

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE NR 89

MECHANIKA 23



BYDGOSZCZ - 1981

AKADEMIA TECHNICZNO-ROLNICZA
IM. JANA I JĘDRZEJA ŚNIADECKICH
W BYDGOSZCZY

ZESZYTY NAUKOWE NR 89

MECHANIKA 23



BYDGOSZCZ - 1981

PRZEWODNICZĄCY KOMITETU REDAKCYJNEGO
doc. dr hab. Józef Skonieczny

REDAKTOR NAUKOWY
dr inż. Józef Szala

OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE
mgr Halina Koziolkiewicz, Alfons Grzenkiewicz

Wydano za zgodą Rektora
Akademii Techniczno-Rolniczej
w Bydgoszczy

ISSN 0208-6395

**WYDAWNICTWO UCZELNIANE AKADEMII TECHNICZNO-ROLNICZEJ
W BYDGOSZCZY**

Wyd. I. Nakład 100+50 egz. Ark. wyd. 8,7. Ark. druk 7,75. Papier druk. mat., kl. V, 70 g
Oddano do druku 26.X.1981 r. Druk ukończono w grudniu 1981 r. Cena zł 30,- W-5/169
WSiP Zakłady Graficzne w Bydgoszczy

Wz iuw P.604/82J
827-82

S P I S T R E Ś C I

str.

1. Dąbek Z., Golik A.: Wpływ tolerancji wykonawczych elementów układu korekcyjnego na charakterystyki częstotliwościowe serwo-mechanizmów	5
2. Laskowski A.: Dynamika zmian temperatury i wilgotności powietrza w klimatyzowanym pomieszczeniu na statku z uwzględnieniem akumulacyjnego wpływu ścian i wyposażenia	11
3. Mikołajczyk T.: Metodyka i technika określenia przynależności technicznej warstwy wierzchniej konstytuowanej skrawaniem	19
4. Oleszycki H., Szykowny T.: Ocena energochłonności wyłazania normalizującego i sferoidyzującego żeliwa sferoidalnego	27
5. Smarzyński S., Ryś R.: Zastosowanie spawalniczych metod regeneracji na przykładzie wałka krzywkowego do pompy wtryskowej P 24-48	39
6. Smarzyński S., Zieliński J.: Przyczepność warstwy natryskiwanej w zależności od kąta natryskiwania przy metalizacji	53
7. Szala J.: Hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych oparte na liniach stałych uszkodzeń zmęczeniowych	67
8. Sempruch J., Szala J.: Badania trwałości zmęczeniowej próbek cylindrycznych wykonanych ze stali 10 przy skręcaniu	81
9. Topoliński A.: Uwagi do całkowania równań Naviera - Stokesa przy użyciu schematu różnicowego typu Laxa - Wendroffa	97
10. Topoliński T., Ćwik Z.: Wpływ czynników technologicznych i konstrukcyjnych na strukturę i własności mechaniczne wyprasek z tworzyw sztucznych zbrojonych włóknem szklanym	113



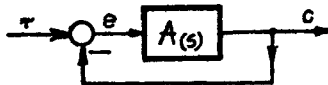
Zbigniew Dąbek
Andrzej Golik

WPLYW TOLERANCJI WYKONAWCZYCH ELEMENTÓW UKŁADU KOREKCYJNEGO
NA CHARAKTERYSTYKI CZĘSTOTLIWOSCIOWE SERWOMECHANIZMU

Zaproponowano probabilistyczną metodę doboru tolerancji elementów w serwomechanizmach. Zakłada się przy tym, że parametry elementów układu /rezystancja, pojemność/ są zmiennymi losowymi, które mogą przybierać wartości z zakresu określonego przez klasę dokładności wykonania.

W procesach projektowania układów automatycznej regulacji stosuje się często metodykę projektowania opisaną w [1]. Niniejszy artykuł jest próbą przedstawienia propozycji dodatkowej analizy będącej uzupełnieniem przyjętego toku postępowania. Celem tej analizy jest badanie "odpowiedzi" układu przy założeniu, że parametry elementów układu są wielkościami tolerowanymi, a ich wartości rzeczywiste mogą różnić się od wartości nominalnych w zakresie określonym przez ich klasy dokładności wykonania. W celu lepszego zobrazowania omawianego zagadnienia oprzemy nasze rozważania na przykładzie zaczerpniętym z [1] str. 181-190. W przykładzie tym rozważany jest układ regulacji z prostym sprzężeniem zwrotnym /rys.1/ o transmitancji operatorowej układu otwartego

$$A(s) = \frac{1000}{s(1+0,1s)(1+0,004s)} \quad (1)$$



Rys.1. Układ badany w [1]

W cytowanej pracy rozważa się szereg warunków /założeń konstrukcyjnych/, z których dla uproszczenia rozważymy tylko jeden: "Odchyłka odpowiedzi na wymuszenie sinusoidalne o częstości nie przekraczającej 1 rd/s i amplitudzie nie większej niż dwie jednostki nie może przekraczać 0,02 jednostki, po zaniknięciu procesów przejściowych" - [1] str. 181.

Z warunku tego wynika, że:

$$|E(j\omega)| = \frac{1}{1 + |A_1(j\omega)|} \ll 0,01 \quad \text{dla } \omega < 1 \text{ rd/s} \quad (2)$$

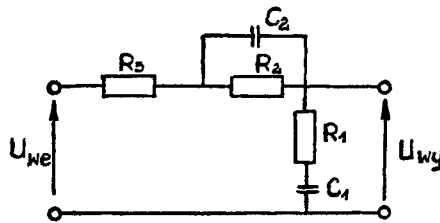
gdzie:

$|E(j\omega)|$ - moduł odchyłki odpowiedzi

$|A_1(j\omega)|$ - moduł transmitancji widmowej układu otwartego

Przy pomocy logarytmicznych charakterystyk amplitudowych zaprojektowano w [1] człon korekcyjny o schemacie przedstawionym na rys. 2 i transmitancji:

$$\frac{U_{wy}(j\omega)}{U_{we}(j\omega)} = \frac{(1 + R_1 C_1 j\omega)(1 + R_2 C_2 j\omega)}{(R_1 + R_3) C_1 C_2 R_2 (j\omega)^2 + [(R_1 + R_2 + R_3) C_1 + R_2 C_2] j\omega + 1}$$



Rys.2. Korektor zaproponowany w [1]

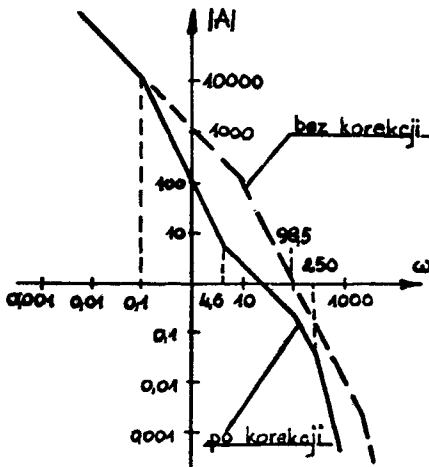
Amplitudową charakterystykę częstotliwościową układu bez korekcji i z korekcją przedstawiono na rys. 3 dla następujących wartości elementów członu korekcyjnego: $C_1 = 5 \mu\text{F}$, $C_2 = 0,0567 \mu\text{F}$, $R_1 = 43,7 \text{ k}\Omega$, $R_2 = 1,797 \text{ M}\Omega$, $R_3 = 159 \text{ k}\Omega$.

Dobór takich parametrów korektora przeprowadzono w [1] uwzględniając kilka warunków stawianych rozpatrywanemu serwomechanizmowi. Poniżej wykazemy, że korektor ten nie spełnia jednego z warunków określonych w [1], jeśli uwzględnić tolerancje wykonawcze elementów korektora. Podobną analizę można przeprowadzić dla każdego z warunków sformułowanych w [1], co nie jest jednak celem tej pracy. Ma ona bowiem wykazać przydatność numerycznej metody analizy wrażliwości parametrycznej [2] dla celów projektowania układów korekcyjnych serwomechanizmów.

Ponieważ odchyłka odpowiedzi w badanym układzie rośnie wraz z pulsacją wymuszenia, warunek (2) zbadano w [1] dla $\omega = 1 \text{ rd/s}$ i po podstawieniu nominalnych wartości pojemności i rezystorów otrzymano: $|E_{j\omega}|_{\omega=1} = 0,0098 < 0,01$, co sugeruje spełnienie (2).

Taki sposób projektowania zawiera jednak pewną wadę. Rozważany jest pewien model matematyczny, a obliczenia prowadzone są wyłącznie na war-

tościach nominalnych. W [1] nie sprawdza się wartości $|E_{j\omega}|$ według (2) dla rzeczywistych wartości stosowanych elementów, nawet w zakresie ich wartości granicznych. Wątpliwości budzi przyjęcie otrzymanego rozwiązania bez dodatkowej analizy odpowiedzi układu na zmianę wartości parametrów czwórnika, spowodowaną niedokładnością wykonania.



Rys.3. Charakterystyka amplitudowa układu niekorygowanego i z korekcją wg [1]

Jeśli czwórnik zbudowany jest z elementów z możliwością regulacji, to taka analiza może być zbędna, ale dotyczyć to będzie na ogół wykonaf laboratoryjnych lub produkcji jednostkowej. W produkcji seryjnej układ montowany jest z seryjnych rezystorów i pojemności, a wprowadzenie elementów regulacyjnych wiąże się ze zwiększonymi kosztami wykonania lub jest w ogóle niemożliwe. Należy wówczas określić klasy dokładności rezystorów i pojemności tak, by właściwości układu były zgodne z założenymi, bez dodatkowej regulacji. Możliwe jest zarówno deterministyczne jak i probabilistyczne rozwiązanie tak postawionego problemu.

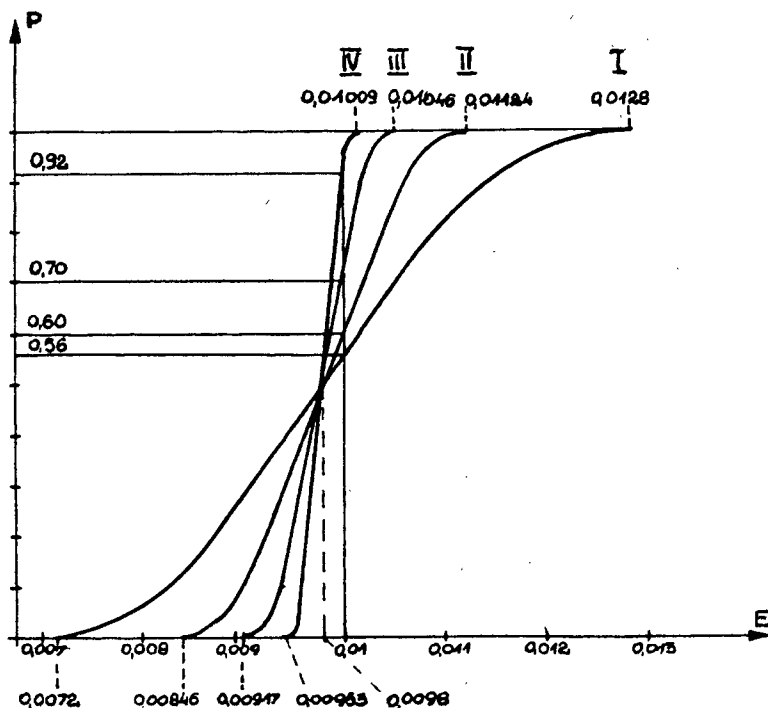
Ponieważ $|E| = |E|(\omega, C, R)$, gdzie C i R to pojemności i rezystancje korektora, jest funkcją ściśle monotoniczną w całym zakresie zmienności $A1(j\omega)$, można w celu rozwiązania deterministycznego posłużyć się zarówno metodą badania znaku pochodnych jak i bardziej popularną, lecz mniej dokładną, metodą różniczki zupełnej. Rozwiązanie probabilistyczne można uzyskać posługując się metodą numeryczną [2], która umożliwi wyznaczenie rozkładu prawdopodobieństwa zmiennej losowej będącej funkcją innych niezależnych zmiennych losowych o dowolnych rozkładach.

Ponieważ $|E| = |E|(\omega, C, R)$, gdzie

W celu przeprowadzenia takich obliczeń dla opisywanego przypadku założono, że montaż układu odbywa się na drodze losowego doboru elementów C_1, C_2, R_1, R_2, R_3 produkowanych seryjnie, wobec czego wartości rzeczywiste tych wielkości można traktować jako zmienne losowe o przedziałach zmienności odpowiednio: $\pm \Delta C_1, \pm \Delta C_2, \pm R_1, \pm R_2, \pm \Delta R_3$. Przyjęto założenie, że zmienne te mają rozkłady jednostajne, które to założenie jest dość często zalecane, np. w pracy [3]. Rozważono cztery warianty obliczeń, przyjmując że dokładności wykonania rezystancji i pojemności są równe:

- I 10% dla rezystancji i 20% dla pojemności,
- II 5% dla rezystancji i 10% dla pojemności,
- III 2% dla rezystancji i 5% dla pojemności,
- IV 1% dla rezystancji i 2% dla pojemności.

W praktyce wygodniej jest korzystać wprost z wydruków wartości dystrybuant otrzymanych z EMC, ze względu jednak na ograniczoną objętość niniejszego artykułu zastąpiono je wykresami. Dla lepszego porównania otrzymanych wyników, wszystkie dystrybuanty przedstawiono na jednym rysunku, na którym zaznaczono również rozwiązanie deterministyczne /rys. 4/.



Rys.4. Dystrybuanty zmiennej losowej E układu skorygowanego

Traktując problem deterministycznie - wszystkie cztery warianty rozwiązania należy odrzucić jako, że w każdym przypadku górna wartość graniczna odchyłki odpowiedzi układu jest większa od dopuszczalnej. Pozostaje tu co prawda możliwość dalszej analizy przez kolejne zacieśnianie tolerancji, ale sądząc z przebiegu krzywych już uzyskanych wydaje się wątpliwe, aby tą drogą można było w tym przypadku osiągnąć ekonomicznie poprawne rozwiązanie.

Traktując problem probabilistycznie, wydaje się możliwe przyjęcie zestawu IV godząco się jednocześnie na 8 % braków w produkcji seryjnej, przy czym procent braków powinien być w rzeczywistości nieco mniejszy z uwagi na przyjęte do obliczeń bardzo ostrożne założenie rozkładów jednostajnych dla wielkości składowych.

Rzeczywiste rozkłady prawdopodobieństwa tych wielkości będą przypuszczalnie bardziej skupione wokół wartości oczekiwanej, a zatem ryzyko braków nieco mniejsze.

