

ZASTOSOWANIE METOD LOKALNEGO ODPRĘŻANIA DO OKREŚLANIA NAPRĘŻEŃ W TUBINGACH ŻELIWNYCH

ZDZISŁAW DYLAĞ (WARSZAWA)

1. Wstęp

W trakcie badania stanu naprężenia żeliwnej obudowy tunelu, wykonanej z tzw. «tubingów», okazało się, że znaczna część naprężeń istniejących w materiale konstrukcji nie pochodzi od parcia górotworu, montażu, zastrzyków cementowych itp., ale jest wynikiem procesów technologicznych, jakim podlegają elementy obudowy w czasie produkcji. Stwierdzono mianowicie występowanie dużych wartości naprężeń własnych, odlewniczych, wywoływanych prawdopodobnie w głównej mierze nierównomiernym stygnięciem tubingów i towarzyszącymi temu przemianami fazowymi i strukturalnymi, [22].

W związku z tym dla umożliwienia wyznaczenia wartości naprężeń wywoływanych samym obciążeniem zewnętrznym konstrukcji (w danym przypadku nieusuwalnym) konieczne było określenie naprężeń własnych w celu późniejszego odjęcia ich wartości od całkowitych naprężeń występujących w obciążonej konstrukcji.

2. Metody pomiaru naprężeń własnych

Zasadniczy podział metod pomiaru naprężeń własnych można przeprowadzić w zależności od tego, czy opierają się one na pomiarach odkształceń związanych z tymi naprężeniami (metody mechaniczne), czy też wykorzystują zmiany innych fizycznych własności badanych ciał (metody fizykalne).

W metodach mechanicznych wywołuje się zaburzenie stanu równowagi naprężeń własnych drogą zabiegów mechanicznych. Zwykle wynikiem tego jest częściowe lub całkowite zanikanie naprężeń w pewnych obszarach. W związku z tym nazywa się te metody również metodami relaksacyjnymi.

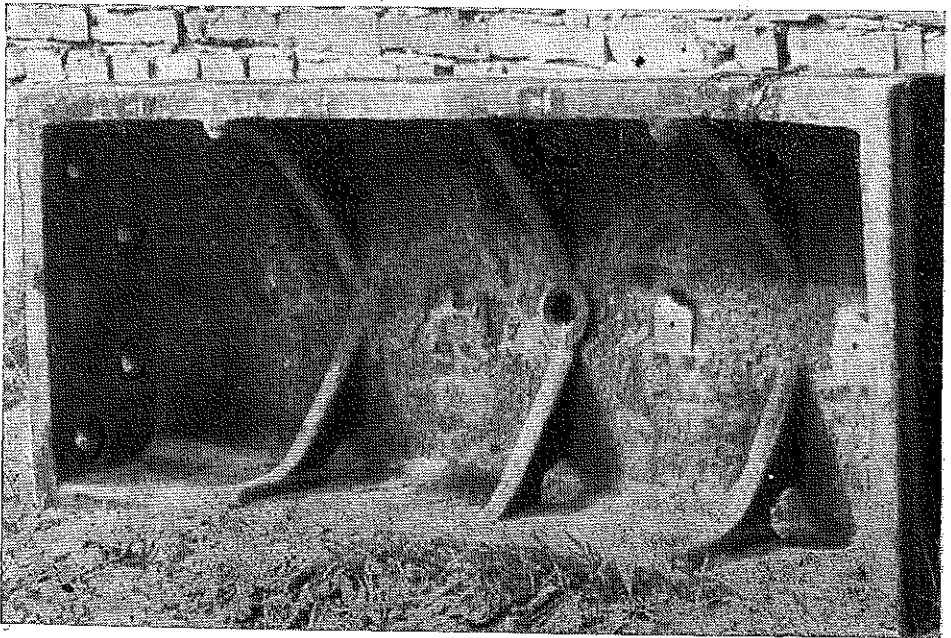
W zależności od sposobu i skutków odciążenia (odprężenia) można rozróżnić metody niszczące i prawie-nieniszczące.

Omówienie ważniejszych metod pomiaru naprężeń własnych można znaleźć w pracach [5] i [21]. Krytyczne naświetlenie oraz bogaty wykaz literatury z tej dziedziny zawierają monografie [2] i [3] poświęcone naprężeniom własnym. R. OSGOOD w [2] uważa, że o samym pomiarze naprężeń własnych wiemy obecnie więcej niż o jakimkolwiek innym zagadnieniu związanym z naprężeniami własnymi. Pomimo dość szerokiego rozwoju metod nie można uważać zagadnienia pomiaru

naprężeń własnych za wyczerpane. Należy sobie zdać sprawę z tego, że pomiar naprężeń własnych wymaga większej dokładności niż pomiar zwykłych naprężeń i że jeszcze obecnie szereg metod daje wyniki o charakterze jakościowym a nie ilościowym. Niektóre metody określania wartości naprężeń własnych korzystają jedynie z wyników pomiarów i teorii, inne, i tym raczej należałoby dać pierwszeństwo, posługują się ponadto wzorcowaniem, umożliwiającym uzyskanie pewnych współczynników, określanych na podstawie pomiarów tymi metodami znanych stanów naprężeń. Zagadnienie rozbieżności pomiędzy wynikami teoretycznymi a doświadczalnymi oraz korzyści wynikające z badań wzorcujących są szerzej omówione w p. 3 pracy [9].

3. Wybór metody

W przypadku badań naprężeń własnych w żeliwnych tubingach (przeznaczonych do obudowy tunelu metro) wybór padł na metodę lokalnego odprężania za pomocą nacinania i nawiercania w połączeniu z pomiarem odkształceń za pomocą tensometrii elektrooporowej. Za zastosowaniem tych metod przemawiał m.in. fakt,



Rys. 1

że zostały one również użyte do pomiaru naprężeń w gotowej, obciążonej obudowie tunelu. Przyjęcie innej metody do pomiaru naprężeń własnych w elementach tej obudowy groziło nieporównywalnością wyników.

Elementy badane przedstawione są na rys. 1. Składają się one z żeber i płyt. Celem badań było określenie naprężeń własnych w żebrach i środkowych częściach płyt.

Metoda pomiaru naprężeń w żebrach. W częściach skrajnych żeber można się było spodziewać jednoosiowego stanu naprężeń, skierowanych wzdłuż krawędzi żebra. W tym przypadku najlepiej użyć metody nacinania. Pierwsze jej zastosowanie przedstawione jest w pracy [6], a teoretyczne uzasadnienie zawiera praca [7].

Metoda ta wykorzystuje pomiar odkształceń wywoływanych nacinaniem odprężającym, prostopadłym do kierunku żebra. Głębokość nacinania jest rzędu długości bazy pomiarowej.

Metoda pomiaru naprężeń w płytach. W płytach tubingów spodziewano się stanu naprężenia bliskiego stanowi dwuosiowemu przy nierównomiernym rozkładzie w kierunku grubości. Dla tych miejsc zastosowano metodę stopniowego nawiercania. Metodę pomiaru naprężeń własnych nadająca się dla tego przypadku zaproponował J. MATHAR, [8]. Z biegiem czasu metoda ta była rozwijana i modyfikowana. Metody te dostosował w r. 1936 MESSMER dla przypadku dwuosiowego stanu równomiernie rozłożonych naprężeń i przy znanych kierunkach głównych. W r. 1946 CAMPUS podał adaptację tej metody dla takiego samego rodzaju pola naprężeń, lecz w przypadku nieznanymi kierunków głównych. Wszyscy wymienieni autorzy stosowali pomiar odkształceń tensometrami mechanicznymi, co wprowadzało szereg niedogodności, a mianowicie drgania w czasie wiercenia przekazywane były na tensometry w przypadku stałego ustawienia ich na badanym obiekcie, a w przypadku stosowania tensometrów przykładanych czynność odejmowania i przykładania urządzenia pomiarowego mogła odbijać się niekorzystnie na wynikach pomiarów. Zasady i zastosowanie metody przewiercania do różnych materiałów dla przypadku jednoosiowego stanu naprężeń, jednego otworu i czujników elektrooporowych oraz badania wzorcujące opisuje praca [9]. Analizę wpływu różnej ilości i różnego układu otworów odprężająco-spiętrzających również przy jednoosiowym stanie naprężeń zawierają prace [10] i [11].

Spośród autorów nowszych metod pomiaru dwuosiowych jednorodnych naprężeń własnych za pomocą przewiercania i kontrolowania odkształceń można wymienić W. SOETEGO i R. VANCROMBRUGGE'A, [12], oraz W. O. OSIPOWA, [13]. Pierwsi posługują się tensometrią elektrooporową, OSIPOW zaleca tensometry mechaniczne. W obydwu tych metodach określa się wartości naprężeń głównych i ich kierunki na podstawie zależności teoretycznych wyprowadzonych w oparciu o wzory Kirscha, [25], i parametry układu pomiarowego bez wzorcowania. Obydwie powyższe metody nie uwzględniają nierównomierności rozkładu odkształceń podłużnych (w kierunku poprzecznym do długości bazy pomiarowej) wywołanych nawiercaniem. W przypadku tensometrii elektrooporowej (czujnik mierzy odkształcenia na pewnej szerokości porównywalnej ze średnicą otworu odprężającego) może to mieć istotny wpływ na wartość obliczanych naprężeń.

Przykładem metody określania naprężeń w takich samych warunkach, jak podane poprzednio, jest sposób zaproponowany przez C. RIPARBELLIĘGO, [14]. Różni się on tym, że wprowadza współczynniki czułości K_1 i K_2 wyznaczone za pomocą wzorcowania oddzielnie dla podłużnego i oddzielnie dla poprzecznego kierunku. Znając wartości tych współczynników dla danego materiału i układu pomiarowego

oblicza się wartości naprężeń własnych σ_x i σ_y na podstawie zmierzonych odkształceń Φ_1 i Φ_2 wzdłuż kierunków głównych x i y , wywołanych przewierceniem otworu:

$$(3.1) \quad \sigma_x = E \frac{K_1 \Phi_1 - K_2 \Phi_2}{K_1^2 - K_2^2}, \quad \sigma_y = E \frac{K_1 \Phi_2 - K_2 \Phi_1}{K_1^2 - K_2^2}$$

Dla pomiaru dwuosiowego stanu naprężeń własnych rozłożonych nierównomierne wzdłuż grubości zaproponowali metodę nawiercania m.in. SOETE i VANCROMBRUGGE, [12], oraz R. A. KELSEY, [15]. Istota obydwu metod polega na sukcesywnym pogłębianiu wierconego otworu i równoczesnym pomiarze przy pomocy tensometrii elektrooporowej odkształceń w obszarze otaczającym otwór. Pierwsza metoda wprowadza jeden współczynnik K zależny od głębokości otworu i grubości elementu, dający się wyznaczyć doświadczalnie i umożliwiający określenie wartości odkształcenia, które występuje w danym kierunku na danej głębokości w wyniku odprężania związanego z przewierceniem. Znając te odkształcenia można obliczyć przybliżone wartości naprężeń na różnych głębokościach w sposób podobny jak przy jednorodnym stanie naprężeń własnych. Metoda ta nie odznacza się dużą dokładnością i jak wykazują sami autorzy, wyniki nie spełniają założenia o niezależności wartości K od kierunku.

Omawiając drugą z tych metod autor jej stwierdza, że rozwiązanie problemu pomiaru takiego stanu naprężeń widzi jedynie na drodze doświadczalnej ze względu na zbyt wielkie trudności teoretycznego przedstawienia zależności pomiędzy odkształceniami na powierzchni w pobliżu otworu a zmiennymi z głębokością naprężeniami.

