomiarów.
PWN, Warszawa 1973;
- [96] Nowacki W.: Mechanika budowli. Tom II.
PWN, Warszawa 1967;
- [97] Back N., Burdekin M., Cowley A.: Pressure distribution and deformations of machined components in contact.
Int.J.Mech.Sci. vol 15, 1973, str. 993-1010;
- [98] Augustynowicz J., Bartczak S.: Obliczanie wielkości przekrojowych korpusów.
Prace Naukowe Inst.Technol.Bud.Masz.PWr., 1975 nr 9;
- [99] Conford A.S.: Bolt preload - how can you be sure its right?
Mach.Des. 1975, nr 5;
- [100] Junker G.H., Strelow D.: Die Streckgrenze als Steuerungsgrösse bei der Schraubenmontage.
VDI-Z 1975, nr 21.

Wykaz odbiorców:
=====

ilość egz.:

1. Biblioteka i Ośrodek Informacji Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej	1
2. Biblioteka Główna Politechniki Wrocławskiej	1
3. Promotor	1
4. Recenzenci	2
5. Autor	7
	<hr/>
	12

		1	2	3	4	5	6	7	8	9
	* N *	D N P R T A N								1 2 1 3
	Nazwa, nr	Zespół, nr		Opis, nr		Instytut		Nr. tematu		
	Ø 1 7 3	Ø 7 7 6				I 2 4 2 3		2 Ø 7 v v Ø 2		
	Nr. znaczący	Nr. archiwalny								
		I 2 4 / K - Ø 4 1 / 7 6								*
Symbol UKD. 621.9.06.001 621.882	Badania obrabiarek, połączenia śrubowe								76:Inst.Technol. Bud.Masz.PWr MNSzWT	
										pol.
Opis bibliograficzny.										
Iżykowski Stanisław										
Analiza statycznych własności śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach.										
Komunikaty Inst.Technol.Bud.Masz.PWr 1976 nr 41. 173 s. 119 rys. 4 tabl. bibliogr.100 poz. /masz.powiel./										
Rozprawa doktorska Politechnika Wrocławska, Instytut Technologii Budowy Maszyn, Wrocław										
Promotor: doc.dr hab.inż.Koch Jan										
Charakter pracy: podstawowa					Rozpowszechnienie: na praw.rek.					
Materiały odpłatne: A										

Analiza dokumentacyjna

<D>

W pracy przeanalizowano wpływ czynników na statyczne własności połączeń korpusów obrabiarek. Przeprowadzona analiza nie pozwoliła na jednoznaczne określenie współdziałania omawianych czynników. Natomiast badania eksperymentalne przeprowadzone przez autora na złączach elementarnych i połączeniach wielorubowych, różniących się między innymi kształtowaniem, pozwoliły wyciągnąć szereg interesujących wniosków szczegółowych oraz ogólnych. Na podstawie zależności znanych z literatury oraz związków wynikających z badań własnych sformułowano zasady projektowania połączeń. Zawierają one oprócz odpowiednich wskazówek dla konstruktorów, również algorytm postępowania przy projektowaniu śrubowych połączeń korpusowych w obrabiarkach. Algorytm ten pozwala zaprojektować połączenie o odpowiednich własnościach sztywnościowych.

Imię i Nazwisko autora analizy

Stanisław Iżykowski

Słowa kluczowe


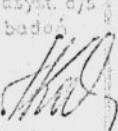
<S>

Obrabiarka, połączenie korpusów, sztywność statyczna

**0400*000* 0.1.9.2.6.8.

<A 0 1 6 6 3 4 * B * C * D

* E * F * G * H

WNB	PRL	CHTE	APW	Podpis red.	Podpis asyst. d/s badań	Potwierdzenie przyjęcia poprawki	Potwierdzenie przyjęcia karty w Oddziale Dokumentacji
NIE		TAK	TAK				
Wpisz TAK lub NIE							