W wyniku przeprowadzonych obliczeń otrzymano również następujące wartości parametrów rozkładu zmiennej losowej $|E_{(j\omega)}|$, które dla porównania można tu przytoczyć:

Wariant	I	II	III	IV
środek przedziału zmienności	0,0100	0,0098	0,0098	0,0098
wartość oczekiwana	0,0098	0,0098	0,0098	0,0098
odchylenie standardowe	0,0012	0,0006	0,0003	0,0001
mediana	0,0098	0,0098	0,0098	0,0098
modalna	0,0096	0,0094	0,0100	0,0098
współczynnik asymetrii	0,0917	0,0427	0,0090	0,0243
współczynnik spłaszczenia	2,1548	2,1551	2,1052	2,5849

Wartość oczekiwana we wszystkich przypadkach wynosi 0,0098. Wartość tę otrzymano już poprzednio podstawiając do (2) nominalne wartości wielkości składowych. Tłumaczy to w pewnym sensie opisany w [1] tok postępowania o tyle, że wartość oczekiwana odchyłki spełnia warunek (2). Prowadzenie produkcji tylko na tej podstawie jest jednak bardzo ryzykowne. Zauważamy, że dla wariantu I wartość oczekiwana również wynosi 0,0098, a z wykresu dystrybuanty /rys. 4/ wynika, że w tym przypadku należy spodziewać się 44 % braków. Otrzymane wartości współczynnika asymetrii i spłaszczenia wskazują na to, że rozkład zmiennej losowej $|E|$ nie jest rozkładem normalnym, dla którego wartości te wynoszą odpowiednio 0 i 3.

Należy podkreślić, że rozważane warianty I, II, III, IV zostały przyjęte przypadkowo i nie oznacza to wcale, że wariant IV jest rozwiązaniem optymalnym. Celem niniejszej pracy nie było znalezienie wariantu optymalnego lecz wskazanie możliwości probabilistycznej metody analizy badanego problemu.

PODSUMOWANIE

Wydaje się, że przedstawiona analiza powinna być stosowana w toku projektowania układów regulacji. Jak widać z przedstawionych wykresów, dokładność wykonania elementów czwórnikowa ma istotny wpływ na jakość działania układu i prowadzenie obliczeń wyłącznie na wartościach nominalnych może służyć jedynie do wstępnej syntezy układu. Uwzględnienie dokładności wykonania elementów układu metodami deterministycznymi prowadzi na ogół do zwiększenia kosztu produkcji poprzez nadmierne zacieśnienie tolerancji wykonania elementów składowych.

Zastosowanie metody probabilistycznej umożliwia bardziej elastyczną politykę technologiczno-ekonomiczną i tańsze wykonanie przy świadomości podjętym ryzyku określonego procentu braków na poziomie ekonomicznej opłacalności.

Wydaje się, że takie postępowanie jest szczególnie uzasadnione w technice obwodów scalonych, gdzie tolerancje wykonania rezystancji i po-

jemności są zwykle dużo większe i wynikają wprost z zastosowanej technologii. Negatywny wynik analizy /zbyt duże prawdopodobieństwo braków/ będzie w tym przypadku jednoznaczny z koniecznością przekonstruowania układu lub zmiany technologii.

Przedstawiony przykład dotyczy, co prawda, układów elektrycznych ale metodę [2] można stosować również w układach hydraulicznych i pneumatycznych.

Podstawowym wnioskiem wynikającym z tej pracy jest stwierdzenie, że w przypadku projektowania układów automatyki analiza wrażliwości parametrycznej winna być nieodłącznym etapem projektowania, a metoda [2] może być w tym celu stosowana.

LITERATURA

- [1] Bower J.L., Schultheiss P.M.: Podstawy projektowania serwomechanizmów. Warszawa, 1963, WNT
- [2] Dąbek Z.: O pewnej metodzie analizy wymiarowej. Normalizacja, 1976, nr 12
- [3] Drewnowski K.: Pomiary elektryczne. Warszawa, 1959, PWN

THE DETERMINATION OF WORKING TOLERANCES IN AUTOMATIC SYSTEMS

Summary

There has been suggested a probabilistic method for selecting tolerances of elements in systems of automatic control. There is assumed that parameters of system elements /resistance, capacitance/ are random variables which may take the values from the range determined by a class of working precision.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДОПУСКА ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В АВТОМАТИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

Резюме

Предложен вероятностный метод подбора допуска элементов в системах автоматического регулирования. При этом предполагается, что параметры элементов системы /активное сопротивление, объём/ являются случайными переменными, которые могут приобретать значение из области определенного класса точности выполнения.

Andrzej Laskowski

DYNAMIKA ZMIAN TEMPERATURY I WILGOTNOŚCI POWIETRZA
W KLIMATYZOWANYM POMIESZCZENIU NA STATKU
Z UWZGLĘDNIENIEM AKUMULACYJNEGO WPŁYWU ŚCIAN I WYPOSAŻENIA

Autor rozpatruje opis matematyczny dynamiki zmian temperatury i wilgotności względnej powietrza w klimatyzowanym pomieszczeniu okrętowym przy wykorzystaniu równania przewodnictwa cieplnego i bilansu masowego, co pozwala uwzględnić akumulacyjny wpływ ścian i wyposażenia jak również zmiany wilgotności względnej powietrza w pomieszczeniu wywołane zmianami parametrów powietrza nawiewanego. Otrzymane zależności na zmianę temperatury i wilgotności powietrza w pomieszczeniu klimatyzowanym pozwalają na rozwiązanie szeregu zadań inżynierskich z zakresu automatycznej regulacji urządzeń grzewczych i klimatyzacyjnych.

Teoretyczne i eksperymentalne badania wykazują, że pomieszczenie klimatyzowane posiada znaczną inercję cieplną. Dlatego też zagadnienia dynamicznych charakterystyk pomieszczenia jako elementu automatycznej regulacji urządzeń klimatyzacyjnych były analizowane i badane przez wielu autorów.

W pracach [4, 5] pomieszczenie rozpatrywane jest jako obiekt ze skupionymi parametrami, w którym akumulacyjnego wpływu ścian i wyposażenia nie uwzględnia się. W rezultacie takiego podejścia proces przejściowy w pierwszym przybliżeniu opisuje się równaniami różniczkowymi pierwszego rzędu ze stałymi współczynnikami.

W [1] otrzymano wyrażenia na transmitancje przy zmianie temperatury otoczenia i ilości ciepła wydzielanego przez wyposażenie /osprzęt/ oraz przy zmianach temperatury powietrza nawiewanego. Jak i inni badacze, przy rozpatrywaniu procesów cieplnych w konstrukcji ścian i wyposażenia, autor przyjął dopuszczenie o nieskończenie wielkiej przewodności cieplnej materiału w kierunku ruchu strumienia cieplnego.

Bardziej dokładne rozwiązanie otrzymano w [2, 3], gdzie przytoczony jest opis matematyczny dynamiki zmiany temperatury powietrza w pomieszczeniu z uwzględnieniem rozwiązania równania przewodnictwa cieplnego w ścianach przy odpowiednich założeniach. Pozwoliło to otrzymać bardziej dokładne wyrażenia na transmitancje obiektu jakim jest pomieszczenie okrętowe.

Jednak w żadnej z rozpatrywanych prac nie uwzględniono zmian wilgotności względnej powietrza w pomieszczeniu wywołanej zmianami temperatury powietrza kajuty i zmianami parametrów powietrza nawiewanego.

W układach klimatyzacyjnych odchylenia temperatury i wilgotności powietrza od zadanych wielkości, zachodzące wskutek różnych zakłóceń, powinny być usuwane w odpowiednio krótkim czasie. Przy powolnych zmianach obciążeń ciepłno-wilgotnościowych /zmiana temperatury i wilgotności otoczenia, promieniowanie słoneczne/ stosowane układy regulacji w zasadzie nadążają reagować na odchylenia parametrów powietrza od wielkości zadanych. Zatem, przy określaniu właściwości regulacyjnych obiektu jakim jest pomieszczenie okrętowe, należy uwzględniać tylko krótkookresowe zakłócenia, które mogą pochodzić od włączenia urządzeń elektrycznych, szybkiego zapełnienia pomieszczeń ludźmi, przełączenia urządzeń klimatyzacyjnych z jednego reżimu cieplnego na inny itd. W tym przypadku zmiany temperatury będą występować zasadniczo tylko w warstwach ciała stałego bezpośrednio przylegających do jego powierzchni, a zatem wymiana ciepła między powietrzem w pomieszczeniu, ścianami oraz wyposażeniem będzie określona zmianą różnicy temperatur powietrza i powierzchni tych ciał.

W danej pracy, biorąc pod uwagę powyższe założenia, rozpatruje się opis matematyczny dynamiki zmian temperatury i wilgotności względnej powietrza w pomieszczeniu okrętowym z uwzględnieniem równania przewodnictwa cieplnego i bilansu masowego, co pozwoli uzyskać bardziej dokładne zależności na transmitancje tych pomieszczeń jako obiektów regulacji.

Przy zestawieniu równań bilansowych ciepła i masy zakłada się, że zachodzi pełne wymieszanie powietrza nawiewanego i będącego w pomieszczeniu, oraz że obiekt regulacji jest obiektem ze skupionymi parametrami. W związku z przyjętymi założeniami do równań podstawiane będą średnie znaczenia występujących w nich wielkości. Przyjmować się również będzie, że ściany i wyposażenie są płytami, w których strumień ciepła w kierunku podłużnym nie występuje. Ściany zewnętrzne, podłogi i sufity będą rozpatrywane jako nieskończenie grube płyty /zmiany temperatury w warstwach powierzchniowych materiału/ a ściany wewnętrzne jako cienkie płyty.

Przy tych założeniach dla pomieszczenia na ataktu można napisać następujące równania:

1. Dla nieskończenie grubych ścian

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{\lambda_{\xi\xi}^*}{\rho_{\xi\xi}^* \cdot c_{\xi\xi}^*} \frac{\partial^2 \theta}{\partial x_{\xi\xi}^2} \quad (1)$$

warunki graniczne

$$\alpha_p (\theta_k - \theta_{\xi\xi}^*) = - \lambda_{\xi\xi}^* \frac{\partial \theta}{\partial x_{\xi\xi}} \quad \text{dla } x_{\xi\xi} = 0$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial x_{\xi\xi}} = 0 \quad \text{dla } x_{\xi\xi} = \infty$$

przewidywane rozwiązanie

$$\theta = e^{rx}$$

2. Dla cienkich ścian

$$\alpha_p (\theta_k - \theta_{śc}^{KK}) = \alpha_p (\theta_{śc}^{KK} - \theta_k^K) + \gamma_{śc}^{KK} \cdot c_{śc}^{KK} \cdot \delta \frac{\partial \theta_{śc}^{KK}}{\partial \tau} \quad (2)$$

3. Dla wyposażenia kajuty

$$c_w \cdot M_w \frac{\partial \theta_w}{\partial \tau} = \alpha_p F_w (\theta_k - \theta_w) \quad (3)$$

4. Dla powietrza w pomieszczeniu

a/ bilans cieplny

$$c_p M_k \frac{\partial \theta_k}{\partial \tau} = c_p \dot{G}_p (\theta_p - \theta_k) + Q_w - \sum \alpha_p F_{śc}^K (\theta_k - \theta_{śc}^K) + \\ - \sum \alpha_p F_{śc}^{KK} (\theta_k - \theta_{śc}^{KK}) - \sum \alpha_p F_w (\theta_k - \theta_w) \quad (4)$$

b/ bilans masowy

$$M_k \frac{\partial x_k}{\partial \tau} = \dot{G}_p (x_p - x_k) + W \quad (5)$$

Zawartość wilgoci w powietrzu

$$x = 0,622 \frac{\varphi \cdot p''}{p - \varphi p''} \quad (6)$$

Cisnienie nasycenia pary wodnej w powietrzu [5]

$$\lg p'' = 0,0141966 - 3,142305 \left(\frac{10^3}{T} - \frac{10^3}{373,15} \right) + \\ + 8,2 \lg \left(\frac{373,15}{T} \right) - 0,0024804 (373,15 - T) \quad (7)$$

gdzie:

$\theta, \theta_k, \theta_{śc}^K, \theta_{śc}^{KK}, \theta_k^K, \theta_w, \theta_p, T$ - odpowiednio temperatura ścianki, powietrza w pomieszczeniu, powierzchni ścianki nieskończenie grubej, powierzchni ścianki cienkiej, powietrza w sąsiednich pomieszczeniach, wyposażenia, powietrza nawiewanego, bezwzględna;

$\rho_{\text{śc}}^{\text{K}}$, $\rho_{\text{śc}}^{\text{MK}}$	- gęstość materiału ścianki nieskończenie grubej i cienkiej;
$c_{\text{śc}}^{\text{K}}$, $c_{\text{śc}}^{\text{MK}}$, c_w , c_p	- ciepło właściwe materiału ścianki nieskończenie grubej, cienkiej, wyposażenia i powietrza;
M_w , M_k	- masa wyposażenia i masa powietrza w pomieszczeniu;
$F_{\text{śc}}^{\text{K}}$, $F_{\text{śc}}^{\text{MK}}$, F_w	- pole powierzchni ścianki nieskończenie grubej, cienkiej i wyposażenia kajuty;
x_k , x_p	- zawartość wilgoci w powietrzu pomieszczenia i nawiewanym;
p'' , p	- ciśnienie nasycenia pary wodnej i atmosferyczne;
τ	- czas;
$\lambda_{\text{śc}}^{\text{K}}$	- współczynnik przewodności cieplnej materiału ścianki nieskończenie grubej;
$x_{\text{śc}}$	- współrzędna;
α_p	- współczynnik wnikania ciepła;
δ	- grubość ścianki;
\dot{G}_p	- wydatek masowy powietrza nawiewanego;
Q_w	- źródła ciepła w kajucie niezależne od temperatury powietrza;
W	- źródła wilgoci w pomieszczeniu;
φ	- wilgotność względna powietrza.