KELSEY opiera się na porównywaniu na drodze doświadczalnej zależności pomiędzy odkształceniami powierzchniowymi a głębokością wierconego otworu w przypadku jednorodnego i niejednorodnego pola naprężeń. Dla określenia wartości naprężeń σ_x i σ_y na danej głębokości stosuje następujące wzory:

$$(3.2) \quad \sigma_x = E \frac{K_1 \Delta \varepsilon_x + K_2 \nu \Delta \varepsilon_y}{K_1^2 - \nu K_2^2}, \quad \sigma_y = E \frac{K_1 \Delta \varepsilon_y + K_2 \nu \Delta \varepsilon_x}{K_1^2 - \nu K_2^2},$$

w których E i ν oznaczają stałe materiałowe, K_1 i K_2 współczynniki zależne od parametrów układu pomiarowego, średnicy otworu i jego głębokości (wartości te otrzymuje się drogą badań wzorcujących) oraz $\Delta \varepsilon_x$ i $\Delta \varepsilon_y$ przyrosty odkształceń na powierzchni (wzdłuż kierunków x i y) wywołanych odpowiednimi przyrostami głębokości wierconego otworu. Wzory te przypominają równania (3.1) dla metody Riparbelliego jednak występują w nich przyrosty odkształceń oraz (oddzielnie) wartości ν . W badaniach stosowana jest tensometria elektrooporowa i frezy czołowe dające płaskie dno nawiercanego otworu.

W pracy [15] podane jest, że w przypadku nieznanymi kierunków głównych naprężeń własnych będzie można je wyznaczyć stosując rozetki pomiarowe o co najmniej czterech kierunkach i wprowadzając stałe K_1 i K_2 , otrzymać wartości naprężeń wzdłuż tych kierunków i następnie na ich podstawie — naprężenia i kierunki główne. Takie postawienie sprawy budzi jednak następującą wątpliwość: nie będzie

wiadomo, z którym odkształceniem połączyć stałą K_1 , a z którym K_2 . Przetawienie tych wielkości zmienia wyniki otrzymywane według wzorów (3.2).

Jako podstawę sposobu wyznaczania naprężeń w płytach tubingów przyjęto zaproponowane przez ORŁOSIA, [16], bardziej ogólne ujęcie metody nawiercania. Wykorzystano również szereg wniosków z opisanych wyżej metod oraz wprowadzono w miarę potrzeby szereg uzupełnień.

W zastosowanej metodzie zależności pomiędzy przyrostami odkształceń ΔT_α , ΔT_β i ΔT_γ , mierzonymi na powierzchni wzdłuż promieniście usytuowanych kierunków α , β i γ , przyrostami głębokości otworu Δh i naprężeniami opisane są za pomocą wzorów następujących:

$$(3.3) \quad \frac{\Delta T_\alpha}{\Delta h} = K_s s + K_a d \cos 2\alpha, \quad \frac{\Delta T_\beta}{\Delta h} = K_s s + K_a d \cos 2\beta,$$

$$\frac{\Delta T_\gamma}{\Delta h} = K_s s + K_a d \cos 2\gamma.$$

We wzorach tych

$$(3.4) \quad s = (\sigma_1 - \sigma_2)/E, \quad d = (\sigma_1 + \sigma_2)/E,$$

a σ_1 i σ_2 oznaczają naprężenia główne, występujące na głębokości odpowiadającej danym wartościom ΔT , Δh i K , E stałą materiałową, K_s i K_a współczynniki wyznaczane doświadczalnie. Wartości K_s i K_a są zależne od głębokości otworu, materiału i grubości badanego elementu oraz parametrów układu pomiarowego (określających zastosowane czujniki i ich usytuowanie).

Wyznaczenie wartości K_s i K_a przeprowadza się na drodze badań wzorcujących. Badania takie polegają na pomiarze odkształceń w pobliżu stopniowo pogłębianego otworu na powierzchni elementu, w którym panuje jednoosiowy stan naprężeń. Znając naprężenia główne ($\sigma_1 \neq 0$ i $\sigma_2 = 0$), stałą E i mierząc kolejne Δh , obliczamy na podstawie wzoru (3.3) wartości K_s i K_a .

Pomiarów należy dokonywać co najmniej wzdłuż dwóch kierunków, pomiar wzdłuż trzeciego kierunku umożliwi kontrolę i ewentualne wyrównywanie wyników. Jeżeli kąty, jakie tworzą kierunki α , β i γ z kierunkami naprężeń głównych są znane, to na podstawie wzorów (3.3) i (3.4) możemy określić wartości własnych naprężeń głównych σ_1 i σ_2 na danej głębokości. Jeśli kierunki własnych naprężeń głównych są nieznanne, to najpierw określa się wartości naprężeń wzdłuż kierunków pomiarowych i dopiero na tej podstawie można obliczyć wartości naprężeń głównych i ich kierunki (korzystając np. z koła Mohra).

4. Badania wzorcujące i sprawdzające

Badania takie dla metody nacinania zostały już przedstawione w pracy [6]. Obecnie zostaną pokrótce opisane badania niezbędne dla praktycznego zastosowania metody nawiercania do omawianego zagadnienia.

Dla określenia wartości współczynników K_s i K_a wchodzących w skład równań (3.3) należało wywołać określony stan naprężeń jednoosiowych w elemencie prób-

nym posiadającym własności podobne do własności płyt tubingów. W tym celu zastosowano proces odprężania i układ pomiarowy opisany przy wyznaczaniu wartości naprężeń własnych w tubingach, p. 5. Dla zapewnienia większej dokładności wyników (na drodze uzyskiwania większych wartości odkształceń przy mniejszych siłach) zastosowano do badań zamiast żeliwa stop aluminium typu PA-4. W wyniku wielokrotnych pomiarów znaleziono następujące wartości stałych materiałowych dla PA-4: $E = 701140 \text{ kG/cm}^2$, $\nu = 0,297$.

Badania wpływu nawiercania przeprowadzono na płaskownikach o wymiarach przekroju poprzecznego $20 \times 150 \text{ mm}$. Zastosowano pomiar odkształceń metodą tensometrii elektrooporowej używając mostków produkcji ZKTR i Huggenbergera. Wartość jednej podziałki skali mostka wynosiła $\varepsilon = 1 \cdot 10^{-5}$. Stosowano czujniki elektrooporowe, kratowe RL na podkładkach papierowych, o oporze nominalnym 120Ω , o bazie $l = 15 \text{ mm}$ i o szerokości czynnej $3,4 \text{ mm}$ przy otworach wierconych wiertłem $\varnothing 10 \text{ mm}$ i odpowiednio o bazie 10 mm i szerokości $5,5 \text{ mm}$ przy wiertle $\varnothing 8 \text{ mm}$. Poszczególne rodzaje czujników i otworów scharakteryzowano wartością bezwymiarowego stosunku

$$(4.1) \quad m = \frac{l}{2a},$$

gdzie l oznacza długość bazy pomiarowej czujnika elektrooporowego oraz $2a$ średnicę wierconego otworu. W pierwszym przypadku wartość $m = 1,5$ i w drugim $m = 1,25$.

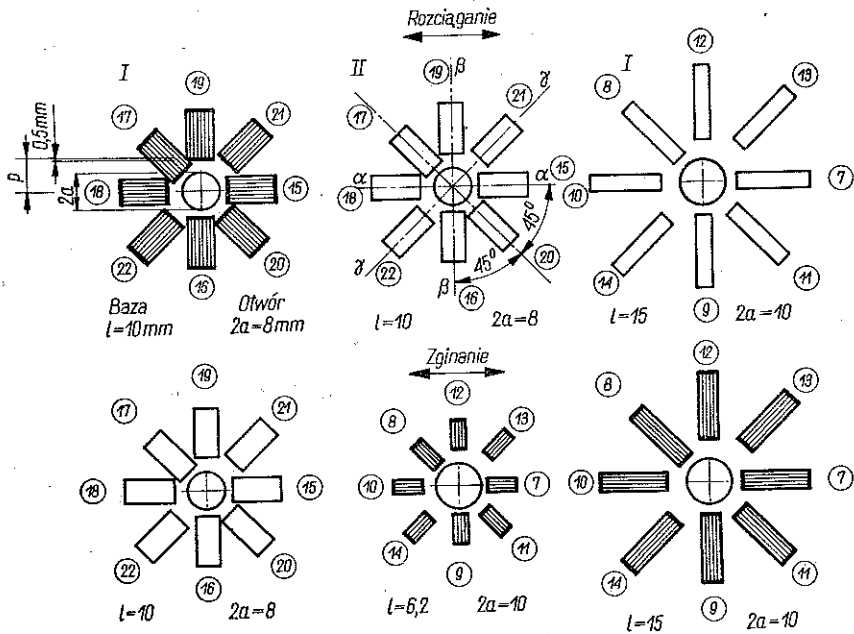
Przedstawione w p. 3 metody związane z wierceniem otworu i użyciem kilku czujników elektrooporowych zakładały jednakową odległość wszystkich baz pomiarowych od krawędzi otworu. Jednakże w badaniach praktycznych otwór wiercimy zawsze po naklejeniu czujników (lub nakuciu baz) i z reguły powstają większe lub mniejsze różnice w tych odległościach. W związku z tym powstało zagadnienie sprowadzania wyników do wartości odpowiadających jednej i tej samej odległości baz pomiarowych od otworu. W celu umożliwienia późniejszego opracowywania wyników pomiarów, otrzymywanych przy różnych odległościach czujników od wierconego otworu, w badaniach wzorcujących stosowano umyślnie różne odległości takie, aby objęły zakres praktycznie możliwych położenia czujników. Zamiast niezbędnych dwóch czujników dla każdego typu otworu i typu czujników stosowano po osiem dla kontroli i wyrównywania wyników. Położenie czujników było bardzo bliskie w stosunku do otworu dzięki zastosowaniu specjalnie spreparowanych podkładek. Jeżeli chodzi o sprawę zastąpienia żeliwa stopem PA-4, to tę zmianę zrekomensowało przyjęcie w obliczeniach właściwych wartości stałej E oraz wprowadzenie wartości współczynnika Poissona nie występującego we wzorach (3.3).

Mogły istnieć naprężenia własne już w płaskownikach stosowanych do badań wzorcujących. Dla uniknięcia ich wpływu na wyniki pomiarów odkształceń wywoływanych nawiercaniem zastosowano następującą procedurę: wykonywano kilka serii odczytów odkształceń przy różnych poziomach obciążenia dla nienawierconego płaskownika, odciążano go, nawiercano, po czym przeprowadzano ponowne

serie pomiarów, następne obciążenie, pomiary, kolejne odciążenie, nawiercanie, pomiary itd. Głębokości otworu mierzono wzdłuż bocznych jego ścian suwmiarką z dokładnością do $1 \cdot 10^{-1}$ mm.

Pomiary przy rozciąganiu. Opisane wyżej płaskowniki poddawano rozciąganiu w maszynie wytrzymałościowej F-my L. Schopper typu 100 T. W jej szczękach umieszczono dodatkowe przeguby dla zapewnienia osiowego działania siły rozciągającej. Pomiary przeprowadzono dla dwóch przyrostów obciążenia: 1-13 i 13-25 T dla serii I oraz 1-26 dla serii II.

Na rysunku 2 pokazano rozmieszczenie i numerację czujników dla poszczególnych serii badań. Najmniejsze odległości od osi układu czujników do przegubu przekazującego siłę na płaskownik wynosiły 30 cm, a pomiędzy osiami nawiercania otworów 15 cm.



Rys. 2

Na rysunku 5 przedstawiono przykładowo w formie wykresu zależności pomiędzy mierzonymi odkształceniami T a głębokością wierconego otworu h , uzyskane z pomiarów w czasie odprężania przy rozciąganiu. Z wykresów funkcji $T(h)$ otrzymanych podczas nawiercania rozciąganego płaskownika widać, że czujniki rozmieszczone wzdłuż kierunku głównego naprężenia rozciągającego oraz czujniki pod kątem 45° w miarę nawiercania skracały się, a czujniki położone pod kątem równym 90° wydłużały. Odkształcenia te początkowo stosunkowo duże w miarę pogłębiania otworu malały. Położenie ekstremalnych punktów na wykresach jest

zależne w głównej mierze od odległości czujnika od otworu. Odległość ta była określana za pomocą stosunku bezwymiarowego

$$(4.2) \quad v = \frac{p}{a}.$$

gdzie p oznacza odległość od środka otworu do początku bazy czujnika oraz a promień wierconego otworu.

Pomiary przy zginaniu. Badany płaskownik poddawano czystemu zginaniu momentami realizowanymi za pomocą wysięgników obciążanych zawieszanymi ciężarami. Odległości od miejsc przyłożenia momentów zginających (podpór) do osi wierconych otworów wynosiły 29,5 cm. Odległości pomiędzy osiami otworów wynosiły 15 cm.