Przechodząc do małych odchyżeń od stanu równowagi i stosując przekształcenie Laplace'a do równań (1)-(5) z uwzględnieniem (6) i (7) można określić zmianę temperatury i wilgotności względnej powietrza w pomieszczeniu okrętowym dla wielkości regulujących /temperatura, wilgotność i wydatek powietrza nawiewanego/ i zakłóceń /źródła ciepła i wilgoci w pomieszczeniu/.

$$\Delta \theta_k(s) = \frac{G_0(s)}{1 + G_0(s) [G_1(s) + G_2(s) + G_3(s)]} \cdot [\Delta \theta_p s + k_{Gy} \cdot \Delta \dot{G}_p(s) + k_{Qw} \cdot \Delta Q_w(s)] \quad (8)$$

gdzie:

$$G_0(s) = \frac{1}{1 + Ts}$$

$$G_1(s) = \lambda_{\text{śc}}^{\text{K}} \left[1 - \frac{\Delta \theta_{\text{śc}}^{\text{K}}(s)}{\Delta \theta_k(s)} \right] = \lambda_{\text{śc}}^{\text{K}} \left[1 - \frac{1}{1 + \sqrt{2 T_{\text{śc}}^{\text{K}} \cdot s}} \right]$$

$$G_2(s) = \chi_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \left[1 - \frac{\Delta \theta_{\dot{\theta}_k}(s)}{\Delta \theta_k(s)} \right] = \chi_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \left[1 - \frac{0,5}{1 + T_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \cdot s} \right]$$

$$G_3(s) = \chi_w \left[1 - \frac{\Delta \theta_w(s)}{\Delta \theta_k(s)} \right] = \chi_w \left[1 - \frac{1}{1 + T_w \cdot s} \right]$$

$$T = \frac{M_k}{G_p} ; \quad T_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} = \frac{c_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \cdot \rho_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \cdot \lambda_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}}}{2\alpha_p^2} ;$$

$$T_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} = \frac{c_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \cdot \rho_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} \cdot \delta}{2\alpha_p} ; \quad T_w = \frac{c_w \cdot M_w}{\alpha_p \cdot F_w} ;$$

$$\chi_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} = \frac{\sum \alpha_p F_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}}}{c_p \cdot \dot{G}_p} ; \quad \chi_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}} = \frac{\sum \alpha_p F_{\dot{\theta}_k}^{\text{MK}}}{c_p \cdot \dot{G}_p} ;$$

$$\chi_w = \frac{\sum \alpha_p F_w}{c_p \cdot \dot{G}_p} ; \quad k_{G_y} = \frac{\theta_p - \theta_k}{\dot{G}_p} ; \quad k_{Q_w} = \frac{1}{c_p \cdot \dot{G}_p}$$

$$\Delta \varphi_k s = G_o^{\text{MK}}(s) [k_{\varphi} \cdot \Delta \varphi_p(s) + k_{G_y} \cdot \Delta \dot{G}_p(s) + k_w \cdot \Delta W(s)] + k_{\theta} \cdot \Delta \theta_k(s) \quad (9)$$

gdzie:

$$G_o(s) = \frac{k_d}{1 + Ts}$$

$$k_d = \frac{p - p_k'' \varphi_k}{(0,622 + x_k) p_k''} ; \quad k_{\varphi} = \frac{(0,622 + x_p) p_p''}{p - p_p'' \cdot \varphi_p} ;$$

$$k_{G_y} = \frac{x_p - x_k}{\dot{G}_p} ; \quad k_w = \frac{1}{\dot{G}_p}$$

$$k_{\theta} = \ln 10 \left(3,142305 \frac{10^3}{T_k^2} - \frac{8,2}{T_k \ln 10} + 0,0024804 \right) \cdot \varphi_k$$

indeksy:

- k - powietrze w pomieszczeniu
- p - powietrze nawiewane

Zaproponowany opis matematyczny dynamiki zmian temperatury i wilgotności względnej powietrza w pomieszczeniu klimatyzowanym pozwala na rozwiązanie szeregu zadań inżynierskich z zakresu automatycznej regulacji urządzeń wentylacyjnych, grzewczych i klimatyzacyjnych, a mianowicie:

- określenie dynamicznych charakterystyk pomieszczenia w warunkach regulacji jakościowo-ilościowej;
- określenie nieregulowanego reżimu temperaturowo-wilgotnościowego w warunkach zmiennych obciążeń cieplno-wilgotnościowych i wybór obliczeniowego obciążenia cieplnego pomieszczenia.

LITERATURA

- [1] Czetwieruchin B.M.: Algoritm wycislieniya korrelacjonnych funkcij temperaturno-włažnostnych polej w sistemach kondicjonirowanija wożducha. - W kn.: Wnedrenije w maszinostrojenii nowych priborow i sriedstw awtomatizaczi proizwodstwiennyh processow. Trudy Wsiesojuznogo seminaru. Kijew, 1969, s.22 - 25
- [2] Łysjow W.I.: Ocenka inercjonnych swojstw pomieszczenija s uczotom dinamiczeskich charakteristik ograždienij i oborudowanija. - W kn.: Masziny i apparaty chołodilnoj, kriogiennoj techniki i kondicjonirowanija wożducha. Mieżwuzowskij sbornik naucznych trudow. L., 1979, s.99 - 106
- [3] Rymkiewicz A.A., Chałamejzer M.B.: Uprawlenije sistemami kondicjonirowanija wożducha. M., Maszinostrojenije, 1977, s.274
- [4] Uczastkin P.W.: Charakteristiki pomieszczenija kak zwiena sistiemy awtomatycznego regulirowanija ustanowok kondicjonirowanija wożducha. - W kn.: Naucznyje raboty institutow ochrany truda WCSPS. Wyp. 41. M., Profizdat, 1966, s.3 - 11
- [5] Uczastkin P.W.: Issledowanije izmienenij temperatury wożducha w pomieszczenijach pri tieplowych wozmuszczenijach. - W kn.: Kondicjonirowanije wożducha. Dokłady wsiesojuznoj konferenczi. L., Izd. LTICHP, 1972, s.21 - 34

A DYNAMICS OF AIR TEMPERATURE AND HUMIDITY CHANGES IN AN AIR CON-
DITIONED ACCOMMODATION ON A SHIP WITH THE EFFECT OF WALLS AND
EQUIPMENT TAKEN INTO CONSIDERATION

Summary

The author discusses a mathematical description of the dynamics of relative air temperature and humidity changes in a ship accommodation with the application of the equation of heat conduction and mass balance which make it possible to take into consideration an accumulative effect of walls and equipment as well as changes in relative air-humidity in the accommodation caused by changes in ventilated air parameters. The obtained dependences as for the change in air temperature and humidity in the air-conditioned accommodation enable solving a number of engineering tasks in the field of automatic control of heating and air-condition devices.

ДИНАМИКА ИЗМЕНЕНИЙ ТЕМПЕРАТУРЫ И ВЛАЖНОСТИ ВОЗДУХА В СУДОВОМ КОНДИ-
ЦИОНИРУЕМОМ ПОМЕЩЕНИИ УЧИТЫВАЯ ВЛИЯНИЯ СТЕН И ОБОРУДОВАНИЯ

Резюме

Автор рассматривает математическое описание динамики изменений температуры и относительной влажности воздуха в судовом кондиционируемом помещении при использовании уравнения теплопроводности и массового баланса, что позволяет учесть аккумуляционное влияние ограждений и оборудования и изменение относительной влажности воздуха в помещении вызванное изменением параметров приточного воздуха. Полученные зависимости изменения температуры и влажности воздуха в кондиционируемом помещении позволяют решить ряд инженерских задач в области автоматического регулирования систем отопления и кондиционирования воздуха.



Tadusz Mikołajczyk

METODYKA I TECHNIKA OKREŚLANIA PŁYNIĘCIA
TECHNICZNEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ KONSTYTUOWANEJ SKRAWANIEM

W artykule przedstawiono kinematyczną analizę płynięcia technicznej warstwy wierzchniej konstituowanej skrawaniem.

Na podstawie analizy trygonometrycznej, wprowadzonego modelu płynięcia, otrzymano zależność aproksymującą wartość płynięcia w zależności od kierunku pomiaru względem wektora prędkości skrawania. Parametry płynięcia TWW określano doświadczalnie przy wykorzystaniu próbek dzielonych. Wyniki badań potwierdziły zasadność przeprowadzonej analizy - stwierdzono znaczną zgodność przebiegu wyprowadzonej funkcji z wynikami badań.

W technicznej warstwie wierzchniej /TWW/, podczas jej konstituowania skrawaniem następują pewne przemieszczenia, które często nazywa się płynięciem [1, 3, 4, 5]. Parametry związane z płynięciem TWW są przedmiotem mniejszej liczby badań niż parametry określone w charakterystyce kompleksowej TWW [2]. Jedną z prawdopodobnych przyczyn tego stanu są trudności analizy teoretycznej i brak zadowalającej techniki eksperymentu dla określenia płynięcia TWW. Trudności pomiaru dotyczą zarówno określenia jego kierunku, jak i wartości.

Nie znając kierunku wypadkowego przemieszczenia można założyć, że dokonuje się ono w dwóch kierunkach: jednym zgodnym z kierunkiem i zwrotem wypadkowej prędkości skrawania, który można określić wzdłużnym oraz drugim prostopadłym do niego i równoległym do powierzchni obrobionej, który określa się bocznym.

Płynięcie TWW w kierunku bocznym zdaniem wielu autorów wpływa na chropowatość powierzchni obrobionej wywołując według niektórych jej wzrost [6], zdaniem innych spadek [4, 5] względem chropowatości wywołanej kinematyczno-geometrycznym odwzorowaniem ostrza.

Płynięcie TWW w kierunku wzdłużnym było przedmiotem szeregu badań, między innymi J.A. Bailey'a i S. Jeeleni'ego [1], którzy określali to płynięcie z wykorzystaniem siatki naniesionej na boczną powierzchnię skrawanej próbki.

Płynięcie TWW w kierunku bocznym określano za pomocą następujących metod:

- z efektów spowodowanych wypływaniem elementów TWW ponad powierzchnię obrabianą przy skrawaniu ostrzem w kształcie litery V [5],

- fotografowania [4] lub filmowania [6] strefy skrawania podczas obróbki.

W pracy [3] zaproponowano technikę kompleksowej - jakościowej i ilościowej analizy płynięcia TWW w kierunku wzdłużnym i bocznym. W metodzie tej oparto się na wykorzystaniu próbki dzielonej dającej możliwość obserwowania przemieszczeń TWW. Przy założeniu, że tworzący się na powierzchni podziału próbki /rys.1a/ zadziór h_m jest rzutem wartości płynięcia wypadkowego h TWW na kierunek prostopadły do powierzchni podziału próbki prowadzono analizę płynięcia TWW.

Istota eksperymentu z wykorzystaniem próbki dzielonej polega na prowadzeniu prób skrawania przy zmiennym kącie skrzyżowania δ wektora prędkości skrawania z powierzchnią podziału próbki /rys.1b/.

W warunkach skrawania przy wartościach kąta δ większych i mniejszych od 90° maksymalna wysokość h_m zadzioru winna wystąpić w przypadku pokrycia się kierunku wektora płynięcia wypadkowego w kierunku pomiaru /rys.1b punkt C/. W pracy [3] uzyskano eksperymentalne potwierdzenie tego faktu - przy frezowaniu stwierdzono występowanie płynięcia bocznego TWW w kierunku przeciwnym do kierunku posuwu.

Wyniki eksperymentu opracowano statystycznie, stwierdzając najmniejszy błąd przy aproksymacji funkcją paraboliczną z maksimum przy kącie $\delta = 102^\circ$.

Przedstawiony wyżej sposób postępowania przy analizie wyników eksperymentu przy wykorzystaniu próbki dzielonej jest uproszczony. Możliwe jest rozwinięcie tej metody.

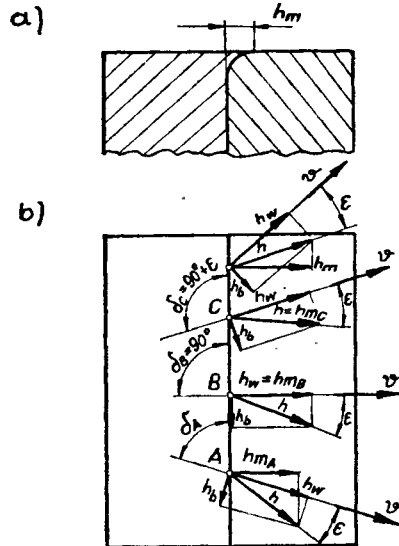
Zakładając słuszność modelu z rysunku 1 można określić wartość h_m z następujących wzorów:

$$\text{dla } \delta < 90^\circ \quad h_m = h \cos(90^\circ - \delta + \epsilon) \quad (1)$$

$$\text{dla } \delta > 90^\circ \quad h_m = h \cos(-90^\circ + \delta - \epsilon) \quad (2)$$

Równania (1) i (2) dogodnie jest zastąpić jednym równaniem słusznym dla całego zakresu kątów δ :

$$h_m = h \cos |90^\circ - \delta + \epsilon| \quad (3)$$



Rys.1. Model płynięcia warstwy wierzchniej przy różnych kątach δ pomiędzy wektorem prędkości skrawania a płaszczyzną podziału próbki

Przy wykorzystaniu danych doświadczalnych nieznane parametry h i ϵ można określić z układu równań /teoretycznie wystarczą dwa/

$$\begin{aligned} h_{m1} &= h \cos |90^\circ - \delta_1 + \epsilon| \\ h_{m2} &= h \cos |90^\circ - \delta_2 + \epsilon| \\ &\dots\dots\dots \\ h_{mn} &= h \cos |90^\circ - \delta_n + \epsilon| \end{aligned} \quad (4)$$

gdzie:

- n - ilość doświadczeń
- $\delta_1 - \dots - \delta_n$ - wartości kątów δ w kolejnych doświadczeniach
- $h_{m1} - \dots - h_{mn}$ - wyniki pomiaru h_m z doświadczeń przy różnych wartościach kąta δ

Układ równań można rozwiązać z wykorzystaniem ETO przy zastosowaniu metody najmniejszych kwadratów.

Znając parametry płynięcia wypadkowego / h i ϵ / płynięcie TWW w kierunku wzdłużnym h_w i w kierunku bocznym h_b można określić ze wzorów

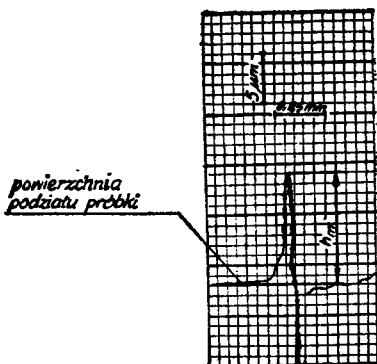
$$h_w = h \cdot \cos \epsilon \quad (5)$$

$$h_b = h \cdot \sin \epsilon \quad (6)$$

Z uwagi na fakt, że wyniki przedstawione w pracy [3] były obarczone pewnym błędem spowodowanym zmienną grubością warstwy skrawanej w przyjętym układzie skrawania, dla sprawdzenia słuszności powyższych wywodów przeprowadzono dodatkowe próby.