Jak wykazały pomiary kontrolne, przy takich odległościach nie było oddziaływania otworów jednego układu na czujniki drugiego układu przy szerokości płaskowników wynoszącej 15 cm. Pomiary kontrolne przeprowadzono dla kilku etapów obciążenia aż do maksymalnych naprężeń równych 803,4 kG/cm².

Pomiary przy nawiercaniu przeprowadzono dla obciążenia wstępnego, przyjętego jako stan zerowy, i dla obciążenia wywołującego maksymalne naprężenia nominalne w nieosłabionym przekroju równe 401,7 kG/cm². Analogiczne badania przeprowadzone w celach porównawczych dla czujników o bazie $l = 6,2; 15,0$ i 10,0 mm i otworów $\varnothing 10$ i 8 mm, czyli $m = 0,62; 1,50$ i 1,25 dały wyniki podobne, lecz odpowiednie wielkości były większe dla $m = 0,62$.

Podobnie jak przy rozciąganiu stwierdzono, że czujniki nachylone pod kątem 0° i 45° względem kierunku głównego skracały się, natomiast czujniki nachylone pod kątem 90° wydłużały się. Jednakże wartości tych odkształceń w przypadku zginania są stosunkowo mniejsze i wcześniej osiągają ekstrema niż przy rozciąganiu jednoosiowym. Tak jak i poprzednio przebieg zjawiska zależy od położenia czujników względem środka otworu, określanego zgodnie ze wzorem (4.2).

Opracowanie wyników. Wyniki pomiarów uzyskane podczas opisanych wyżej badań poddano weryfikacji dla wyeliminowania lub skorygowania ewentualnych nieprawidłowości, które mogłyby doprowadzić do uzyskania błędnych wartości K_s i K_a . Wyniki pomiarów, otrzymywane z poszczególnych czujników danej serii, mnożono przez współczynniki poprawkowe. Podstawą do określania tych współczynników były wyniki otrzymywane przy rozciąganiu lub zginaniu płaskowników nie przewierconych. W czasie tych pomiarów dokonywano odczytów dla różnych stopni obciążenia; odkształcenia wzrastały wprost proporcjonalnie do obciążenia (podobnie jak i po całkowitym przewierceniu).

Z otrzymanych w ten sposób odkształceń maksymalnych T obliczano wartości średnie T_{sr} dla każdego kąta nachylenia czujnika lub uzyskiwano T_{sr} z czujników kontrolnych położonych oddzielnie. Wartości te poprawiono następnie wg metody najmniejszych kwadratów (Gaussa). Przy założeniu prawidłowości poszczególnych

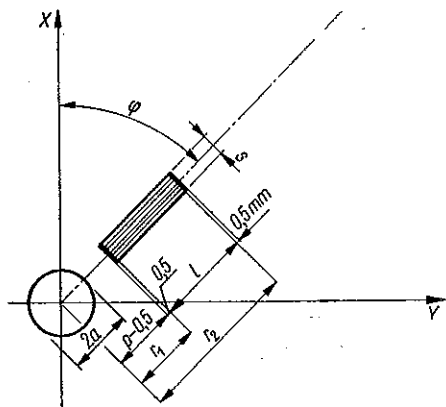
kierunków i takich samych wartości błędów przypadkowych dla każdego kierunku otrzymujemy ze wzorów (4.3) wg pracy [17]:

$$(4.3) \quad T_0 = \frac{5T_0}{6} + \frac{T_{45}}{3} - \frac{T_{90}}{6}, \quad T_{90} = -\frac{T_0}{6} + \frac{T_{45}}{3} + \frac{5T_{90}}{6}.$$

Wartości obliczone wg wzoru (4.3) traktowano jako średnie T_m . Porównując z nimi odczyty dla poszczególnych czujników określono współczynniki, przez które należy pomnożyć wyniki pomiarów dokonanych w czasie wiercenia otworów wg wzoru

$$(4.4) \quad n = 1 - \frac{T - T_m}{T}.$$

Jak już wspomniano na początku p. 4 w warunkach praktycznych odległości baz czujników od wierconych otworów zawsze nieco różnią się pomiędzy sobą. W związku z tym należałoby określić zależności wartości odkształceń T od położenia czujników, określanego wg wzoru (4.2) przez wielkość v , dla zasadniczych trzech kierunków: $\varphi = 0^\circ$, 90° i 45° . Spróbujmy dokonać tego najpierw na drodze teoretycznej. W pracy [9] rozpatrzono stan odkształcenia w pobliżu otworu wywierconego w nieograniczonej tarczy, znajdującej się w stanie jednoosiowego, jednorodnego naprężenia. Wprowadzono tam współczynnik ψ , który można nazwać współczynnikiem czułości. Określał on, jaką część odkształcenia jednostkowego równomiernego ε_r^0 (występującego w rozciągniętej tarczy bez otworu) powinien wykazać czujnik znajdujący się w pobliżu otworu po wywierceniu tego ostatniego. Inaczej mówiąc, określał wartość odkształcenia T w pobliżu otworu w wyniku odprężenia w zależności od odkształcenia ε_r^0 , występującego w tarczy o ustalonym stanie naprężenia.



Rys. 3

Zastanówmy się nad wpływem wartości kąta φ (rys. 3), nachylenia czujnika względem kierunku głównego naprężenia i odległości p czujnika od osi otworu na wartości mierzonych odkształceń. W dalszym ciągu nie będziemy brać pod uwagę wielkości T , lecz wielkość ψ związaną z T zależnością:

$$(4.5) \quad T = \psi \varepsilon_r^0.$$

Ponieważ ε_r^0 jest niezależne od parametrów układu pomiarowego i układu wywołującego zaburzenia stanu naprężeń [wzór (4.7)], więc wykresy funkcji ψ i T będą podobne. Na podstawie wzorów Kirscha, [25], dla nieograniczonej tarczy z otworem, rozciągniętej wzdłuż kierunku x (rys. 3) mamy:

$$(4.6) \quad \varepsilon_r = \frac{\sigma}{2E} \left[(1-\nu) + (1+\nu) \left(\cos 2\varphi + \frac{3a^4}{r^4} \cos 2\varphi - \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{4a^2}{r^2} \cos 2\varphi \right],$$

a dla tarczy nie posiadającej otworu

$$(4.7) \quad \varepsilon_r^0 = \frac{\sigma}{E} [(1 - \nu) + (1 + \nu) \cos 2\varphi].$$

Odształcenia średnie ε_r wzdłuż promienia na długości l dla tarczy z otworem określimy za pomocą wzoru

$$(4.8) \quad \bar{\varepsilon}_r = \frac{1}{l} \int_{r_1}^{r_2} \varepsilon_r dr,$$

gdzie $r_1 = p$, $r_2 = p + l$, l oznacza długość bazy pomiarowej. Całkując funkcję (4.6) zgodnie ze wzorem (4.8), otrzymamy

$$(4.9) \quad \bar{\varepsilon}_r = \frac{\sigma}{2E} \left[(1 - \nu) + (1 + \nu) \cos 2\varphi - \frac{a^2 (1 + \nu)}{p(p+l)} - \frac{4a^2 \cos 2\varphi}{p(p+l)} + \frac{a^4 (1 + \nu) \cos 2\varphi (3p^2 + 3pl + l^2)}{p^3 (p+l)^3} \right].$$

Wartość współczynnika czułości określa wzór

$$(4.10) \quad \psi = \frac{T}{\varepsilon_r^0} = \frac{\varepsilon_r - \bar{\varepsilon}_r^0}{\varepsilon_r^0}.$$

Wprowadzając jak poprzednio oznaczenia: $p/a = v$ i $l/2a = m$ i podstawiając do (4.10) wielkości (4.7) i (4.9) znajdziemy

$$(4.11) \quad \psi = \frac{\frac{1 + \nu + 4 \cos 2\varphi}{v(v+2m)} - \frac{(1 + \nu) \cos 2\varphi (3v^2 + 6vm + 4m^2)}{v^3 (v+2m)}}{(1 - \nu) + (1 + \nu) \cos 2\varphi}.$$

Dla interesujących nas kierunków 0° , 90° i 45° otrzymujemy następujące wartości ψ :

$$(4.12) \quad \psi_{0^\circ} = -\frac{5 + \nu}{2v(v+2m)} + \frac{(1 + \nu) (3v^2 + 6vm + 4m^2)}{2v^3 (v+2m)},$$

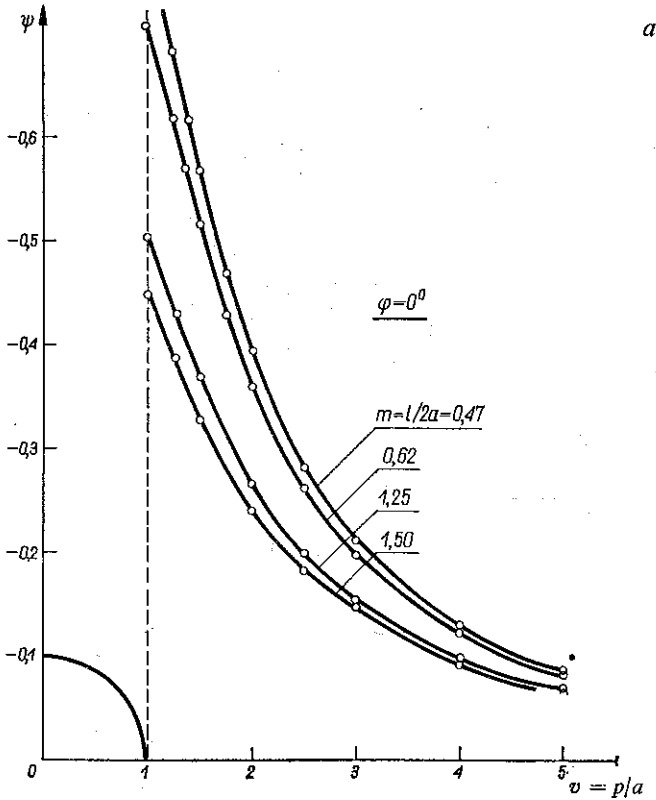
$$(4.13) \quad \psi_{90^\circ} = -\frac{3 - \nu}{2v^2 (v+2m)} + \frac{(1 + \nu) (3v^2 + 6vm + 4m^2)}{2v^3 (v+2m)},$$

$$(4.14) \quad \psi_{45^\circ} = -\frac{1 + \nu}{(1 - \nu)v(v+2m)}.$$

Wykresy przedstawiające interesującą nas zależność pomiędzy położeniem czujnika względem otworu (określonym przez v i φ) a wartością ψ , pokazane są na rys. 4a, b i c. Do obliczenia rzędnych przyjęto orientacyjną wartość współczynnika $\nu = 0,31$. Wykresy sporządzono dla czterech praktycznie ważnych wartości $m = 0,47$; $0,62$; $1,25$ i $1,50$ w stosunkowo szerokim przedziale wartości v , dla $\varphi = 0^\circ$, 90° i 45° .

Próba wykorzystania powyższych zależności dla określenia, jakie byłoby odształcenie w przypadku położenia czujnika w odległości odpowiadającej v_s na

podstawie pomiaru dokonanego przez czujnik znajdujący się w odległości odpowiadającej v_n nie powiodła się. Tak samo nie dało pozytywnych rezultatów obliczanie naprężeń jednorodnych za pomocą wyżej określonych współczynników czułości w obszarze, w którym nie występują zaburzenia na podstawie pomiarów w pobliżu otworu. Przyczyny takiego stanu rzeczy należy szukać prawdopodobnie m.in.