Dokonano prób frezowania na sucho, na frezarce pionowej, typ P6V2-3 /produkcji jugosłowiańskiej/ licencyjnym frezem walcowo-czołowym prawrotnym o symbolu 220.17-0100 płytką z węglika spiekanego H10S o następującej geometrii $\lambda_r = 90^\circ$, $\gamma_o = 0^\circ$, $\gamma_f = 0^\circ$, $\alpha_o = 14^\circ$, $\lambda'_r = 0^\circ$, $f = 1,5$ mm, $r_f = 2,0$ mm próbki dzielonej wykonanej ze stali 45 w stanie normalizowanym. Stosowano następujące parametry skrawania: $g = 1$ mm, $P_{zr} = 0,089$ mm, $v = 47$ m/min. Różne wartości kąta δ otrzymano przemieszczaniem osi głowicy frezowej względem płaszczyzny podziału próbki. Dla otrzymania we wszystkich doświadczeniach stałej wartości posuwu promieniowego w płaszczyźnie podziału próbek frezowanie prowadzono przy różnych wartościach posuwu, skierowanego wzdłuż płaszczyzny podziału próbek. I tak odpowiednio dla kąta $\delta = 30^\circ$ i 150° $p_t = 31,5$ mm/min, dla $\delta = 53^\circ$ i 127° $p_t = 20$ mm/min dla $\delta = 90^\circ$ $p_t = 16$ mm/min.

Powierzchnie podziału próbki były szlifowane. Po szlifowaniu części próbek skręcano i kołkowano. Pomiarów h_m /rys.2/ dokonywano na profilografometrze firmy Kalibr model 201 /prod. ZSRR/. Średnie wyniki sześciu pomiarów oraz rozstępy przedstawiono na rysunku 3. Wyniki doświadczenia opracowano według wzoru (4) na EMC ODRA 1204. Otrzymano następujące wyniki: $h = 17,49 \mu\text{m}$, $\epsilon = 12,53^\circ$.



Rys.2.
Przykład profilogramu skraju
powierzchni podziału próbki

Podstawiając do wzoru (3) otrzymane wartości h i β obliczono wartości h_m . Wyniki obliczeń przedstawiono w postaci wykresu na rysunku 3.

Podobnie jak w pracy [3] dla danych doświadczalnych wykonano na EMC obliczenia równania paraboli. Otrzymałą funkcję oraz wyniki obliczeń przedstawiono na rysunku 3.

Można zauważyć, że dla funkcji parabolicznej otrzymano zbliżone wartości parametrów płynięcia $TWW/h = 17,95 \text{ um}$ i $\mathcal{E} = 10,14^\circ$. Można zauważyć, że wykresy teoretyczne w dużym stopniu odpowiadają wykresowi doświadczalnemu.

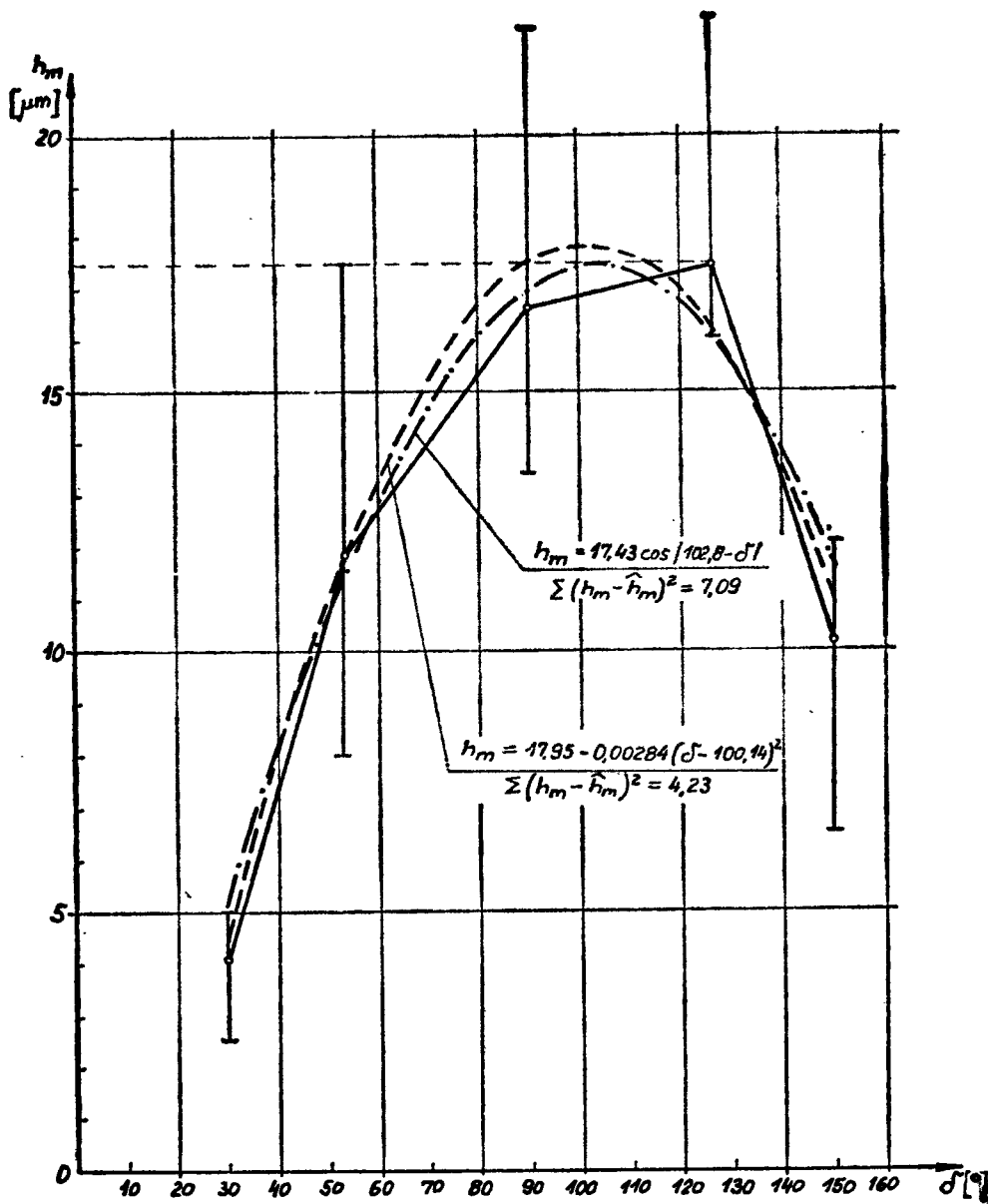
Pewna asymetria wykresu doświadczalnego może być spowodowana błędem doświadczenia lub wpływem szczeliny.

Dla obydwu postaci równań regresji obliczono sumy kwadratów odchyłek wartości otrzymanych z równania regresji od wartości doświadczalnych /rys.3/. Otrzymano wartości tego samego rzędu, lecz nieco lepszą aproksymację zapewnia równanie w postaci parabolicznej; niemniej równanie w postaci (3) należy również uznać za poprawne - może ono stanowić podstawę do dalszej analizy. Równanie w postaci (3) jest korzystniejsze, gdyż wynika ono bezpośrednio z przyjętego modelu płynięcia, a także do jego uzyskania wymagana jest mniejsza liczba pomiarów - $n \geq 2$ /dla funkcji parabolicznej wymagane jest $n \geq 3$ /.

Znając parametry płynięcia wypadkowego można określić płynięcie TWW wzdłużne i boczne z wzorów (5) i (6).

Po wykonaniu obliczeń otrzymano $h_w = 17,07 \text{ um}$, $h_b = 3,78 \text{ um}$. Wynika z tego, że płynięcie boczne stanowi około 22% płynięcia wzdłużnego.

Tak więc wyżej proponowana metodyka pozwala przy nieskomplikowanej technice otrzymać kompleksową informację o płynięciu warstwy wierzchniej.



Rys.3. Wyniki pomiarów rzutu h_m płynięcia wypadkowego w zależności od kąta δ i wyniki obliczeń h_m według wzoru (3) oraz dla aproksymacji parabolicznej

Przeprowadzona analiza i doświadczenie z uwzględnieniem literatury dotyczącej płynięcia warstwy wierzchniej konstytuowanej skrawaniem pozwala wysunąć następujące wnioski:

1. W procesie konstytuowania warstwy wierzchniej za pomocą skrawania występuje płynięcie materiału w tej warstwie w kierunku nie tylko wzdłużnym, ale i bocznym, co ma wpływ na jej stan.
2. W warunkach przeprowadzonego doświadczenia stwierdzono, że płynięcie boczne jest przeciwne do zwrotu wektora prędkości posuwu i że stanowi ono około 22% płynięcia wzdłużnego.
3. Prezentowana technika i metodyka pozwala na uzyskanie kompleksowej informacji o płynięciu warstwy wierzchniej, charakteryzuje się wystarczającą selektywnością.

Wskazane byłoby dalsze jej opracowanie w celu zmniejszenia błędów pomiaru.

LITERATURA

- [1] Bailey J.A., Jeeleni S.: Determination of subsurface plastics strain in machining using an embossed grid. *Wear*, 1976, no 36
- [2] Kaczmarek J.: Podstawy obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej. Warszawa, 1971, PWN
- [3] Latoś H., Mikołajczyk T.: Wyznaczanie bocznego płynięcia materiału warstwy wierzchniej podczas jej konstytuowania skrawaniem. Materiały V Międzynarodowej Konferencji n.t.: Postępy w teorii i technice obróbki materiałów. Sekcja W: Obróbka wiórowa, materiały i narzędzia do obróbki wiórowej. Kraków, 1979, IOS
- [4] Pekelharing A.J., Gieszen C.A.: Material side flow in finish turning. *Annals of the CIRP*. 1971, nr 20/1
- [5] Selvam M.S., Radhakrishnan V.: Study of side flow in simple Vee groove cutting and its influence on surface finish. *Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae*. 1975, nr 1-2
- [6] Seyvenco K.A., Kipper E.: Obrazovanie popierechnych nerovnostiej pri niesvobodnom rezani plasticeskich mietallov. *Stanki i instrument*, 1973, nr 4

METHODS AND TECHNIQUES OF DETERMINING THE FLOW OF TECHNICAL UPPER SURFACE AS A RESULT OF MACHINE CUTTING

Summary

The paper presents a kinematic analysis of the flow of upper surface during machine cutting.

On the basis of a trigonometric analysis of the introduced model of the flow there has been obtained a dependence depicting the flow magnitude depending on the direction of measurement in relation to the vector of cutting velocity. Flow parameters of the upper surface have been determined experimentally by the use of divided samples. The results have ascertained the significance of the conducted analysis - there has been proved a considerable equivalence of the introduced function and the results of the investigation.

МЕТОДИКА И ТЕХНИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕЧЕНИЯ ВЕРХНЕГО ТЕХНИЧЕСКОГО СЛОЯ ОБРАБАТЫВАЕМОГО РЕЗАНИЕМ

Резюме

В статье представлен кинематический анализ течения технического верхнего слоя обрабатываемого резанием.

На основе тригонометрического анализа введенной модели течения, получена зависимость аппроксимирующую значение течения в зависимости от направления измерения относительно вектора скорости резания. Параметры течения технического верхнего слоя определены опытно при использовании делительных проб. Результаты исследований подтвердили обоснованность проведенного анализа - установлено значительное совпадение хода выведенной функции с результатами исследований.



Henryk Oleszycki
Tadeusz Szykowny

OCENA ENERGOCHŁONNOŚCI
WYŻARZANIA NORMALIZUJĄCEGO I SFEROIDYZUJĄCEGO
ŻELIWA SFEROIDALNEGO

W pracy przedstawiono ocenę energochłonności różnych wariantów obróbki cieplnej żeliwa sferoidalnego posługując się wskaźnikiem energochłonności przyjętym jako stosunek nakładów energii do wartości zmian właściwości żeliwa.

W trakcie analizy ujawniono najkorzystniejsze z punktu widzenia energochłonności warianty normalizowania i sferoidyzowania niestopowego żeliwa sferoidalnego.

1. WPROWADZENIE

Zagadnienie energochłonności technik wytwarzania w stale pogarszającej się sytuacji energetycznej i paliwowej świata nabrało obecnie szczególnego znaczenia. Powszechna tendencja do oszczędnego wydatkowania energii dotyczy szczególnie procesów obróbki cieplnej, z natury swej energochłonnych.

W omawianiu tendencji rozwojowych elektrotermicznych urządzeń grzejnych w świetle obrad VIII Międzynarodowego Kongresu Elektrotermii /Liege - 1976/ T. Burakowski [1] stwierdza, że szczególny nacisk został położony na zmiany w konstrukcji urządzeń mające na celu zwiększenie ich sprawności ogólnej oraz na optymalizację procesów technologicznych opartą o minimalizację zużycia energii.

J. Wysocki [2] wymienia jako przedsięwzięcia bezinwestycyjnego oszczędzania energii: zmiany procesów technologicznych, zmiany stosowanych materiałów, wdrożenie nowych procesów technologicznych, doskonalenie warunków eksploatacji urządzeń do obróbki cieplnej i doskonalenie organizacji pracy. W podsumowaniu tego artykułu sprowadzającego się w zasadzie do obróbki cieplnej stali /oprócz ostatniego postulatu o charakterze ogólnym/ autor wskazuje na celowość ukierunkowania prac naukowo-badawczych na tematykę związaną z bezinwestycyjnym oszczędzaniem energii w obróbce cieplnej metali, a szczególnie na badanie sprawności energetycznej urządzeń i określanie energochłonności procesów technologicznych w zależności od warunków produkcyjnych. Autor nie podaje jednak metod określania energochłonności procesów obróbki cieplnej.

Na brak analizy energochłonności technologii i urządzeń w opracowywaniu założeń techniczno-ekonomicznych wydziałów obróbki cieplnej wskazuje w

swoim artykule A. Sala [3].

Mimo wagi problemu zauważa się w literaturze technicznej brak wskazań dla jednoznacznej oceny energochłonności obróbki cieplnej, która dla technologa mogłaby stać się jednym z kryteriów wyboru wariantu danego procesu obróbki cieplnej wielowariantowej.

Analiza energochłonności obróbki cieplnej jest zagadnieniem techniczno-ekonomicznym bardzo złożonym. W ujęciu kompleksowym powinna obejmować energochłonność urządzeń do obróbki cieplnej i procesu technologicznego z uwzględnieniem wartości zmian cech eksploatacyjnych obrabianego cieplnie wytworu zyskanych kosztem nakładu określonej energii. Tak rozumiana analiza energochłonności mogłaby stać się dodatkowym kryterium weryfikującym procesy obróbki cieplnej eliminującym warianty o niewspółmiernych w stosunku do efektów nakładach energii.

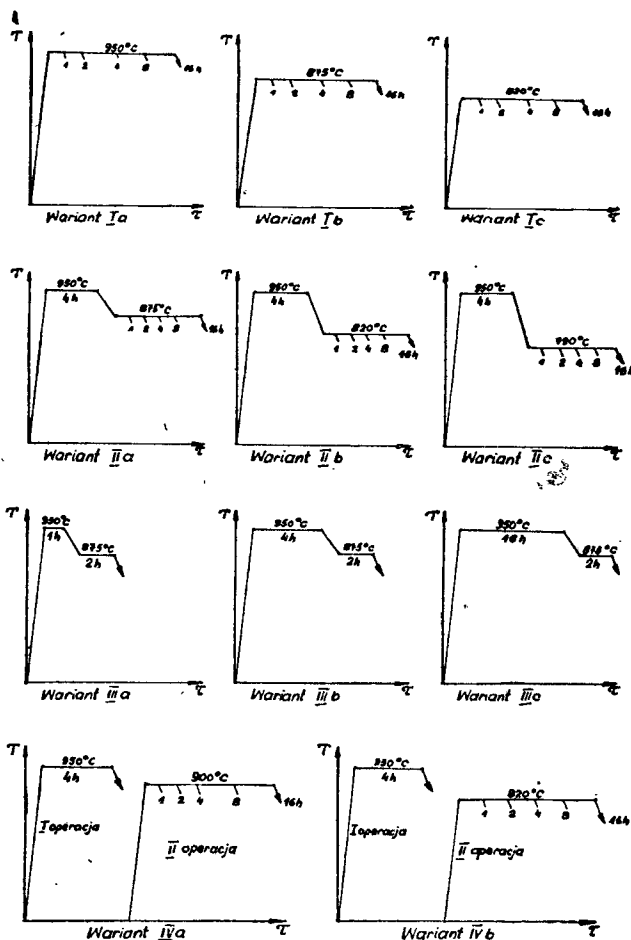
W Zakładzie Materiałoznawstwa i Obróbki Plastycznej Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy przeprowadzone zostały obszernie badania w zakresie obróbki cieplnej niestopowego żeliwa sferoidalnego. Przeprowadzono badania struktury i własności mechanicznych kilku gatunków niestopowego żeliwa sferoidalnego poddanego wyżarzaniu normalizującemu i sferoidyzującemu według różnych wariantów. Zmiennymi parametrami w poszczególnych wariantach obróbki cieplnej była temperatura i czas austenitzowania lub czas wyżarzania w temperaturze podkrytycznej. Szczegółowy opis przytoczanych badań znajduje się w pracy [4]. Opracowanie statystyczne wyników przeprowadzonych badań doprowadziło do otrzymania, dla poszczególnych wariantów obróbki cieplnej, równań regresji pozwalających wyznaczyć wartości własności mechanicznych R_m , R_{02} , A_5 , K żeliwa jako funkcji czasu zabiegu austenitzowania, wychładzania lub wygrzewania /dla wyżarzania sferoidyzującego/.

Celem niniejszej pracy jest ocena energochłonności poszczególnych wariantów obróbki cieplnej żeliwa sferoidalnego w świetle obranego jako kryterium - nakładu energii dla osiągnięcia przyrostu właściwości o jedną jednostkę. Praca nie obejmuje kompleksowej analizy energochłonności, gdyż w warunkach doświadczalnych trudno mówić o optymalnych warunkach eksploatacyjnych urządzenia grzejącego /np. optymalny wsad/. Mimo to, taka analiza energochłonności może służyć jako element wyboru optymalnego wariantu obróbczego.

2. ZAKRES I METODYKA BADAŃ

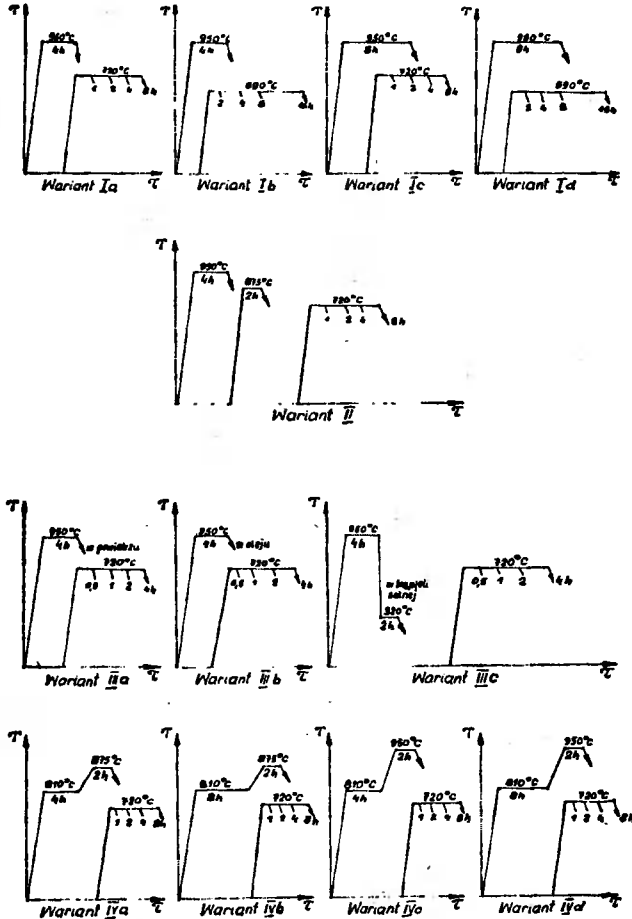
Analizie energochłonności poddano dwa rodzaje obróbki cieplnej żeliwa sferoidalnego, tj. wyżarzanie normalizujące i wyżarzanie sferoidyzujące.

Normalizowanie przeprowadzono według następujących wariantów: normalizowanie zwykłe /wariant I/, normalizowanie z podchłodzeniem /wariant II, III/, normalizowanie podwójne /wariant IV/. Schematy wariantów normalizowania zawiera rysunek 1.



Rys.1. Schematy wariantów normalizowania w układzie temperatura /T/ - czas /t/

Sferoidyzowanie żeliwa przeprowadzono według następujących wariantów: sferoidyzowanie po uprzednim normalizowaniu zwykłym /wariant I/, sferoidyzowanie po uprzednim normalizowaniu podwójnym /wariant II/, sferoidyzowanie po uprzednim normalizowaniu, hartowaniu martenzytycznym lub hartowaniu bainitycznym /wariant III/, sferoidyzowanie po uprzednim normalizowaniu z wstępnym wygrzewaniem w zakresie międzykrytycznym /wariant IV/. Schematy wariantów sferoidyzowania zawiera rysunek 2.



Rys.2. Schematy wariantów sferoidyzowania w układzie temperatura /T/ - czas /τ/

Uznając, że celem wyżarzania normalizującego żeliwa sferoidalnego jest zasadniczo poprawa własności wytrzymałościowych przy zachowaniu minimalnego wydłużenia 2%, przyjęto jako miarę wzrostu cech eksploatacyjnych tworzywa wartość przyrostu wytrzymałości na rozciąganie żeliwa normalizowanego, względem wytrzymałości żeliwa surowego /po odlaniu/ ΔR_m wyrażoną w MPa. Jako wskaźnik energochłonności przyjęto stosunek nakładu energii E w kWh do efektu normalizowania, to znaczy przyrostu wytrzymałości na rozciąganie ΔR_m w MPa ($E/\Delta R_m$).

W przypadku wyżarzania sferoidyzującego celem jest otrzymanie żeliwa łączącego w sobie wysoką wytrzymałość z możliwie wysokimi własnościami

plastycznymi wyrażonymi na przykład przy pomocy wydłużenia względnego A_5 . Te dwie własności łączy w sobie współczynnik materiałowy $q = R_m \cdot A_5 / 100$. Za miarę efektu sferoidyzowania przyjęto przyrost wskaźnika Δq w stosunku do stanu surowego. Jako wskaźnik energochłonności wyżarzania sferoidyzującego przyjęto stosunek nakładów energii na zrealizowanie danej obróbki do wartości przyrostu współczynnika Δq wyrażonego w $\text{MPa} \cdot 100\% (E / \Delta q)$.

Wartości R_m i A_5 dla żeliwa obrabianego cieplnie wyznaczano z otrzymanych na podstawie doświadczeń równań regresji [4]. Równania te zawiera tabela 1. Dane dotyczące żeliwa surowego niezbędne do obliczenia odpowiednich przyrostów zawiera tabela 2. Pomiary energochłonności wykonano na piecu sylitowym komorowym PSK-7, w którym wykonywano obróbkę cieplną. Energię zużytą na zrealizowanie danej obróbki obliczono jako sumę energii potrzebnej na nagrzanie wsadu oraz energii potrzebnej na utrzymanie wsadu w zadanej temperaturze przez określony czas. Średnią moc czynną pobieraną przez obwód elektryczny pieca przy wygrzewaniu obliczono z następującego wzoru:

$$P_{\text{czg}} = 3 U \cdot I \cdot \cos \varphi \cdot \psi$$

$$\psi = \frac{t_{\text{zał.śr}}}{t_{\text{zał.śr}} + t_{\text{wył.śr}}}$$

gdzie:

- P_{czg} - moc czynna średnia w kW
- U - napięcie fazy w V
- I - prąd fazy w A
- $t_{\text{zał.śr}}$ - czas średni załączenia obwodu
- $t_{\text{wył.śr}}$ - czas średni wyłączenia obwodu

Podczas nagrzewania wsadu moc wyliczono według powyższego wzoru przy $\psi = 1$. Niezbędne do obliczeń dane uzyskano przez pomiar średniego czasu załączania i wyłączania pieca podczas regulacji oraz wartości napięcia zasilającego i prądu płynącego przez obciążenie. Współczynnik mocy $\cos \varphi = 0,8$ jest wnoszony przez transformator obniżający napięcie wejściowe. W przypadku nagrzewania mierzono czas od momentu załadowania do momentu osiągnięcia przez wsad zadanej temperatury oraz napięcie i prąd, z czego wyliczono energię zużytą na nagrzanie wsadu.

Tabela 1

Równania regresji własności obrabianego cieplnie żeliwa sferoidalnego

Rodzaj obróbki cieplnej	Wariant	Analizowana własność		
		Wytrzymałość na rozciąganie R_m MPa	Wydłużenie względne A_5 %	
1	2	3	4	
Wyznaczanie normalizujące	I a	$R_m = -1,168 \cdot 10^{-5} x^2 + 5,85 \cdot 10^{-2} x + 757$		
	I b	$R_m = -1,261 \cdot 10^{-4} x^2 + 1,77 \cdot 10^{-1} x + 823,3$		
	I c	$R_m = -1,645 \cdot 10^{-4} x^2 + 2,931 \cdot 10^{-1} x + 646,2$		
	II a	$R_m = -3,54 \cdot 10^{-5} x^2 + 8,648 \cdot 10^{-2} x + 815,8$		
	II b	$R_m = 0,011 x + 817,8$		
	II c	$R_m = 4,607 \cdot 10^{-5} x^2 - 7,837 \cdot 10^{-4} x + 781,4$		
	III	$R_m = 0,068 x + 802,1$		
	IV a	$R_m = 0,01 x + 810,8$		
	IV b	$R_m = 0,065 x + 731,5$		

cd. tabeli 1

1	2	3	4
Wyżarzanie sferoidalizujące	I a	$R_m = 1,38 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,14x + 717$	$A_5 = -5,28 \cdot 10^{-5} x^2 + 4,75 \cdot 10^{-2} x + 4,611$
	I b	$R_m = 4,75 \cdot 10^{-3} x^2 - 0,734x + 750,4$	$A_5 = -2,02 \cdot 10^{-5} x^2 + 3,21 \cdot 10^{-2} x + 4,966$
	I c	$R_m = 2,15 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,582x + 754,7$	$A_5 = -1,70 \cdot 10^{-5} x^2 + 2,207 \cdot 10^{-2} x + 4,922$
	I d	$R_m = 5,07 \cdot 10^{-4} x^2 - 0,8003x + 789,8$	$A_5 = -2,57 \cdot 10^{-5} x^2 + 4,25 \cdot 10^{-2} x + 1,088$
	II	$R_m = 1,48 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,162x + 706,7$	$A_5 = -7,75 \cdot 10^{-5} x^2 + 6,48 \cdot 10^{-2} x + 3,355$
	III a	$R_m = 5,29 \cdot 10^{-3} x^2 - 2,543x + 825,7$	$A_5 = -2,96 \cdot 10^{-4} x^2 + 1,44 \cdot 10^{-1} x - 0,789$
	III b	$R_m = 4,101 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,430x + 602,4$	$A_5 = 8,34 \cdot 10^{-5} x^2 - 8,01 \cdot 10^{-3} x + 6,522$
	III c	$R_m = 1,38 \cdot 10^{-2} x^2 - 5,174x + 968,3$	$A_5 = -4,34 \cdot 10^{-4} x^2 + 0,181x - 2,0$
	IV a	$R_m = 1,165 \cdot 10^{-3} x^2 - 0,855x + 631,5$	$A_5 = -7,49 \cdot 10^{-5} x^2 + 0,055x + 8,666$
	IV b	$R_m = 1,26 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,023x + 690,5$	$A_5 = -6,27 \cdot 10^{-5} x^2 + 5,405 \cdot 10^{-2} x + 7,788$
	IV c	$R_m = 1,24 \cdot 10^{-3} x^2 - 0,929x + 644,2$	$A_5 = -1,174 \cdot 10^{-4} x^2 + 8,64 \cdot 10^{-2} x + 4,111$
	IV d	$R_m = 2,04 \cdot 10^{-3} x^2 - 1,532x + 758,9$	$A_5 = 1,508 \cdot 10^{-4} x^2 + 0,108x - 2,21 \cdot 10^{-9}$

x - zmienna niezależna - czas w min.