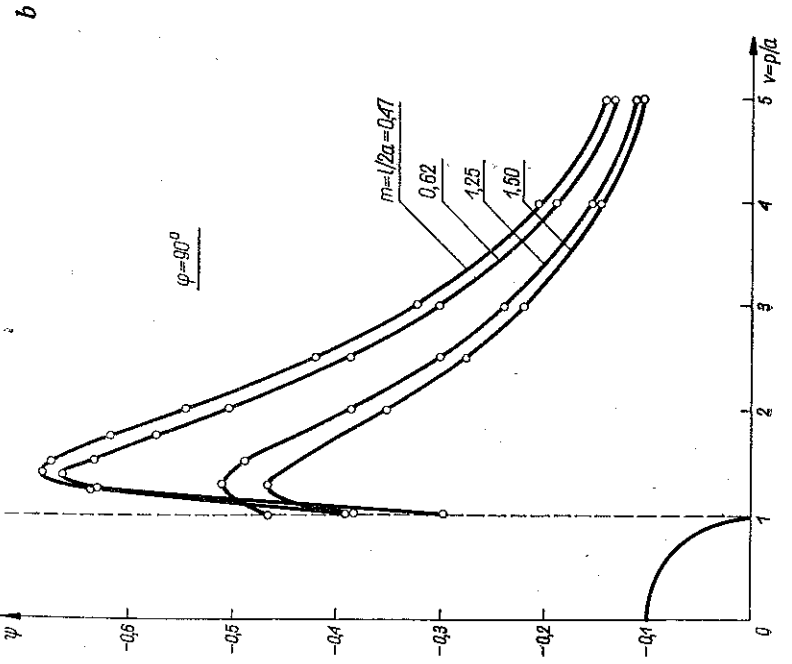
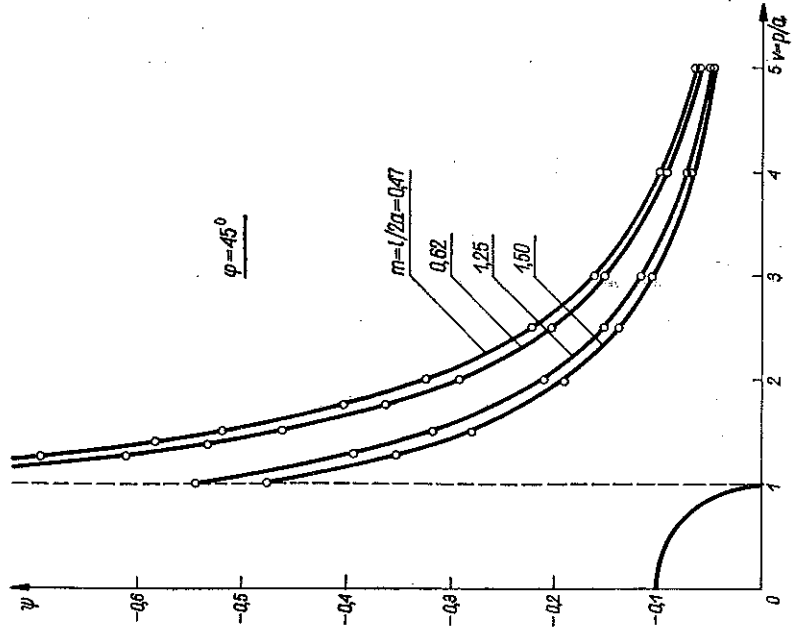


Rys. 4

w tym, że przy wyprowadzeniu wzorów (4.12)-(4.14) nie uwzględniano szerokości czujników elektrooporowych porównywalnej ze średnicą otworu, dzięki której czujnik podaje wartości średnie odkształcenia nie tylko w kierunku długości, ale i w kierunku szerokości.

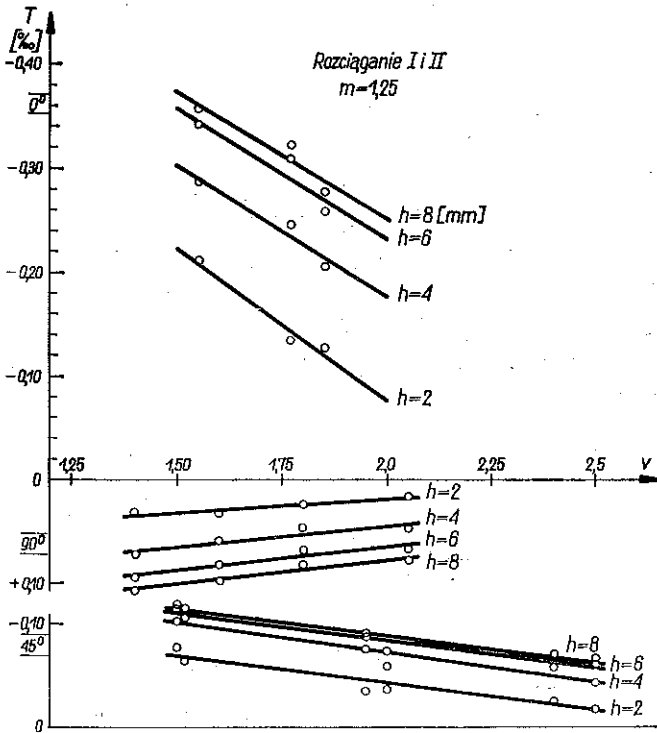
Wydaje się jednak, że powyższe rozważania upoważniają do wyciągnięcia następującego wniosku: w obszarze najczęstszych położenia czujników, którym w przybliżeniu odpowiadają wartości v z przedziału (1,4; 2,2), wykres $T(v)$ jest praktycznie biorąc prawie prostoliniowy (rys. 4a, b i c).

Wniosek ten znajduje potwierdzenie w niżej przedstawionych badaniach. Określenie funkcji $T(v)$ na drodze doświadczalnej polegało na przedstawieniu w układzie osi współrzędnych T i v wyników pomiarów odkształceń uzyskanych w czasie wzorcowania (rys. 5). W zasadzie otrzymujemy wykresy prawie prostoliniowe. W związku z powyższym i z wnioskiem, wynikającym z poprzednio podanych rozważań



Rys. 4

teoretycznych, przedstawiono wykresy $T(v)$ w postaci linii prostych (dla wymienionego przedziału zmienności v). Dla uzyskania wyrównanych wykresów zastosowano metodę najmniejszych kwadratów. Wartości określające punkty, w których powyższe proste przecinają oś v (T osiąga wartość zerową) oznaczmy przez v_0 .



Rys. 5

Jak wiemy, wykresy $T(v)$ będą poza omawianym przedziałem v przebiegać raczej krzywoliniowo i w miarę wzrostu v dążyć asymptotycznie do zera. Jednakże v_0 , otrzymywane na drodze ekstrapolacji wyników doświadczalnych, umożliwiają w prosty sposób obliczenie wartości T_s dla żądanego v_s na podstawie zmierzonej wartości T dla położenia określonego przez v :

$$(4.15) \quad \bar{T}_s = T_w = T \frac{v_0 - v_s}{v_0 - v}$$

Sposób ten wydaje się być wystarczająco dokładny, ponieważ wartości v_0 znacznie przekraczają przedział, w którym znajdują się zwykle wartości v , a wartości v i v_s są sobie bliskie. Ponieważ w praktycznych pomiarach zwykle nie znamy głównych kierunków odkształceń oraz rodzajów występujących naprężeń, to nie byłoby wiadomo, jakie wartości v_0 należy brać pod uwagę. W związku z tym, na podstawie otrzymanych dla różnych sytuacji wartości v_0 , obliczono wartości średnie (odnoszące się do trzech głębokości przy dowolnym kierunku i rodzaju naprężenia) dla dwóch

rodzajów czujników i otworów. Ponadto średnie wartości v_0 dla trzech kierunków i głębokości oraz dowolnego rozkładu naprężeń normalnych — również dla dwóch wartości m .

Na podstawie tych liczb wyprowadzono równania krzywych przedstawiających przebieg zależności pomiędzy odległością określoną przez v_0 a kątem φ nachylenia osi czujników względem głównego kierunku odkształcenia:

$$(4.16) \quad \begin{aligned} \text{dla } m = 1,25; \quad v_0 &= -0,222 \cdot 10^{-4} \varphi^2 + 0,623 \cdot 10^{-2} \varphi + 2,87; \\ \text{dla } m = 1,50; \quad v_0 &= -0,962 \cdot 10^{-4} \varphi^2 + 1,055 \cdot 10^{-2} \varphi + 2,89; \end{aligned}$$

przy czym φ należy podać w stopniach.

Obliczenie wartości współczynników K_s i K_a . Jak już o tym była mowa w p. 3, dla wyznaczenia na podstawie wzorów (3.3) i (3.4) wartości naprężeń istniejących w badanym ciele, trzeba znać wartości współczynników K_s i K_a . Badania opisane powyżej i ich wyniki umożliwiają określenie wartości wymienionych współczynników.

Jeżeli rozwiążemy każde dwa równania układu (3.3), to otrzymamy na K_a oraz K_s po trzy wyrażenia

$$(4.17) \quad \begin{aligned} K_a &= \frac{\Delta T_\alpha - \Delta T_\beta}{d (\cos 2\alpha - \cos 2\beta) \Delta h}, \\ K_a &= \frac{\Delta T_\alpha - \Delta T_\gamma}{d (\cos 2\alpha - \cos 2\gamma) \Delta h}, \\ K_a &= \frac{\Delta T_\beta - \Delta T_\gamma}{d (\cos 2\beta - \cos 2\gamma) \Delta h}; \end{aligned}$$

$$(4.18) \quad \begin{aligned} K_s &= \frac{\Delta T_\alpha \cos 2\beta - \Delta T_\beta \cos 2\alpha}{s (\cos 2\beta - \cos 2\alpha) \Delta h}, \\ K_s &= \frac{\Delta T_\beta \cos 2\gamma - \Delta T_\gamma \cos 2\beta}{s (\cos 2\gamma - \cos 2\beta) \Delta h}, \\ K_s &= \frac{\Delta T_\gamma \cos 2\alpha - \Delta T_\alpha \cos 2\gamma}{s (\cos 2\alpha - \cos 2\gamma) \Delta h}. \end{aligned}$$

Ponieważ badania wzorcujące przeprowadzone były przy jednoosiowym stanie naprężenia i użyciu prostokątnych rozetek czujników elektrooporowych, więc [por. (3.4)]

$$(4.19) \quad \sigma_1 \neq 0, \quad \sigma_2 = 0, \quad s = d = \frac{\sigma_1}{E}, \quad \alpha = 0^\circ, \quad \beta = 90^\circ, \quad \gamma = 45^\circ.$$

Oznaczmy

$$(4.20) \quad z = \frac{\Delta h \sigma_1}{E}.$$

Przekształcając wzory (4.17) i (4.18) zgodnie z warunkami (4.19), otrzymamy

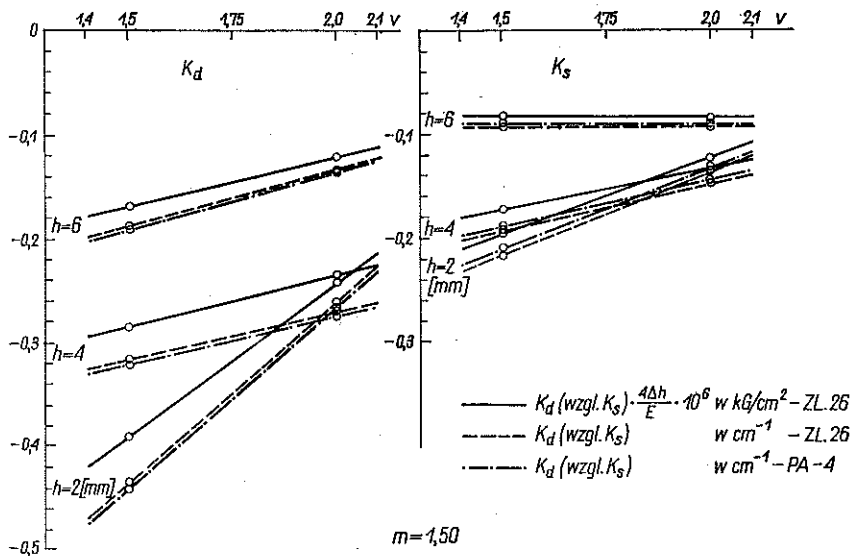
$$(4.21) \quad K_d = \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{90}}{2z}, \quad K_d = \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{45}}{z}, \quad K_d = \frac{\Delta T_{45} - \Delta T_{90}}{z};$$

$$(4.22) \quad K_s = \frac{\Delta T_0 + \Delta T_{90}}{2z}, \quad K_s = \frac{\Delta T_{45}}{z}.$$

Trzecia wartość K_s równa jest drugiej. Dla obliczenia poszukiwanych współczynników wystarczyłoby oczywiście jeden wzór. Jednakże dążąc do uzyskania jak najbardziej poprawnych wartości współczynników umieszczano czujniki nie tylko wzdłuż niezbędnych dwóch kierunków, lecz w trzech i nie po jednym, lecz po dwa wzdłuż każdego kierunku. Następnie dysponując większą od niezbędnej liczbą danych obliczono wartości średnie:

$$(4.23) \quad \begin{aligned} \text{średnie } K_d &= \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{90}}{2z}, \\ \text{średnie } K_s &= \frac{\Delta T_0 + \Delta T_{90} + 2\Delta T_{45}}{4z}. \end{aligned}$$

Wartości ΔT są niemianowane, z ma wymiar w cm. Stąd K_s i K_d mają wymiar cm^{-1} (rys. 6).