Tabela 2

Własności mechaniczne żeliwa sferoidalnego w stanie surowym

Własność Oznaczenie	R_m MPa	R_{02} MPa	A_5 %	K $\frac{kJ}{m^2}$	m	s	q	Uwagi
2	572,7	378,5	4,0	155,9		0,66	22,9	przeznaczone do normalizowania
3	590,0	404,0	3,2	126,0	0,24	0,68	21,8	przeznaczone do sferoidyzowania wg wariantu Ia, Ib, Ic, Id, II
4	542,0	380,0	5,7	91,0	0,26	0,70	30,9	przeznaczone do sferoidyzowania wg wariantu IIIa, IIIb, IIIc, IVa, IVb, IVc, IVd
$m = \frac{R_m}{HB}, \quad s = \frac{R_{02}}{R_m}, \quad q = \frac{R_m \cdot A_5}{100}$								

3. WYNIKI OBLICZEŃ I ICH OMÓWIENIE

Sporządzono wykresy zależności wskaźnika energochłonności $E/\Delta R_m$ jako funkcji przyrostu wytrzymałości na rozciąganie żeliwa ΔR_m dla poszczególnych wariantów normalizowania. Linia wykresowa dla danego wariantu normalizowania utworzona jest w takim układzie przez punkty odpowiadające zmiennemu czasowi austenitzowania /rys. 3/.

Analogiczne wykresy $E/\Delta q$ sporządzono dla sferoidyzowania, przy czym linia wykresowa jest utworzona dla danego wariantu przez punkty odpowiadające czasom sferoidyzowania /rys. 4/.

Na wykresy naniesiono linie dla stałej energii, które w tym układzie są hiperbolami.

W przypadku normalizowania jako najkorzystniejsze z punktu widzenia kryterium energochłonności należy uznać te warianty, które przy możliwie niskiej wartości wskaźnika energochłonności $E/\Delta R_m$ prowadzą do otrzymania wysokich wartości ΔR_m .

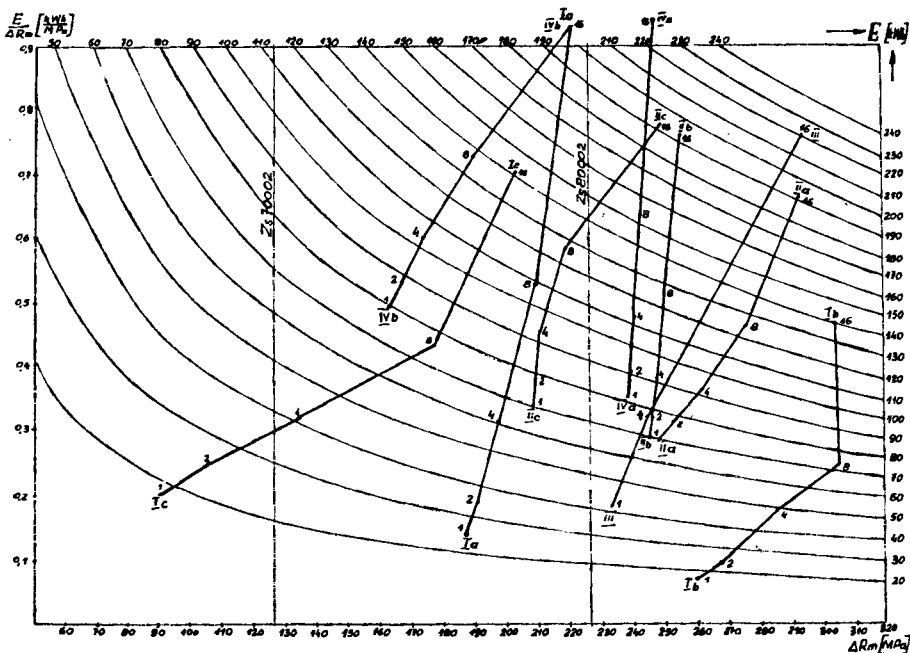
Z analizy rysunku 3 wynika, że warianty zapewniające otrzymanie żeliwa klasy Zs 80002 są optymalne ze względów technicznych. Biorąc natomiast pod uwagę wartość wskaźnika energochłonności przy czasie austenitzowania, wychładzania względnie wygrzewania równym 1 h można rozważyć warianty obróbki cieplnej uszeregować według rosnącej energochłonności:

Ib, III, IIa i IIb oraz IVa.

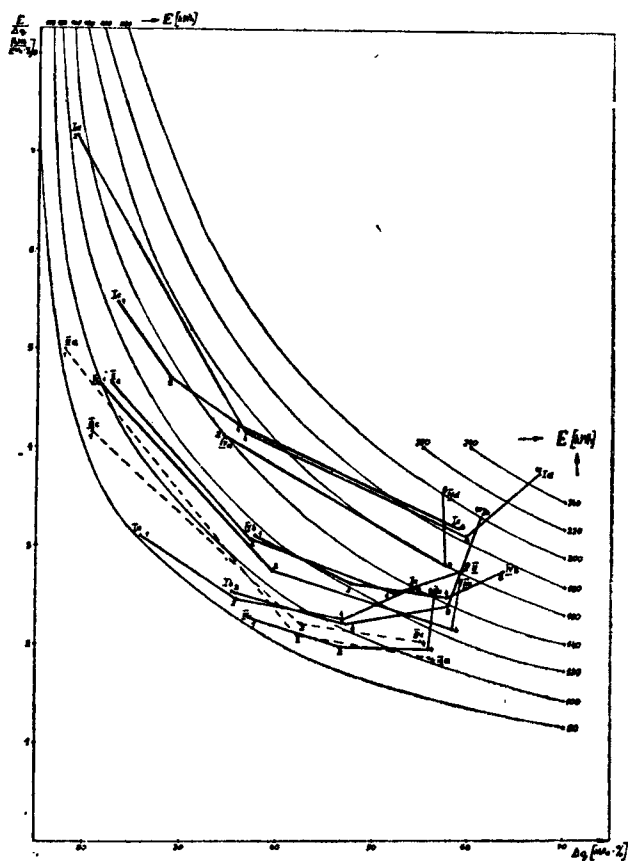
Biorąc pod uwagę rolę przedłużonych czasów austenitzowania, wychładzania względnie wygrzewania jako czynnika decydującego o stabilności i jakości wyników technicznych obróbki cieplnej - najkorzystniejszymi wariantami

normalizowania są Ib, III i IIa. W tych przypadkach przedłużenie czasu austenitowania /Ib i III/ lub wychładzania /IIa/ powoduje wzrost zużycia energii lecz przynosi znaczny przyrost wytrzymałości na rozciąganie. Przedłużenie czasu w wariantach IIB i IVa nie przynosi żadnych korzyści technicznych, zatem przy ich stosowaniu należy się ograniczać do minimalnego czasu austenitowania.

Warianty prowadzące do otrzymania gatunku Zs 70002 są interesujące z innego powodu niż poprzednie. Prowadzą one do otrzymania korzystnego skojarzenia wytrzymałości na rozciąganie, wydłużenia i udarności, doprowadzają bowiem do otrzymania struktury perlityczno-ferrytycznej. Z zespołu tych wariantów należy wykluczyć wariant Ia, który z uwagi na nadmierną zawartość fosforu w żelwie prowadzi do otrzymania zdecydowanie niekorzystnego wydłużenia i udarności. Według wartości wskaźnika energochłonności należy warianty te uszeregować następująco: IIc, Ic /dla czasu austenitowania 4 h/ i IVb. Z kolei przedłużenie czasu /austenitowania, wychładzania lub wygrzewania/ jest najbardziej korzystne w wariantcie Ic, a najmniej korzystne w wariantcie IIs.



Rys. 3. Zależność wskaźnika energochłonności $E/\Delta R_m$ od przyrostu wytrzymałości na rozciąganie ΔR_m dla poszczególnych wariantów normalizowania. Liczby 1, 2, 4, 8, 16 przy odpowiednich punktach linii wykresowych oznaczają czas wygrzewania w h



Rys.4. Zależność wskaźnika energochłonności $E/\Delta q$ od przyrostu współczynnika Δq dla poszczególnych wariantów wyżarzania sferoidyzującego. Liczby 1, 2, 4, 8, 16 przy odpowiednich punktach linii wykresowych oznaczają czas sferoidyzowania w h

W przypadku sferoidyzowania żeliwa za najkorzystniejszy z punktu widzenia energochłonności należy uznać taki wariant, w którym możliwe duże przyrosty współczynnika Δq zachodzą przy najniższych wartościach współczynnika energochłonności $E/\Delta q$. W związku z tym poszczególne warianty sferoidyzowania w kierunku wzrastającej energochłonności należałoby uszeregować następująco /rys. 4/:

IVa, Ib, Ia, IIIa, IIIc, IVc, IVb, II, IVd, Ic, Id, IIIb.

Wariant IIb /sferoidyzowanie po hartowaniu martenzytycznym/ charakteryzuje się najbardziej niekorzystnymi współczynnikami energochłonności /wartości poza wykresem/ z uwagi na niskie wartości A_5 i R_m , chociaż sumaryczny wydatek energii na jego zrealizowanie jest podobny jak w wariantach

Ic i IIIa. Wynika to ze specyfiki przemian strukturalnych podczas wysokiego odpuszczania żeliwa sferoidalnego.

W przypadku wariantów Id, Ic, IVd /rys. 4/ wysoka wartość współczynników energochłonności wynika z zastosowania długotrwałego wygrzewania w pierwszej operacji, która pochłaniając dużo energii nie zaznaczyła się wyraźnie we wzroście współczynnika materiałowego q .

Wariant IVa należy uznać za zdecydowanie najkorzystniejszy w świetle obranego dla wyżarzania sferoidyzującego kryterium energochłonności.

Z analizy zależności $E/\Delta q$ jako funkcji Δq /rys. 4/ dla poszczególnych wariantów sferoidyzowania wynika, że istnieje optymalna wartość czasu wyżarzania sferoidyzującego, przy której wartość wskaźnika energochłonności jest najniższa. Czas ten wynosi od 2 do 4 h. Krótszy czas wygrzewania, przy którym oczywiście zużycie energii jest mniejsze, nie gwarantuje otrzymania dostatecznie wysokiego wydłużenia, a zatem wysokiego wskaźnika q . Natomiast przedłużenie czasu wygrzewania powyżej 4 h prowadzi do straty energii bez korzyści technicznych, zawartych w wielkości wskaźnika q .

4. PODSUMOWANIE

Jako jedno z kryteriów oceny efektywności obróbki cieplnej żeliwa sferoidalnego można przyjąć kryterium energochłonności. Kryterium to może być określone wskaźnikiem energochłonności rozumianym jako stosunek nakładów energii wydatkowanej na zrealizowanie danego wariantu obróbki cieplnej do zmian własności żeliwa. W przypadku normalizowania można przyjąć jako wskaźnik energochłonności stosunek energii wydatkowanej do wzrostu wytrzymałości na rozciąganie, a w przypadku sferoidyzowania, w pewnym uproszczeniu, stosunek energii do współczynnika materiałowego q .

Przeprowadzona w pracy analiza pozwoliła ujawnić najkorzystniejsze z punktu widzenia energetycznego warianty normalizowania /normalizowanie zwykłe, normalizowanie z podchłodzeniem do temperatur nadkrytycznych/ oraz sferoidyzowania /sferoidyzowanie z międzykrytycznym wygrzewaniem wstępnym/.

Wykazano również brak korzyści energetycznych przy przedłużaniu czasu austenityzowania, wychładzania względnie wygrzewania żeliwa podczas normalizowania według niektórych wariantów oraz stosowania dłuższych od 4 h czasów sferoidyzowania w przypadku wszystkich niemal wariantów tej obróbki.

Obrane w pracy kryterium energochłonności obróbki cieplnej może posłużyć do weryfikacji wariantów i parametrów wielowariantowej obróbki cieplnej. Nie jest natomiast podstawą weryfikacji warunków eksploatacji urządzeń do obróbki cieplnej. Optymalizacja warunków eksploatacji urządzeń grzejnych jest obszernym i złożonym zagadnieniem.

LITERATURA

- [1] Burakowski T.: Tendencje rozwojowe elektrotermicznych urządzeń grzejnych dla procesów obróbki cieplnej i plastycznej metali w świetle obrad VIII Międzynarodowego Kongresu Elektrotermii. MIOCM, 1977 nr 27, s.33
- [2] Wysocki J.: Bezinwestycyjne oszczędzanie energii w obróbce cieplnej metali. MIOCM, 1978 nr 36, s.29
- [3] Sala A.: Problemy poprawnego opracowywania ZTE wydziałów obróbki cieplnej. MIOCM, 1979 nr 39, s.42
- [4] Oleszycki H., Dymski S.: Sprawozdanie z II i III etapu pracy pt. : "Opracowanie racjonalnych warunków obróbki cieplnej żeliwa i staliwa sferoidalnego" wykonanej w latach 1978/79 na zlecenie Instytutu Mechaniki Precyzyjnej w Warszawie

AN EVALUATION OF ENERGY CONSUMPTION IN NORMALIZING AND SPHEROIDIZING ANNEALING OF SPHEROIDAL CAST-IRON

Summary

The paper presents an evaluation of energy consumption of various variants of heat treatment of spheroidal cast-iron by means of the application of energy consumption index as a ratio of energy supply and the value of changes in the cast-iron properties.

During the analysis there have been shown most favourable variants of normalizing and spheroidizing the plain spheroidal cast-iron.

ОЦЕНКА ЭНЕРГОЁМКОСТИ НОРМАЛИЗИРУЮЩЕГО И СФЕРОИДИЗИРУЮЩЕГО ОТЖИГА МАГНИЕВОГО ЧУГУНА

Резюме

В статье представлена оценка энергоёмкости различных вариантов тепловой обработки магниевого чугуна, применяя указатели энергоёмкости принятыми как соотношение расходов энергии к величинам изменения свойств чугуна.

Во время анализа выявлены наиболее выгодные с точки зрения энергоёмкости варианты нормализационного и сфероидизированного отжига нелигированного магниевого чугуна.

Stanisław Smarzyński
Roman Ryś

ZASTOSOWANIE SPAWALNICZYCH METOD REGENERACJI
NA PRZYKŁADZIE WAŁKA KRZYWKOWEGO DO POMPY WTRYSKOWEJ P 24 - 48

Regeneracja może stać się nie tylko źródłem oszczędności deficytowych części zamiennych, ale także przyczynić się do poprawienia racjonalności gospodarowania. W artykule przeanalizowano spawalnicze sposoby regeneracji wałka krzywkowego. Dokonane badania oraz analiza techniczno-ekonomiczna wykazały, że przez zregenerowanie metodami spawalniczymi 5.000 sztuk wałków można osiągnąć zysk około 1,3 mln. złotych.

1. WSTĘP

Rosnąca liczba zakładów zajmujących się regeneracją elementów maszyn i urządzeń wymaga podejmowania prac badawczych, których celem jest wybranie najważniejszych metod naprawy dla różnego rodzaju zużytych części. Obecnie regenerację przeprowadza się za pomocą trzech podstawowych metod: napawania, metalizacji natryskowej oraz powłok galwanicznych, przy pominięciu metod klasycznych jak: tulejowanie, spęczanie i tym podobne, ze względu na ograniczony zakres ich stosowania. W każdej z podanych metod spawalniczych istnieje od kilku do kilkunastu sposobów technologicznych przeprowadzania regeneracji. Wybór określonego sposobu zależy od rodzaju części, możliwości zastosowania określonej technologii oraz od końcowego efektu ekonomicznego.

Wobec coraz wyraźniejszej konieczności oszczędzania tworzyw metalowych w gospodarce światowej, racjonalne zorganizowanie regeneracji części zużytych może się stać źródłem poważnych korzyści ekonomicznych i technicznych.

2. CHARAKTERYSTYKA WAŁKÓW KRZYWKOWYCH DO POMPY WTRYSKOWEJ P 24 - 48

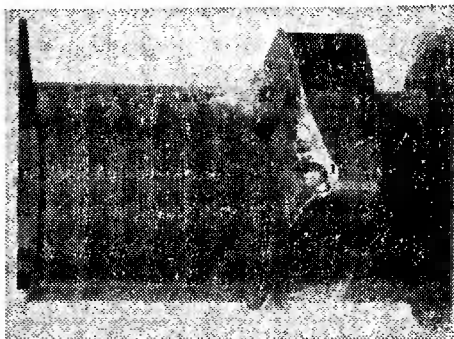
Wałki krzywkowe do pompy wtryskowej P 24 - 48 mają za zadanie nadawanie popychaczom ruchu posuwisto-zwrotnego oraz napędzanie mechanizmów pomocniczych silnika, takich jak zasilająca pompa paliwowa i regulator obrotów. Wałki są wykonane ze stali chromowo-manganowej 16HG i mają niektóre powierzchnie nawęglane i hartowane. Twardość warstwy nawęglanej i har-

owanej wynosi około 60 HRC. Rdzeń wałka ma twardość około 34 HRC. Wałek krzywkowy do pompy wtryskowej P 24 - 48 przedstawiono na rysunku 1.

3. CHARAKTERYSTYKA ZUŻYCIA WAŁKÓW KRZYWKOWYCH

Zużycie wałków krzywkowych dotyczy powierzchni krzywek, czopów, stożków oraz wpustów.

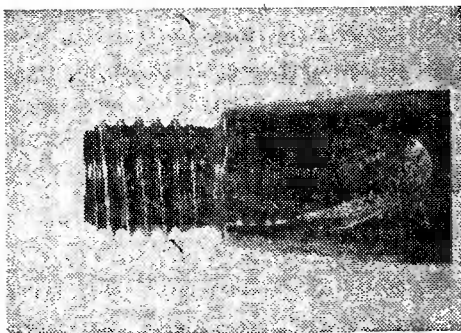
Najczęstszymi uszkodzeniami krzywek są wytarcia, wykruszenia lub złuszczenia powierzchni roboczych. Na występowanie ich mają wpływ takie czynniki jak: niewłaściwa twardość powierzchni, niewłaściwa obróbka cieplno-chemiczna, nieodpowiednia ilość i jakość oleju w pompie wtryskowej oraz długość okresu eksploatacji. Na rysunku 2 przedstawiono krzywkę z wykruszeniem.



Rys.2. Krzywka z wykruszeniem

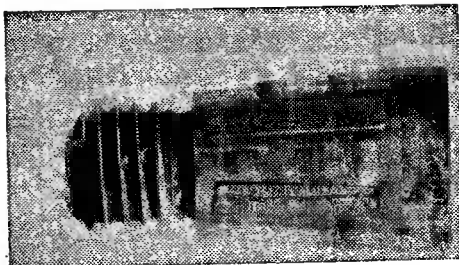
Przyczyną zużycia czopów jest demontaż łożysk tocznych. Pierścienie łożyska przy zdejmowaniu go z czopa wałka krzywkowego powoduje zmniejszenie średnicy na skutek ścierania.

Zbyt duża twardość w obrębie wpustu powoduje jego pęknięcie /rys. 3/.

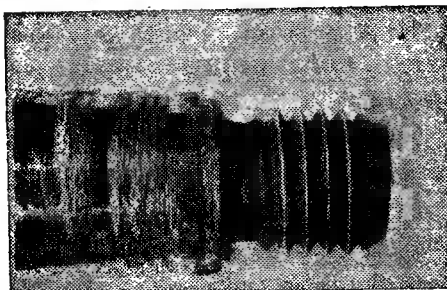


Rys.3. Wałek z pękniętym wpustem

Rozluźnienie pasowania pomiędzy kołem napędzającym a czopem stożkowym, na którym jest ono osadzone, niedokręcenie nakrętki mocującej koło napędzające lub sprzęgło pompy wtryskowej powoduje ścięcie klina i zatarcie stożka /rys. 4, 5/.



Rys.4. Wałek ze ściętym klinem i zatartym stożkiem



Rys.5. Wałek z zatartym stożkiem

Skrzywienia lub skręcenia wałków krzywkowych pod wpływem obciążeń mechanicznych mogą występować z powodu zacierania się trzonek popychaczy i przekroczenia obrotów dopuszczalnych silnika. W praktyce występują one bardzo rzadko.

Ogólnie, na podstawie przeglądu 26450 sztuk pomp wtryskowych P 24 - 48 stwierdzono, że około 17% wałków krzywkowych nie nadaje się do dalszej eksploatacji i wymaga regeneracji. Zestawienie zużytych wałków z podziałem na rodzaje zużycia dla wymienionych 17% wymagających naprawy podano w tabeli 1.

Tabela 1

Zestawienie zużycia wałków krzywkowych

Rodzaj uszkodzenia	Ilość sztuk
Wytarcie, złuszczenie, wykruszenie krzywek	2128
Zużycie czopów	1542
Zatarcie stożków	792
Wykruszenie wpustów	567

4. PRZEGLĄD METOD REGENERACJI DLA NAPRAWY USZKODZEŃ WAŁKÓW KRZYWKOWYCH

Krzywki wytarte i posiadające ślady złuszczeń na powierzchniach roboczych dotychczas naprawiano metodą wymiarów naprawczych. Po wykorzystaniu ostatniego wymiaru naprawczego wałki krzywkowe przeznaczano na złom. Te właśnie wałki krzywkowe są przedmiotem analizy w sensie przywrócenia ich do dalszej eksploatacji metodami spawalniczymi. W dalszej części opracowania przedstawiono metody, które można zastosować do regeneracji wałków krzywkowych.

Metoda Eutalloy szwajcarskiej firmy Castolin umożliwia nakładanie twardych powłok, odpornych na tarcie metali, na miękki materiał podłoża. Warstwy natopione tą metodą posiadają bardzo wysokie własności mechaniczne.

Do naprawy krzywek można także zastosować metody WIG i MIG. Ich szczególną zaletą jest to, że gaz szlachetny /argon/ chroni jeziorko ciekłego metalu przed wpływem atmosfery, w związku z czym otrzymuje się napoiny z cienką warstwą żużla. Umożliwia to dokładną obserwację napoiny, a w razie potrzeby układanie grubszej warstwy w jednym przejściu.

Wykruszone kanałki wpustowe można napawać elektrodami otulonymi, ze względu na niewielką masę napoiny. Należy spodziewać się jednak odkształceń czopów spowodowanych naprężeniami spawalniczymi.

Naprawę czopów można przeprowadzać przez: napawanie elektrowibracyjne, metalizację natryskową, chromowanie, niklowanie, żelazowanie elektrolityczne oraz regenerację tworzywami sztucznymi.

Zaletą napawania elektrowibracyjnego jest duży stopień automatyzacji. W przypadku wałka krzywkowego czynnikiem ograniczającym jest mała średnica czopów oraz jej zmiana na stożkach, w związku z czym mogą wystąpić zakłócenia w przebiegu procesu.

Warstwy regeneracyjne uzyskiwane metodą metalizacji natryskowej odznaczają się stosunkowo wysoką wytrzymałością na ściskanie, dlatego też można stosować je na powierzchniach czopów i stożków. Zaletą metalizacji jest prostota i szybkość procesu.

Powłoki galwaniczne chromowe i niklowe odpowiadają wymaganiom stawianym powierzchniom czopów i stożków wałków krzywkowych, jednak fakt wysokiego kosztu powłok chromowych oraz deficyt materiałów dla powłok niklowych skłania do maksymalnego ograniczenia ich stosowania.

Warstwy żelaza elektrolitycznego posiadają dobre własności mechaniczne, a proces żelazowania nie jest kosztowny i skomplikowany, nie wymaga stosowania brakujących na rynku krajowym składników.

Z uwagi na niską temperaturę mięknięcia tworzyw sztucznych nie zaleca się stosowania ich do regeneracji wałków krzywkowych, które pracują w pompie wtryskowej P 24 - 48. Pompa ta współpracuje bezpośrednio z silnikiem spalinowym i w związku z tym narażona jest na działanie dość znacznych temperatur.

5. ZAKRES BADAŃ

Przed przystąpieniem do regeneracji, wałki płukano kilkakrotnie w benzynie ekstrakcyjnej, a po wysuszeniu czyszczono szczotką stalową w celu usunięcia tłuszczów i innych zanieczyszczeń. Po napawaniu wszystkie próbki stygły w temperaturze otoczenia /291 K/.

W celu analizy problemu regeneracji wałków krzywkowych do pompy wtryskowej P 24 - 48 wykonano następujące próby.

1. Napawianie krzywek metodą Eutalloy, palnikiem firmy Castolin, model B, stopem BoroTec 10009. Ciśnienie acetyleny 0,039 MPa, ciśnienie tlenu 0,196 MPa. Przed natapianiem powierzchni krzywek podgrzano wstępnie palnikiem do temperatury około 600 K.

2. Napawanie krzywek metodą WIG urządzeniem do spawania typu FT 1 - 500 elektrodą wolframową, w osłonie argonu, drutem austriackim DUR 650 - IG o średnicy 1,6 mm, przy prądzie napawania $I = 100 - 120$ A, napięciu 20 - 21 V z biegunem ujemnym na elektrodzie.

3. Napawanie krzywek metodą MIG półautomatem spawalniczym typu BS 1 - 315 w osłonie argonu, drutem DUR 650 - IG, ϕ 1,6 mm, przy prądzie napawania $I = 110 - 130$ A, napięciu 21 - 22 V, przy biegunie dodatnim podłączonym do elektrody.

4. Napawanie czopów urządzeniem elektrowibracyjnym powstałym przez zaadoptowanie półautomatu BS 1 - 315, drutem SpG3S1, o średnicy 1,2 mm, w osłonie CO₂, prąd napawania $I = 70$ A, napięcie 17 V, amplituda drgań elektrody 1 mm, częstotliwość drgań 70 Hz.

5. Metalizację natryskową czopów pistoletem do metalizacji typu TOP - JET II firmy francuskiej, drutem SpG3S1, o średnicy 2 mm. Przed natryskiwaniem powierzchnie piaskowano elektrokorundem. Metalizację wykonano przy następujących parametrach: odległość natryskiwania 190 mm, ciśnienie powietrza 0,441 MPa, ciśnienie tlenu 0,156 MPa, ciśnienie acetyleny 0,108 MPa.

6. Napawanie wykruszeń wpustów wykonano spawarką prądu stałego typu EW - 23 u, elektrodą połączeniową EB 1.46, ϕ 3,25, prądem $I = 100$ A, przy biegunie dodatnim podłączonym do elektrody.

Dla napawanych fragmentów wałka krzywkowego dokonano pomiarów twardości napoin sposobem Vickersa przy obciążeniu siłą 294 N, twardościomierzem typu Vickers - Brinell, przeprowadzono badania metalograficzne i dokonano analizy ekonomicznej wykonanego napawania.

W celu ustalenia składu chemicznego drutu stalowego DUR 650 - IG wykonano analizę staloskopową, staloskopem produkcji PZO typu Sp - 2, której wyniki zestawiono w tabeli 2.

Tabela 2

Skład chemiczny drutu stalowego DUR 650 - IG

Pierwiastek	Zawartość %
Cr	7,0
Mn	0,8
Mo	0,6
V	0,5
W	2,5
Ni	3,0
Ti	0,2
Co	1,5
Si	0,3

Aby wykonać badania metalograficzne wałki pocięto, a uzyskane wycinki inkludowano w duracrylu. Tak przygotowane próbki szlifowano na mokro papierami ściernymi o granulacji 100, 150, 240, 320, 400, 500, 600, 800, a następnie polerowano filcem nasączonym zawiesiną wodną tlenku glinu. Próbki trawiono w "Nitalu" /2% alkoholowym roztworze HNO_3 / oraz w odczynniku o składzie:

HCl - 30 cm^3 ,

FeCl_3 - 10 g,

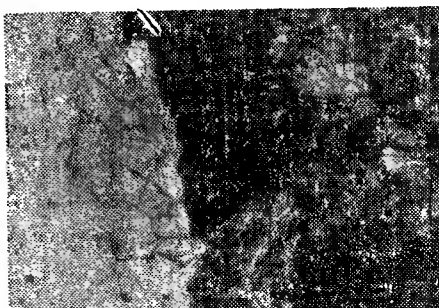
$\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ - 120 cm^3 .

Wykonano analizę mikroskopową uzyskanych mikrostruktur na mikroskopie metalograficznym typu "Epityp - 2" produkcji Carl-Zeiss Jena oraz fotograficznie, z których dla przykładu przedstawiono kilka w następnym rozdziale.

Wykonano analizę ekonomiczną kosztów regeneracji dla jednego wałka krzywkowego. Przy obliczaniu całkowitego kosztu regeneracji uwzględniono koszty złomu użytkowego, stopiwa, gazów technicznych, energii elektrycznej, płac bezpośrednich i amortyzacji urządzeń. Dla obliczania wielkości poszczególnych kosztów zastosowano czas główny napawania określony metodą chronometrażu.

6. WYNIKI BADAŃ

Warstwy natopione metodą Eutalloy uzyskały twardość w granicach 612 - 652 HV /55 - 57 HRC/. Mikrostrukturę połączenia pokazano na rysunku 6. W strefie przejściowej widoczna jest struktura martenzytyczna, która powstała w wyniku powierzchniowego natopienia materiału rodzimego. Napoina jest dobrze związana z podłożem.



Rys.6. Napoina ze stopu BoroTec, materiał rodzimy Stal 16HG.
Powiększenie 500 x

Warstwy napawane metodą WIG drutem DUR 650-IG uzyskały twardość w granicach 738-831 HV /61-64 HRC/. Mikrostruktury powstałe w wyniku napawania tą metodą przedstawia rysunek 7.