Rys. 6

Należy zwrócić uwagę na to, że w dotychczas stosowanych równaniach [wzór (3.3) i dalsze] nie występował współczynnik Poissona ν . Dla zanalizowania wpływu, jaki ma wykorzystanie otrzymanych poprzednio wartości K_d i K_s przy badaniu elementów z materiału o innej wartości ν niż stop PA-4, odwołamy się do wzorów zaproponowanych przez KELSEYA, ([15], wzory (2)) oraz ORŁOSIA, [[16], wzory (3)].

W przypadku

$$(4.24) \quad \sigma_1 = \sigma_x, \quad \sigma_2 = \sigma_y, \quad \alpha = 0^\circ, \quad \beta = 90^\circ, \quad \Delta \varepsilon_x = \Delta T_\alpha, \quad \Delta \varepsilon_y = \Delta T_\beta$$

między współczynnikami występującymi we wzorach (3.2) i (3.3) zachodzą związku

$$(4.25) \quad K_d = \frac{K_1 + \nu K_2}{2\Delta h}, \quad K_s = \frac{K_1 - \nu K_2}{2\Delta h}$$

oraz

$$(4.26) \quad K_1 = \Delta h (K_d + K_s), \quad K_2 = \frac{\Delta h}{\nu} (K_d - K_s).$$

Korzystając ze wzorów (4.25) i (4.26) możemy napisać

$$(4.27) \quad K_d = A + \nu B, \quad K_s = A - \nu B,$$

gdzie

$$(4.28) \quad A = \frac{K_1}{2\Delta h} = \frac{K_d + K_s}{2}, \quad B = \frac{K_2}{2\Delta h} = \frac{K_d - K_s}{2\nu}.$$

Określmy następnie, jak zmieniają się wartości K_s i K_d , gdy zamiast współczynnika Poissona ν weźmiemy pod uwagę współczynnik $\nu_1 = \nu + \Delta\nu$.

Zamiast wartości (4.27) otrzymamy

$$(4.29) \quad K_{d1} = A + (\nu + \Delta\nu) B, \quad K_{s1} = A - (\nu + \Delta\nu) B.$$

Uwzględniając wzory (4.27)-(4.29) otrzymamy następujące przyrosty ΔK_s i ΔK_d w stosunku do obliczonych przednio dla stopu aluminium wartości K_s i K_d :

$$(4.30) \quad \Delta K_s = \Delta\nu \frac{K_s - K_d}{2\nu}, \quad \Delta K_d = \Delta\nu \frac{K_d - K_s}{2\nu}.$$

Dla dalszych badań obliczono wartości K_s i K_d dla żeliwa i stali; w związku z tym najpierw określono wartości

$$(4.31) \quad \frac{\Delta\nu}{2\nu} = \frac{\nu_1 - \nu}{2\nu}$$

dla żeliwa wg [6]

$$\frac{\Delta\nu}{2\nu} = \frac{0,280 - 0,297}{2 \cdot 0,297} = -29,1 \cdot 10^{-3},$$

dla stali

$$\frac{\Delta\nu}{2\nu} = \frac{0,300 - 0,297}{2 \cdot 0,297} = 5,05 \cdot 10^{-3}.$$

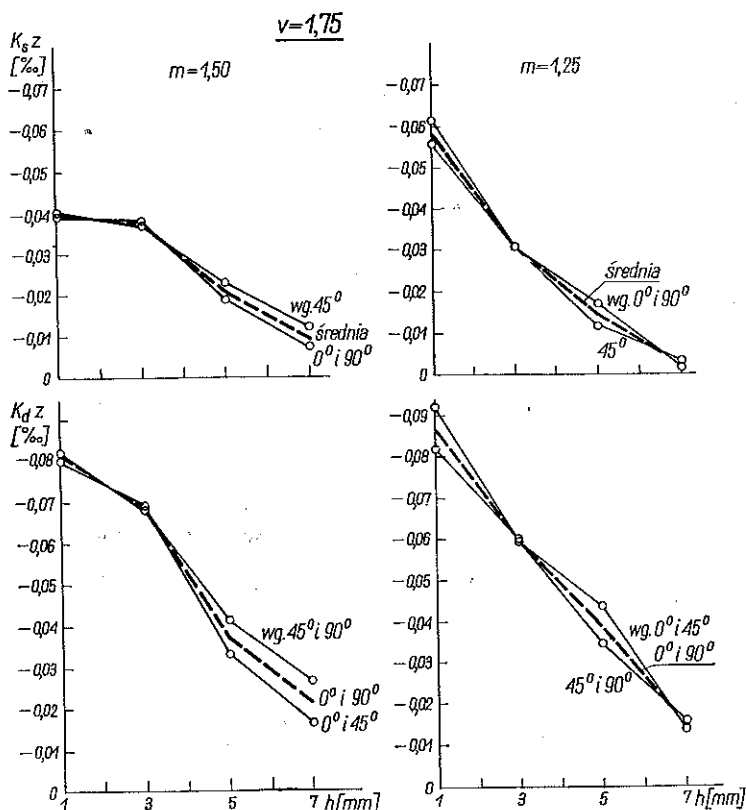
Obliczono również ΔK_s i ΔK_d dla żeliwa, dodano je do wartości K_s i K_d obliczonych poprzednio dla PA-4 i sporządzono wykresy dla różnych wartości ν (rys. 6). Na rysunku 6 podane są K_s i K_d dla żeliwa Z1-26, pomnożone przez $4\Delta h/E$ w celu ewentualnego uproszczenia obliczeń naprężeń własnych (p. 6). Dla stali nie sporządzano oddzielnych wykresów, ponieważ praktycznie biorąc pokrywają się one z wykresami dla PA-4.

Dla określenia procentowego wpływu różnic współczynnika ν dla różnych materiałów zastosujemy wzory

$$(4.32) \quad \frac{\Delta K_s}{K_s} = \frac{\Delta \nu}{2\nu} \left(1 - \frac{K_d}{K_s} \right) \cdot 100,$$

$$\frac{\Delta K_d}{K_d} = \frac{\Delta \nu}{2\nu} \left(1 - \frac{K_s}{K_d} \right) \cdot 100.$$

Obliczenia wykonane wg wzorów (4.32) dla żeliwa w przedziale (1,4; 2,1) wartości ν dały błędy w granicach 1-5%. Jak widać, błędy są niewielkie i wydaje się, że można zadowolić się przedstawionym ujęciem tego zagadnienia.



Rys. 7

Interesującym było zorientowanie się, jaki jest charakter wykresu K_s i K_d w zależności od głębokości h dla konkretnych wartości m i ν oraz jak duże są rozrzuty tych wartości. Wykonano obliczenia dla $m = 1,50$ i $1,25$ przy $\nu = 1,75$ i sporządzono wykresy przedstawione na rys. 7. Wygodniej było posłużyć się wartościami K_s z i K_d z, obliczonymi na podstawie (4.21) i (4.22). Nie wpłynęło to na charakter wykresów, ponieważ w rozpatrywanym przypadku z jest wielkością stałą. Z rysunków widać, że w danym przedziale wartości h funkcja $K(h)$ jest monotoniczna

i że występuje bardzo nieznaczny rozrzut wartości obliczonych dla różnych położeń czujników. Dla wartości v nierównych 1,75 nie sporządzono wykresów $K(h)$, ponieważ dla praktycznych potrzeb wygodniejsze są wykresy $K(v)$ (rys. 6).

Sprawdzenie. Dla sprawdzenia dokładności opisanej metody wyznaczania naprężeń własnych zastosowano ją do określenia znanego z góry stanu naprężenia. Wykorzystano do tego celu wyniki pomiarów otrzymane przy nawiercaniu otworów w płaskowniku z PA-4 poddanym czystemu zginaniu (p. 4). Porównano tylko wyniki dla jednej odległości czujników od otworu, gdy $v_s = 1,75$. Do tej odległości sporządzono wyniki pomiarów uzyskane za pomocą poszczególnych czujników. Obliczeń dokonano dla $m = 1,25$ i $1,50$.

Dla obliczenia wartości naprężeń na kilku poziomach od powierzchni zginanego płaskownika podstawmy do wzorów (4.17) i (4.18) znane w tym przypadku wartości kątów

$$(4.33) \quad \alpha = 0^\circ, \quad \beta = 90^\circ, \quad \gamma = 45^\circ$$

oraz uwzględnijmy te wartości przy oznaczaniu przyrostów odkształceń

$$(4.34) \quad \Delta T_\alpha = \Delta T_0, \quad \Delta T_\beta = \Delta T_{90}, \quad \Delta T_\gamma = \Delta T_{45}.$$

Otrzymamy trzy wzory określające wartości naprężeń wzdłuż kierunku 0° i trzy wzory określające wartości naprężeń wzdłuż kierunku 90° . Wartości kątów są liczone od kierunku płaszczyzny zginania, w związku z czym

$$(4.35) \quad \sigma_1 = \sigma_0, \quad \sigma_2 = \sigma_{90}.$$

Podstawiając (4.35) do wzorów (3.4) i rozwiązując je względem σ_0 i σ_{90} , otrzymujemy

$$(4.36) \quad \sigma_0 = \frac{s+d}{2} E, \quad \sigma_{90} = \frac{s-d}{2} E.$$

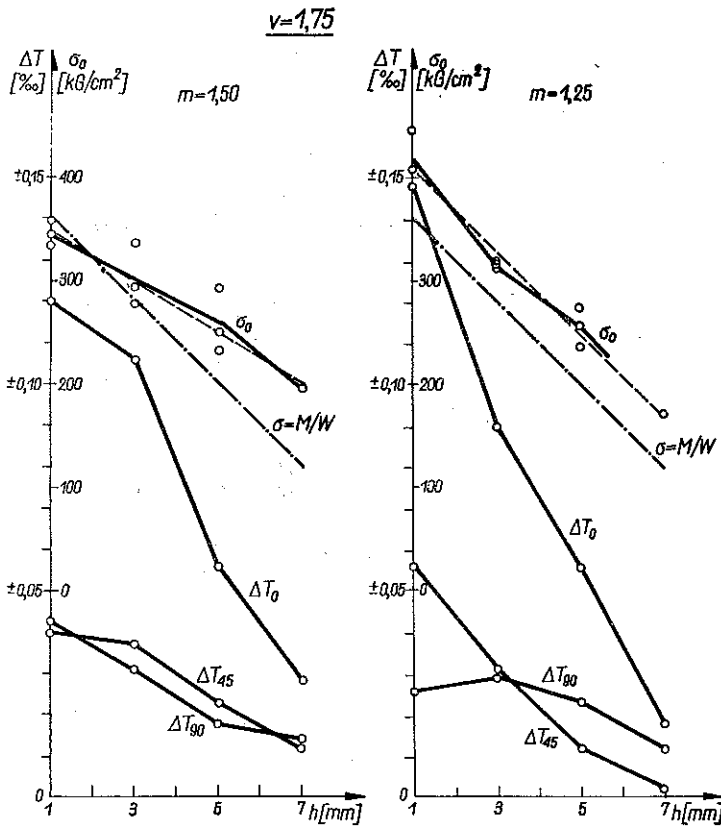
Wykorzystując wzory (4.33)-(4.34) do rozwiązania równań (4.17) i (4.18) względem s i d i następnie (4.36) do rozwiązania względem σ_0 i σ_{90} oraz uwzględniając (4.20), otrzymujemy

$$(4.37) \quad \begin{aligned} \sigma_0 &= \left(\frac{\Delta T_0 + \Delta T_{90}}{K_s z} + \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{90}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{4}, \\ \sigma_0 &= \left(\frac{\Delta T_{45}}{K_s z} + \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{45}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{2}, \\ \sigma_0 &= \left(\frac{\Delta T_{45}}{K_s z} + \frac{\Delta T_{45} - \Delta T_{90}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{2}; \\ \sigma_{90} &= \left(\frac{\Delta T_0 + \Delta T_{90}}{K_s z} - \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{90}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{4}, \\ \sigma_{90} &= \left(\frac{\Delta T_{45}}{K_s z} - \frac{\Delta T_0 - \Delta T_{45}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{2}, \\ \sigma_{90} &= \left(\frac{\Delta T_{45}}{K_s z} - \frac{\Delta T_{45} - \Delta T_{90}}{K_d z} \right) \frac{\sigma_1}{2}. \end{aligned}$$

(4.38)

gdzie σ_1 jest wartością głównego naprężenia rozciągającego, stosowanego przy badaniach wzorcujących na rozciąganie dla wyznaczenia wartości K_s i K_d (por. p. 4) równą 800 kG/cm^2 .

Możemy z kolei wykorzystać wartości K_s z i K_d z obliczone poprzednio oraz wyrównane wyniki pomiarów przy zginaniu. Gdyby pomiary ściśle odpowiadały wynikom teoretycznym, to wszystkie wzory (4.39) lub (4.38) dawałyby dla danego przypadku takie same wartości. Jednakże na skutek nieuniknionych rozrzutów i niedokładności wyniki te będą się różnić. Dlatego też dokonano dla każdej z rozpatrywanych głębokości 0-2, 2-4, 4-6, i 6-8 mm obliczeń wartości naprężeń normalnych na podstawie (4.37) i (4.38), po czym obliczono wartości średnie. Wyniki obliczeń przedstawione są na rys. 8.



Rys. 8

Na rysunku tym pokazano również dla porównania rozkład naprężeń normalnych obliczonych według wzoru

$$(4.39) \quad \sigma_0 = \frac{M}{W}.$$

Ponadto wartości naprężeń obliczone dla $h = 1,3$ i 5 mm wyrównano za pomocą metody najmniejszych kwadratów i przedstawiono ich wykresy (linie proste).

W dolnych częściach tych rysunków naniesiono wykresy przyrostów odkształceń, mierzonych na powierzchni zginanego elementu w miarę pogłębiania wierconego otworu. Widać ich monotoniczny lecz nie liniowy charakter.

Jeżeli chodzi o naprężenia wyznaczone opisywaną metodą, to wyniki uzyskane do głębokości 5 mm, a więc do 1/4 grubości płaskownika i w przybliżeniu do połowy średnicy wierconego otworu, można uważać za w pełni zadowalające, biorąc pod uwagę prostotę przedstawionej metody i zastosowanych urządzeń. Różnica pomiędzy naprężeniami na powierzchni, uzyskanymi opisywaną metodą przy pomocy ekstrapolacji, a naprężeniami wynikającymi z obliczeń wynosi

$$\text{dla } m = 1,50: \quad \frac{451 - 400}{400} \cdot 100 = 12,8\%,$$

$$\text{dla } m = 1,25: \quad \frac{374 - 400}{400} \cdot 100 = -6,5\%.$$

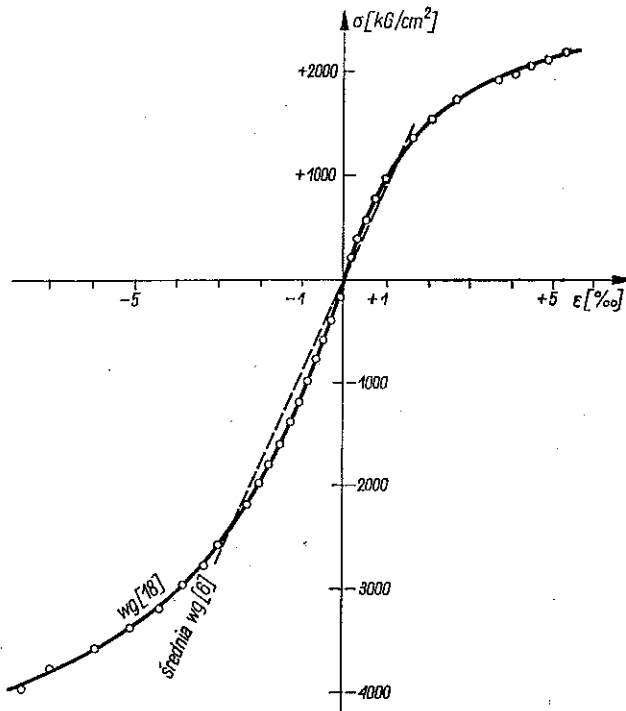
Dla przypadków innych mają powyższe liczby tylko orientacyjny charakter, niemniej jednak świadczą o przydatności przedstawionej metody do oszacowania wartości naprężeń własnych oraz naprężeń wywoływanych obciążeniami nieusuwalnymi w przypadku płaskiego niejednorodnego stanu naprężenia.

5. Badanie tubingów

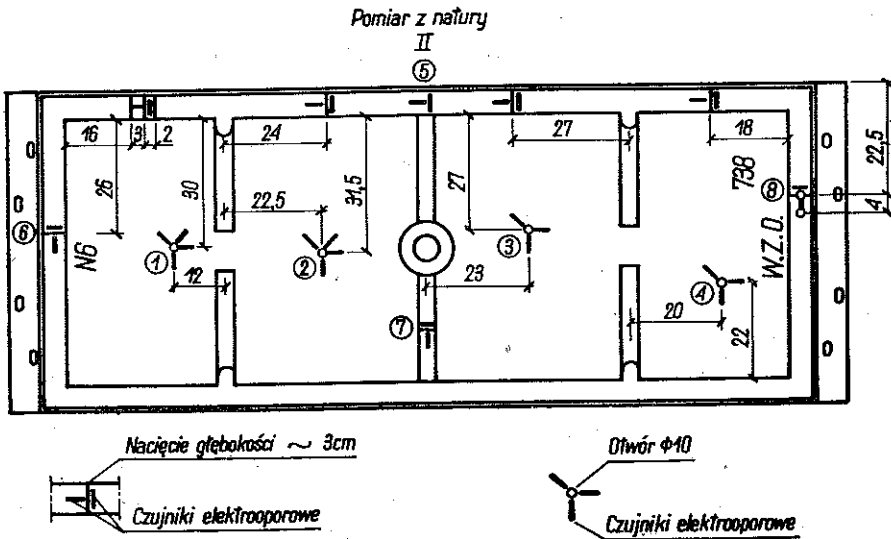
Dysponując metodami opisanymi w p. 3 i wypróbowanymi w warunkach laboratoryjnych, można było przystąpić do określania stanu naprężeń własnych w danych punktach tubingów.

Badane elementy. Zbadano trzy tubingi N-9 wykonane z żeliwa ZI-26 (rys. 1) każdy o wadze 1170 kG. Przeznaczone są one do obudowy tuneli stacyjnych metro o zewnętrznej średnicy 9 m. Na pełny obwód tunelu potrzeba 16 takich tubingów. Wytrzymałość materiału na rozciąganie wynosiła 2300 kG/cm², a na ściskanie 7280 kG/cm² (w wyniku opracowania rezultatów podanych w pracy [18]). Moduł sprężystości podłużnej $E = 889000$ kG/cm², współczynnik Poissona $\nu = 0,280$, [6]. W przybliżeniu w przedziale 1200-2400 kG/cm² materiał praktycznie biorąc podlega prawu Hooke'a. Poza tym przedziałem następuje wyraźniejsze odchylenie wykresu funkcji $\bar{\sigma} = \sigma(\epsilon)$ od linii prostej. Wykres ten dla rozciągania i ściskania, sporządzony na podstawie [18] dla tego żeliwa, przedstawiony jest po wyrównaniu na rys. 9. Badane tubingi oznaczono numerami I, II, III, pola pomiędzy żebrami numerami 1, 2, 3 i 4. Położenie miejsc pomiarów i poszczególnych czujników dla tubinga II pokazuje rys. 10.

Pomiarów twardości w okolicy miejsc, w których były przeprowadzone badania naprężeń własnych, dokonano za pomocą młotka Poldiego. Przy obliczeniach twardości korzystano z pracy [19] oraz badań porównawczych przeprowadzonych na płycie żeliwnej wyciętej z analogicznych tubingów i badanej zarówno młotkiem Poldiego jak i bezpośrednio metodą Brinella. Badania twardości pozwalają na orientacyjną ocenę jednorodności materiału tubingów w badanych miejscach.



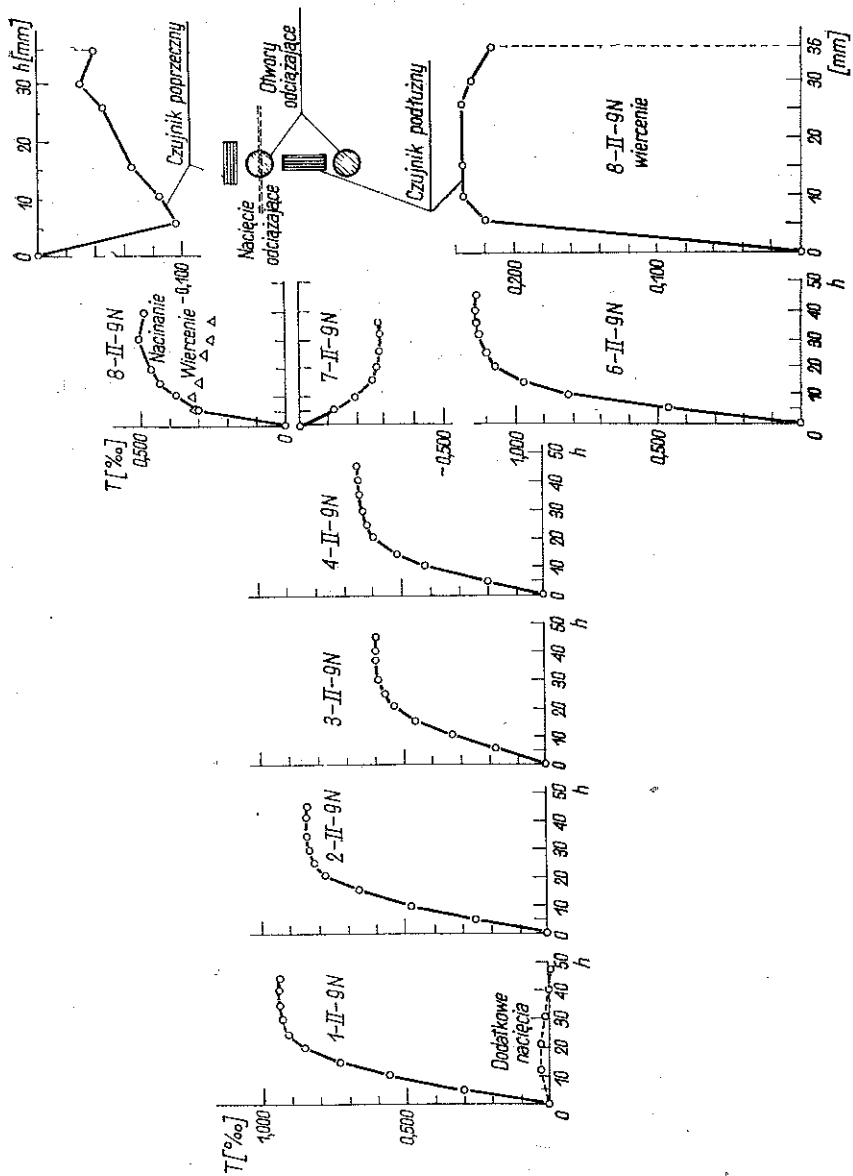
Rys. 9



Rys. 10

Pomiary na żebrach. Pomiarów odkształceń odpowiadających naprężeniom własnym w częściach skrajnych żeber tubingów N9 (rys. 11) dokonano sposobem odprężania za pomocą nacinania (p. 3). Nacinano zwykłą ręczną piłką do metalu prostopadle do krawędzi żeber. Dla uzyskania pełnego odprężenia cięto każdorazowo aż do momentu, gdy wykres funkcji $T(h)$ osiągnął ekstremum. Wymagało to nacięć do głębokości około 40 mm. Do pomiarów odkształceń wywoływanych odprężeniem stosowano tensometrię elektrooporową (dane jak przy badaniach wzorcujących). Na oczyszczoną z rdzy i tłuszczu powierzchnię żeliwa naklejano po 2 czujniki RL-15, jeden wzdłuż żebra i drugi w poprzek w odległości ok. 11 mm jeden od drugiego (mierząc od końca bazy podłużnego do boku bazy czujnika poprzecznego). Nacięcia znajdowało się w odległości odpowiadającej podziałowi w stosunku 4:6 i bliżej podłużnego czujnika. Czujniki były podłączone do mostka tensometrycznego w układzie samokompensacyjnym, odkształcenia przeciwnych znaków dodawały się, co podwyższało dokładność pomiarów. Czujniki i końcówki zabezpieczano woskiem. Dużą uwagę zwrócono na kontrolę izolacji pomiędzy drutem czujnika a masą tubingę. Nacięcia pogłębiano skokami po 5 mm. Każdorazowo czekano aż do ustalenia się odczytów, czyli do chwili ustąpienia zmian temperatury, wywoływanych nacinaniem. Odczyty powtarzano wielokrotnie. Wyniki w postaci wykresów, przedstawiających zmiany odkształceń T w zależności od głębokości nacięć h , pokazane są przykładowo dla tubingę II na rys. 11. W miejscu 1-II-9N, poza jednym nacięciem pomiędzy czujnikami spróbowano dodatkowo odprężyć badany obszar dwoma dodatkowymi nacięciami na zewnątrz czujników. Jak widać z rysunku, nacięcia te nie wpływają na wynik otrzymywany przy cięciu pojedynczym. W miejscu 8-II-9N spróbowano zastosować do odprężenia nawiercanie (rys. 10). Przedstawione na rysunku wyniki dla odciażania przez nawiercanie w porównaniu z wynikami, jakie dało dla tego samego miejsca nacinanie, prowadzą do wniosku, że dokładniejsze są wyniki dla odciażania metodą nacinania (większe wartości odczytów). Natomiast nawiercanie jest łatwiejsze do wykonania, mniej uszkadza badany element i może być płytsze. Daje jednak mniejsze przyrosty odkształceń. Ponadto nawiercanie wymaga dodatkowych badań wzorcujących dla stworzenia podstaw wyliczania naprężeń na podstawie takich pomiarów.

Pomiary na płytach. Wyznaczanie naprężeń własnych występujących od strony wewnętrznej w częściach środkowych płyt tubingowych (rys. 10), przeprowadzono przy użyciu metody opisanej w p. 3. Otwory wykonywano wiertłem o średnicy 10 mm. Czujniki elektrooporowe RL-15 naklejano wzdłuż trzech (wyjątkowo czterech) kierunków. Pogłębiano otwory na początku o 2-3 mm, pod koniec przyrosty głębokości były znacznie większe. Aparaturę pomiarową stosowano taką samą jak przy badaniach wzorcujących. Czujniki starano się rozmieszczać możliwie blisko miejsca wiercenia otworu w odległościach stosowanych w badaniach wzorcujących. Zabezpieczenie czujników i metodyka pomiarów była taka sama jak przy badaniu żeber. Pomiary dla dokładnego określenia położenia czujników wzglę-



Rys. 11

dem otworów wykonywano po zakończeniu wiercenia. Wyniki w postaci wykresów przedstawiających dla poszczególnych czujników zmiany odkształcenia T , w zależności od głębokości h , mierzone równocześnie z pogłębianiem otworów miały charakter podobny do wykresów pokazanych na rys. 11.

6. Opracowanie wyników

Odształcenia mierzone w czasie wykonywania odprężająco-spiętrzających nacięć i nawierceń są ściśle związane z istniejącymi w badanym elemencie naprężeniami własnymi, niemniej jednak stanowią tylko pewne części wartości tych odkształceń, jakie wynikałyby z prawa Hooke'a dla danych naprężeń. Dla określenia wartości naprężeń przeprowadzono dalsze obliczenia w oparciu o poczynione uprzednio założenia, wykonane badania wzorcujące i poznane stałe materiałowe.

Naprężenia własne w żebrach. Wyniki pomiarów wartości T przedstawione są na rys. 11. Są one proporcjonalne do podłużnych odkształceń względnych krawędzi żeber. Biorąc pod uwagę założenie o jednoosiowym stanie naprężenia w tym obszarze możemy występujące tam naprężenia obliczyć za pomocą wzoru (por. [6])

$$(6.1) \quad \sigma = -a\beta T_{\max},$$

gdzie T_{\max} oznacza ekstremum funkcji $T(h)$ dla układu samokompensującego

$$(6.2) \quad a = \frac{E}{1+\nu}.$$

Dla tego typu czujników i ich rozmieszczenia

$$(6.3) \quad \beta \approx 0,9$$

wg pracy [6]. W związku z tym maksymalne wartości T z wykresów na rys. 11 należy pomnożyć przez

$$(6.4) \quad -a\beta = \frac{889000}{1+0,280} \cdot 0,9 = -0,625 \cdot 10^6 \left[\frac{\text{kG}}{\text{cm}^2} \right].$$

Naprężenia własne w płytach. Obliczenie naprężeń własnych w płytach tubingów będzie podobne do obliczeń w p. 4 z tą różnicą, że w tamtych przypadkach znaliśmy główne kierunki naprężeń, a tu znamy tylko odkształcenia wzdłuż trzech kierunków α , β i γ . Kierunek α odpowiada płaszczyźnie poprzecznego przekroju tunelu (dłuższa oś symetrii tubinga), kierunek β jest do niego prostopadły i pokrywa się z kierunkiem podłużnej osi tunelu. Kierunek γ różni się od poprzednich o 45° i połowi kąt zawarty pomiędzy α i β . Dla dodatkowej kontroli wprowadzano sporadycznie kierunek γ^d różniący się od γ o 90° .

W celu znalezienia omawianych naprężeń wzdłuż kierunków α , β i γ na kilku głębokościach h skorzystano ze wzorów (3.3) i (3.4), wartości kątów

$$(6.5) \quad \beta = \alpha + 90^\circ, \quad \gamma = \alpha - 45^\circ, \quad \gamma^d = \alpha + 45^\circ$$

oraz ze znanych zależności pomiędzy naprężeniami.

Otrzymujemy

$$(6.6) \quad \sigma_\alpha = \frac{E}{2}(s+d \cos 2\alpha), \quad \sigma_\beta = \frac{E}{2}(s-d \cos 2\alpha),$$

$$\sigma_\gamma = \frac{E}{2}(s+d \sin 2\alpha), \quad \sigma_\gamma^d = \frac{E}{2}(s-d \sin 2\alpha).$$

Uzupełniając (3.3) analogicznym równaniem

$$(6.7) \quad \frac{\Delta T_\gamma^d}{\Delta h} = K_s s + K_d d \cos 2\gamma^d$$

możemy (3.3), (3.4) i (6.6), (6.7) rozwiązać względem naprężeń występujących wzdłuż kierunków pomiarowych. Otrzymujemy

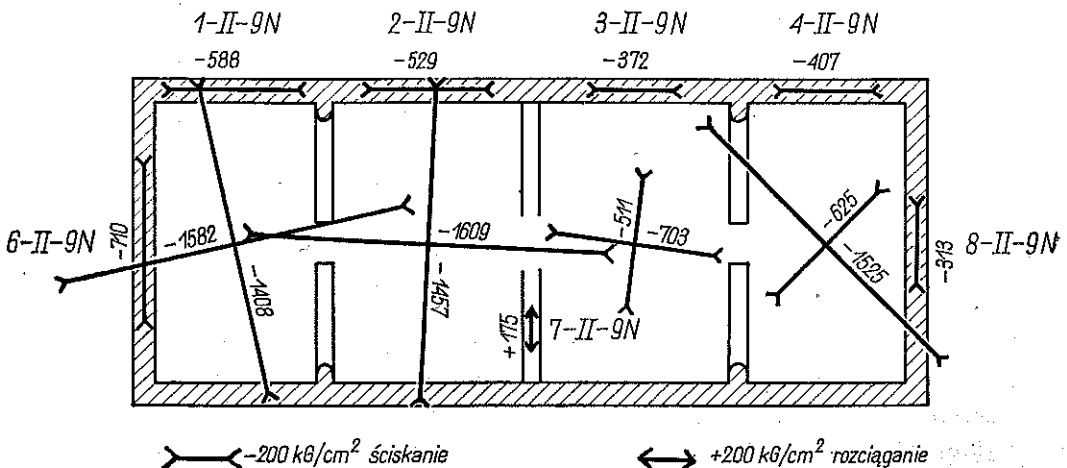
$$(6.8) \quad \sigma_\alpha = \frac{E}{4\Delta h} \left(\frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta}{K_s} + \frac{\Delta T_\alpha - \Delta T_\beta}{K_d} \right),$$

$$\sigma_\beta = \frac{E}{4\Delta h} \left(\frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta}{K_s} - \frac{\Delta T_\alpha - \Delta T_\beta}{K_d} \right),$$

$$\sigma_\gamma = \frac{E}{2\Delta h} \left(\frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta}{K_s} - \frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta - 2\Delta T_\gamma}{K_d} \right),$$

$$\sigma_\gamma^d = \frac{E}{4\Delta h} \left(\frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta}{K_s} - \frac{\Delta T_\alpha + \Delta T_\beta - 2\Delta T_\gamma^d}{K_d} \right).$$

Znając naprężenia wzdłuż trzech kierunków na trzech głębokościach można było oszacować naprężenia na wewnętrznej powierzchni płyt tubingowych. Posłużono się w tym celu ekstrapolacją liniową. Założono, że na tak stosunkowo niewielkiej

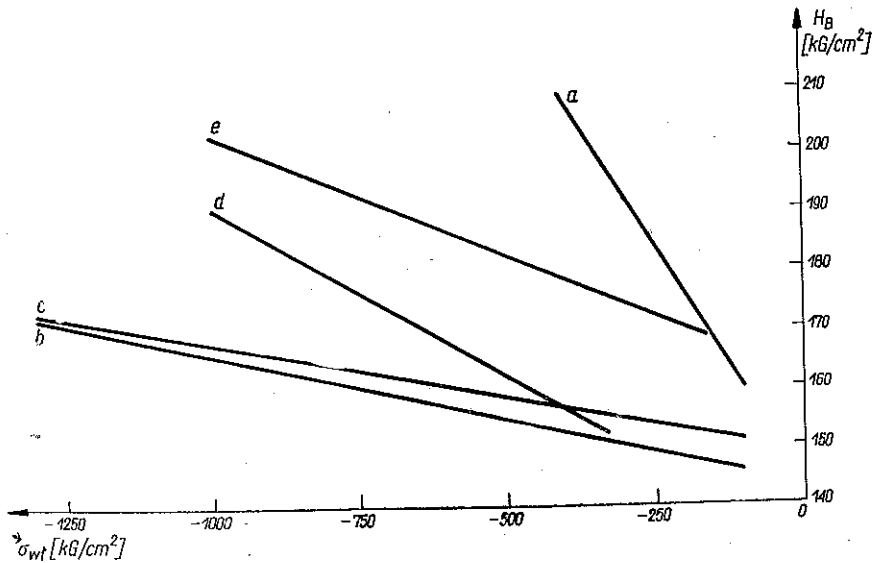


Rys. 12

głębokości, na której wyznaczano naprężenia, będą się one zmieniać liniowo. Dla wyznaczenia równań tych prostych skorzystano z metody najmniejszych kwadratów. Naprężenia na powierzchni oznaczono odpowiednio symbolami $\sigma_{\alpha p}$, $\sigma_{\gamma p}$, $\sigma_{\beta p}$ i $\sigma_{\gamma p}^d$. Następnie obliczono tangensy kątów zawartych pomiędzy kierunkami α i kierunkami naprężeń głównych. Znajomość tych kątów pozwoliła na obliczenie wartości naprężeń głównych zgodnie ze wzorami dla płaskiego stanu naprężenia. Obliczenia takie wykonano dla wszystkich miejsc pomiarowych, wyniki przedstawiono wykresnie dla tubingu II na rys. 12.

Określenie wartości średnich. Do opracowania statystycznego wykorzystano jedynie wyniki uzyskane na tubingach II i III. Posługiwano się wzorami omówionymi w pracy [20]. Obliczenia przeprowadzono dla naprężeń występujących w warstwie skrajnej wzdłuż krawędzi żeber oraz dla naprężeń powierzchniowych w środkowych wewnętrznych częściach płyt dla dowolnego kierunku, ponieważ, jak pokazują wyniki, żaden z kierunków nie jest uprzywilejowany z punktu widzenia wartości naprężeń własnych i można stan naprężenia w tym miejscu traktować jako zbliżony do dwuosiowego ściskania. Wyniki podane są w tabelicy 1.

Gdy porównujemy zaobserwowaną twardość (por. p. 5) z naprężeniami własnymi w tych samych miejscach, to da się zauważyć wzrost twardości w miejscach większych naprężeń własnych.



Rys. 13

Przyjmując korelację liniową i korzystając z metody najmniejszych kwadratów sporządzono wykresy funkcji $H_B = H_B(\sigma_{wt})$ (rys. 13). Na rysunku przedstawiono zależność pomiędzy twardością a ściskającymi naprężeniami własnymi; odpowiedni wykres składa się z odcinków linii prostej (oddzielnie dla poszczególnych tubingów i oddzielnie dla żeber i płyt).

Tablica 1. Zestawienie wyników badań
(po opracowaniu statystycznym)

Wielkość	Oznaczenie	Jednostka	Żebro	Płyta
Liczba wyników	n	szt.	10	24
Średnia arytmetyczna naprężenia	$\bar{\sigma}$	kG/cm ²	-468	-1049
Odchyłka standardowa	s	kG/cm ²	-174	-387
Błąd standardowy średniej	$s_{\bar{\sigma}}$	kG/cm ²	-55	-79
Poziom ufności	p	%	90	90
Poziom istotności	α		0,1	0,1
Liczba stopni swobody	k	sztuki	9	23
Wg rozkładu t -Studenta	t_{α}		1,833	1,714
Dokładność	ϵ	kG/cm ²	-63	-136
Granice ufności średniej generalnej	$\bar{\sigma} \pm \epsilon$	kG/cm ²	-405 - -530	-916 - -1183

7. Wnioski

W badaniach terenowych elementów i konstrukcji, mających na celu wyznaczenie wartości naprężeń własnych, dominującą rolę odgrywają obecnie metody mechaniczne lokalnego odprężania lub spiętrzania naprężeń. Wydaje się, że najbliższa przyszłość należy do metod mechanicznych prawie nieniszczących (lokalnie niszczących) posługujących się tensometrią elektrooporową. Dotyczy to szczególnie elementów większych, nie posiadających osiowej symetrii kształtu i naprężeń.

Zastosowane metody badań, posługujące się nacinaniem i nawiercaniem, były dostosowane do sprzętu krajowego. Wykazały one zadowalającą przydatność do określania (do pewnej głębokości) dwuosiowego, niejednorodnego stanu naprężeń własnych o nieznanach kierunkach głównych. Można je zaliczyć do prawie nieniszczących.

Dla uzyskania poprawnych wyników konieczne jest stosowanie badań wzorcujących dla każdego rodzaju czujników i ich układu. Badania te powinno się przeprowadzać na próbkach o grubościach zbliżonych do grubości badanych elementów. Dopuszczalne i wystarczające jest przeprowadzanie badań wzorcujących przy jednoosiowym stanie naprężeń.

Metoda nacinania umożliwia określenie wartości naprężeń na krawędzi żeber. Metoda nawiercania umożliwia określenie stanu naprężeń w płytach do głębokości 7 mm, tj. 0,7 średnicy wierconego otworu (dla danych czujników i wiertel). Podczas wzorcowania oraz w czasie właściwych badań należy stosować wiertła o takim samym kącie nachylenia ostrza.

Metoda nawiercania wymaga bardzo dokładnego pomiaru odkształceń występujących w wyniku nawiercania. Małe zmiany wartości odkształceń powodują duże różnice wartości współczynników K_s i K_d oraz naprężeń. Pożądane byłoby zwiększenie czułości pomiaru z $1 \cdot 10^{-5}$ na $1 \cdot 10^{-6}$.

Czujniki elektrooporowe o dłuższych bazach (w porównaniu ze średnicą nawiercanego otworu) pozwalają na określenie naprężeń na większej głębokości. Czuj-

niki elektrooporowe o stosunkowo krótszych bazach wykazują większe wartości odkształceń względnych, co wpływa na zwiększenie dokładności.

Dokładność uzyskiwaną metodą nawiercania można ocenić jako średnią, wartości błędów wynoszą w przybliżeniu 10-20%. Dokładność metody nacinania jest lepsza — rzędu 5%. Wynika to z tego, że w tym drugim przypadku mierzymy stosunkowo dużo większe wartości odkształceń oraz badamy jednoosiowy stan naprężenia. Powyższe dokładności można uznać za wystarczające dla określenia średnich naprężeń własnych, ponieważ w rzeczywistych obiektach spotykamy się z dużymi rozrzutami tych naprężeń w poszczególnych punktach.

Nic nie stoi na przeszkodzie, aby gęściej rozmieścić punkty pomiarowe na badanym obiekcie, jednakże dla omawianych rodzaj i układów czujników, otworów i nacięć oraz czułości nie należy wykonywać otworów bliżej niż co 5 średnic i nacięć bliżej niż co 6 długości bazy czujnika (przy głębokościach nacięć nie przekraczających 2 długości bazy). Ograniczenia te wynikają tylko z lokalnego wpływu nawiercania i nacinania (praktycznie nie ma oddziaływania na dalej położone czujniki i naruszenia w sposób istotny ogólnego stanu naprężeń).

Wyznaczone zależności pomiędzy naprężeniami własnymi a twardością mają charakter jakościowy, są one zgodne z wnioskami Glikmana przytoczonymi w [3]. Jednakże nie uprawniają do wnioskowania o wartościach naprężeń własnych jedynie na podstawie pomiarów twardości.

Przytoczone wykresy i tablice wartości uzyskanych w czasie badań wzorcujących mogą być wykorzystane przy badaniach innych elementów (o podobnych grubościach i przy zastosowaniu takich samych czujników i średnic otworów), należy jedynie uwzględnić właściwe wartości modułu sprężystości podłużnej E i współczynnika Poissona ν .

Przedstawiony sposób postępowania może być również stosowany do wyznaczania naprężeń wywoływanych dowolnym obciążeniem zewnętrznym, którego nie da się usunąć w czasie badania (np. parcie górotworu, ciężar własny konstrukcji itp.).

Literatura cytowana w tekście

- [1] Z. DYŁĄG, Z. ORŁOŚ, *Badanie wpływu wstępnych odkształceń trwałych na wytrzymałość zmęczeniową pewnej stali niskowęglowej*, Biul. WAT, 9/98, 1960, 53-73.
- [2] Pod redakcją R. Osgooda, *Residual stresses in metals and metal construction* (przekład na język rosyjski), Moskwa 1957.
- [3] C. KŁOSSEK, *Naprężenia własne*, Gł. Inst. Met. i Odlew., Kraków-Gliwice 1949.
- [4] И. И. АИСТОВ, *Испытание Сооружению*, ГСИ, Ленинград 1960.
- [5] Z. ORŁOŚ, *Pomiary naprężeń w budowie maszyn*, PWT, Warszawa 1956.
- [6] Z. ORŁOŚ, Z. DYŁĄG, *Pomiar naprężeń metodą miejscowego odciążenia*, Biul. WAT, 4/81, 1958, 40-81.
- [7] Z. ORŁOŚ, *Półtrepanacyjne metody pomiarów naprężeń*, Biul. WAT, 5/88, 1959, 34-73.

- [8] J. MATHAR, *Ermittlungen von Eigenspannungen durch Messung von Bohrlochverformungen*, Archiv für das Eisenhüttenwesen, 6,6 (Gruppe E. Bericht Nr 202), 1932, 277-281.
- [9] Z. ORŁOŚ, Z. DYLAĞ, *Póltrepanacyjna porównawcza metoda pomiaru naprężeń*, Rozpr. Inżyn., 3, 7 (1959), 339-359.
- [10] Z. DYLAĞ, Z. ORŁOŚ, *Analiza możliwości póltrepanacji wielootworowej w przypadku jednoosiowego stanu naprężenia*, Rozpr. Inżyn., 4, 8 (1960), 847-869.
- [11] Z. DYLAĞ, Z. ORŁOŚ, *Zastosowanie póltrepanacyjnej metody otworowej do pomiaru naprężeń*, Wybrane Materiały II Kraj. Konf. Wytz. SIMP-WAT, 1961.
- [12] W. SOETE, R. VANCROMBRUGGE, *An industrial method for the determination of residual stresses*, Proc. Soc. Exper. Stress Anal., 1, 8 (1950), 17-28.
- [13] В. О. ОСИПОВ, *Определение главных суммарных напряжений в плосконапряженных сварных элементах методом отверстия*, Исследования мостовых и тоннельных конструкций, Трансжелдориздат, Москва 1960.
- [14] C. RIPARBELLI, *A method for the determination of residual stresses*, Proc. Soc. Exper. Stress Anal., 1, 8 (1950), 173-196.
- [15] R. A. KELSEY, *Measuring non-uniform residual stresses by the hole drilling method*, Proc. Soc. Exper. Stress Anal., 1, 14 (1956), 181-194.
- [16] Z. ORŁOŚ, *Pewne problemy badań naprężeń własnych i termosprężystych*, w przygotowaniu do druku.
- [17] И. И. ПРИГОРОВСКИЙ, А. К. ПРЕЙСС, *Исследование напряжений и жесткости деталей машин на тензометрических моделях*, Изд. АН СССР, Москва 1958.
- [18] A. KARAMARA, *Badanie próbek żeliwnych*, Kraków 1957, praca nieopublikowana.
- [19] S. KATARZYŃSKI, S. KOCANĀDA, M. ZAKRZEWSKI, *Badanie własności mechanicznych metali*, PWT, Warszawa 1961.
- [20] Z. DYLAĞ, Z. ORŁOŚ, *Wytrzymałość zmęczeniowa materiałów*, WNT, Warszawa 1962.
- [21] Handbuch der Spannungs und Dehnungsmessung, VDI-Verlag, Düsseldorf 1958.
- [22] XIV Härterei Kolloquium w Wiesbaden wg Biuletynu IMP, 19, IV (1960), 4-70.
- [23] Ф. Г. ГОЛОВИН, *Остаточные напряжения и деформации при поверхностной высокочастотной закалке*, Машгиз, Москва 1962.
- [24] S. ALTRICHTER, *Die mathematischen Grundlagen der Eigenspannungsmessung mit dem Bohrlochverfahren*, ZIS-Mitteilungen, 12 S (1960), 843-854.
- [25] S. TIMOSHENKO, J. N. GOODIER, *Theory of elasticity* (przekład na język polski), Arkady, Warszawa 1962.

Резюме

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ МЕСТНОЙ РАЗГРУЗКИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ЧУГУННЫХ ТЮБИНГАХ

Производится выбор различных методов для определения наиболее соответствующих, в данном случае, собственных напряжений. Предлагается ряд способов разработки результатов и методика измерений для реализации поставленной задачи, т.е. определения, возможно несложно и дешево значений собственных напряжений в некоторых местах чугунных тюбингов. Приводятся результаты контрольных исследований, соответствующие исследованиям и разработки результатов.

Дается ряд диаграмм и сопоставлений пригодных для использования в аналогичных исследованиях. В заключение приводится ряд практических выводов, касающихся примененных методов.

Summary

APPLICATION OF METHODS OF LOCAL STRESS RELIEVING TO THE
DETERMINATION OF STRESS IN CAST IRON TUBINGS

The present paper is devoted to some selected methods for determining the residual stresses, most suitable for the problem under consideration. A number of methods of representing the results are proposed as well as a measurement method for solving the problem that is for determining, in a possibly simple and inexpensive way, the value of the residual stresses at certain points of cast iron tubings. The control tests carried out by the author are described, giving a discussion of the results.

A number of diagrams are given, which can be of use for similar investigations. In conclusion, a number of practical remarks are given, concerning the above methods.

Praca została złożona w Redakcji dnia 24 lipca 1962 r.