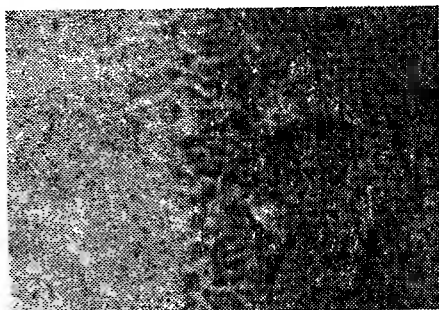
Rys.7. Napoina - kryształy słupkowe, strefa przejściowa i materiał rodzimy - gruboiglasty martenzyt z austenitem szczątkowym.
Powiększenie 250 x

Warstwy napawane metodą MIG drutem DUR 650-IG uzyskały twardość rzędu 738-814 HV /61-64 HRC/. Powstałe mikrostruktury pokazuje rysunek 8.

Jak widać na rysunku 8, uzyskano prawidłowe połączenia napoiny z podłożem. Wymieszanie napoiny z podłożem jest małe jak na metodę MIG, co jest zjawiskiem szczególnie korzystnym, gdyż w napoinie zostają zachowane pierwiastki stopowe.

W wyniku napawania elektrowibracyjnego w osłonie CO₂ drutem SpG3S1 uzyskano napoiny o twardości 20-22 HRC.

Podczas napawania elektrowibracyjnego, jak wynika z rysunku 9 do rdzenia przeniknęły znaczne ilości ciepła, co wpłynęło na zmianę struktury, a powstałą nową strukturę należy uznać za niekorzystną.

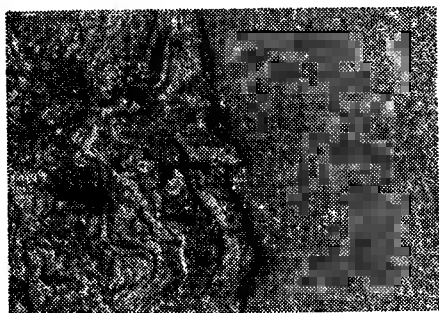


Rys.8. Obustronna głęboka dyfuzja napoiwy i materiału rodzimego.
Powiększenie 500 x



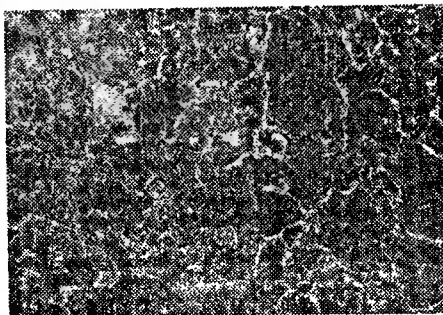
Rys.9. Materiał rodzimy - struktura ferrytyczno-bainityczna.
Powiększenie 250 x

Warstwy uzyskane metodą metalizacji natryskowej drutem SpG3S1 osiągały twardość 23-25 HRC. Uzyskano dobre przyleganie powłoki do podłoża /rys.10/.



Rys.10. Napoiwa - nieregularnie ukształtowane krople metalu otoczone błonką tlenków, materiał rodzimy - stal 16HG.
Powiększenie 250 x

Napoiły wykonane elektrodą otuloną EB 1.46 uzyskały twardość 23-26 HRC. Mikrostruktury powstałe w wyniku napawania przedstawia rysunek 11.



Rys.11. Strefa przejściowa - struktura perlityczno-ferrytyczna. Widoczna siatka ferrytu.
Powiększenie 100 x

Zestawienie graficzne kosztów regeneracji wałków krzywkowych do pompy wtryskowej P 24 - 48 wyżej wymienionymi metodami przedstawia rysunek 12.

7. ANALIZA WYNIKÓW

Na podstawie wyników badań, do naprawy krzywek proponuje się stosować metodę napawania elektrodą topliwą w osłonie argonu /MIG/ drutem DUR 650 - IG, ponieważ uzyskuje się wymaganą przez warunki techniczne twardość. Nie powoduje ona niekorzystnych zmian w materiale podłoża, jest także korzystna ze względów ekonomicznych jako najtańsza z zastosowanych metod do regeneracji krzywek.

Regenerację zużytych czopów zaleca się przeprowadzać metodą metalizacji natryskowej, ponieważ nie powoduje ona odkształceń części regenerowanej, a zapewnia odpowiednią jakość naprawy czopa współpracującego z łożyskiem.

Naprawę wykruszeń wpustów można przeprowadzić przez ręczne napawanie elektrodą otuloną, ze względu na dużą skuteczność dla tych przypadków oraz najniższy koszt naprawy.

Napawanie ręczne elektrodą otuloną nie może znaleźć zastosowania do naprawy krzywek i czopów, ponieważ w przypadku pierwszym nie uzyska się odpowiedniej twardości po napawaniu, a w drugim przypadku wystąpiłyby zbyt duże odkształcenia termiczne.

Uzasadnienie ekonomiczne dla regeneracji przedstawiono dla przypadku, w którym naprawę krzywek przeprowadzono metodą MIG, naprawę czopów za pomocą metalizacji natryskowej, a naprawę wpustu przez napawanie ręczne

elektrodą otuloną. Całkowity koszt regeneracji takiego wałka do pompy wtryskowej P 24 - 48 wyniesie jak na rysunku 12:

$$K_C = K_M + K_{Mn} + K_N - 2 K_Z$$

$$K_C = 12,28 + 6,13 + 4,60 - 2 \cdot 4,10$$

$$K_C = 14,81 \text{ zł}$$

Koszt nowego wałka krzywkowego do pompy wtryskowej P 24 - 48 według cen bieżących wynosi 278 zł, a zatem maksymalny koszt regeneracji uwzględniający wszystkie możliwe naprawy stanowi 5,33% w stosunku do wartości nowego wałka. W poszczególnych przypadkach procent ten będzie jeszcze mniejszy.

Przyjmując, jak w tabeli 1, łączną roczną ilość wałków krzywkowych do regeneracji w wysokości 5000 szt., zysk z tytułu podjęcia regeneracji przy jednoczesnej rezygnacji z zakupu nowych krzywek wyniesie 1,3 mln zł.

8. WNIOSKI

1. Przeprowadzone badania wykazały, że regeneracja przez napawanie jest ekonomicznie uzasadniona.
2. Różne metody regeneracji znajdują zastosowanie do naprawy różnych części tego samego wyrobu. W przypadku krzywek jest to metoda MIG, w przypadku czopów - metalizacja natryskowa, a w przypadku wpustu - ręczne napawanie elektrodą otuloną.
3. Różność metod regeneracji komplikuje proces technologiczny naprawy, ale w rezultacie prowadzi do uzyskania najbardziej korzystnych efektów techniczno-ekonomicznych.
4. Metoda Eutalloy przy istniejących warunkach regeneracji i w odniesieniu do analizowanego wyrobu nie znalazła ekonomicznego uzasadnienia, ponieważ koszt regeneracji tą metodą jest przeszło pięciokrotnie większy w porównaniu z innymi rozpatrywanymi metodami.

THE APPLICATION OF WELDING METHODS OF REGENERATION EXAMPLIFIED BY
THE CAMSHAFT OF THE PRIMER PUMP P24-48

Summary

Regeneration may be not only a source of saving spare parts but may also cause an improvement of management. In the paper there have been analyzed welding methods of the camshaft regeneration. The investigation as well as a technical and economical analysis have depicted a profit of 1,3 mln zl. may be obtained by regenerating 5000 camshafts with the use of welding methods.

ПРИМЕНЕНИЕ СВАРОЧНЫХ МЕТОДОВ РЕГЕНЕРАЦИИ НА ПРИМЕРЕ КУЛАЧКОВОГО ВАЛИКА К ТОПЛИВНОМУ НАСОСУ P24 - 48

Резюме

Регистрация может стать не только источником экономии дефицитных запасных частей, а также способствовать улучшению рациональности хозяйства. В статье представлены сварочные способы регенерации кулачкового валика. Прделанные исследования, а также техничеко-экономический анализ показали, что благодаря регенерации сварочными методами 5.000штук валков можно получить прибыль около 1,3 млн. злотых.





Stanisław Smarzyński
Janusz Zieliński

PRZYCZEPNOŚĆ WARSTWY NATRYSKIWANEJ W ZALEŻNOŚCI
OD KĄTA NATRYSKIWANIA PRZY METALIZACJI

W artykule przedstawiono wyniki badań przyczepności warstwy natryskiwanej mosiądzem lub cynkiem przy zmiennym kącie natryskiwania. Wyniki doświadczeń pozwoliły ustalić optymalną wartość kąta natryskiwania. Wnioski zawierają zalecenia dla praktyki produkcyjnej.

WSTĘP

Metoda metalizacji natryskowej, jako mechaniczny sposób pokrywania metali znana jest od roku 1880. Podobnie jak inne metody wykonywania pokrywek metalowych, tak i metalizacja natryskowa przeszła drogę rozwojową zaniu osiągnęła obecny poziom techniczny i zakres stosowania.

Istota metody polega na stopieniu przy użyciu energii cieplnej drutu lub proszku i napyleniu sprężonym powietrzem kropelek metalu na pokrywane podłoże. Pozwala to na wykorzystanie metalizacji natryskowej do nakładania powłok z metali deficytowych na części wykonane z metali łatwiej dostępnych i tańszych.

Badania przeprowadzono w zakresie metalizowania cynkiem i mosiądzem. Literatura z okresu szczególnego zainteresowania metalizacją natryskową [1, 2, 3, 4, 5] w przypadku cynku podaje wartość przyczepności w granicach od 10 do 13 MPa, a dla mosiądzu od 6 do 24 MPa, przy próbach z rozcięciem warstwy natryskanej wzdłuż tworzącej.

Nowsza literatura, na przykład [6], podaje dla cynku wartości w granicach od 11 MPa do 15 MPa przy różnych sposobach przygotowania powierzchni. Nie znaleziono natomiast informacji o przyczepności mosiądzu. Zakres badań kąta natryskiwania we wszystkich przypadkach [1, 2, 3, 4, 5, 6] mieścił się w przedziale od zera do $1/3\pi$ rad. Maksymalną przyczepność uzyskiwano we wszystkich przypadkach przy kącie natryskiwania $1/9\pi$ rad.

2. CEL BADAŃ

Celem badań było poznanie wpływu kąta natryskiwania na przyczepność warstwy do podłoża, przy metalizacji z zastosowaniem pistoletu nowszej kon-

strukcji typu TOP-JET 2. Podjęcie wymienionych badań zostało podyktowane poszukiwaniem możliwości zmniejszenia zużycia materiałów kolorowych cynku i mosiądzu przy metalizowaniu stali St3 z jednoczesnym uzyskaniem wysokiej przyczepności.

3. STANOWISKO BADAWCZE

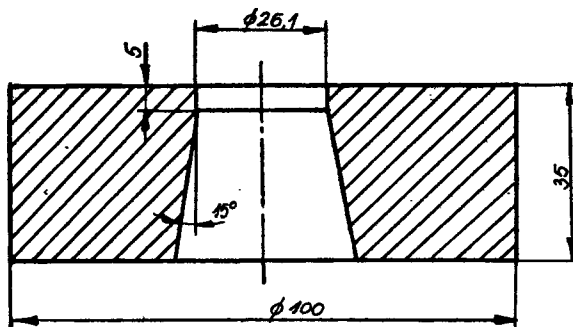
3.1. Stanowisko do metalizacji natryskowej

Metalizację natryskową przygotowanych próbek przeprowadzono za pomocą urządzenia TOP-JET 2 produkcji francuskiej. Pistolet w tym urządzeniu przystosowany jest do pracy z propanem i acetylenem. Metal natryskiwany dostawiany jest w postaci drutu doprowadzanego w sposób ciągły. Do stapiania drutu stosowano normalny płomień acetylenowo-tlenowy. Przyjęto następujące stałe parametry:

ciśnienie tlenu	0,18 MPa
ciśnienie acetyleny	0,11 MPa
ciśnienie sprężonego powietrza	0,45 MPa
odległość natryskiwania	0,17 m
średnica próbki	0,026 m
szerokość natryskiwanej warstwy	0,01 m

3.2. Stanowisko do badania przyczepności

Do badania przyczepności warstwy natryskiwanej do podłoża posłużono się metodą ścinania wykonanej warstwy. Ścinanie przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej. W dolnym uchwycie maszyny umieszczono specjalny pierścień /rys.1/ wykonany z hartowanej stali narzędziowej.

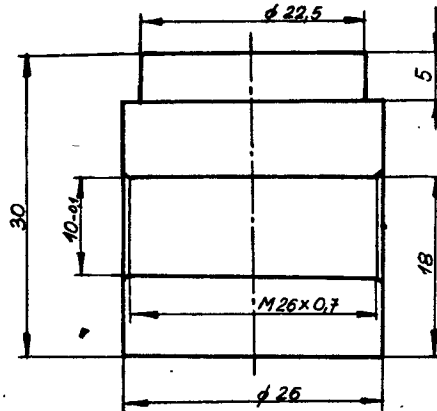


Rys.1. Pierścień ścinający

W górnym uchwycie maszyny wytrzymałościowej zamocowano przyrząd z łożyskiem kulistym, co zapewniało równomierne obciążenie siłą ścinającą całego obwodu badanej próbki, zapobiegało klinowaniu próbki w pierścieniu ścinającym i powodowało ścinanie nałożonej warstwy jednocześnie na całym

obwodzie.

Do metalizacji przygotowano 280 próbek ze stali St3 według rysunku 2.

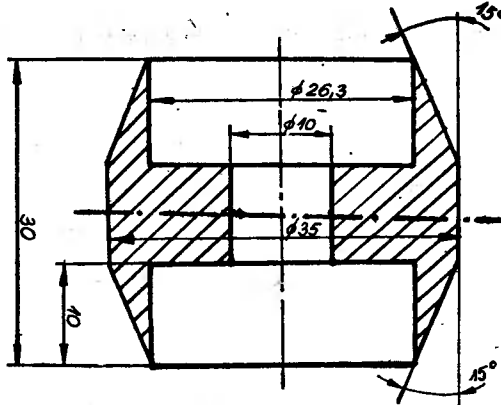


Rys.2. Próbką do metalizowania

Powierzchniom przeznaczonym do metalizowania nadano chropowatość wykonując gwint szarpany o skoku 0,7 mm na długości 10 mm. Gwint wykonano nożem tokarskim o kącie zarysu 60° i promieniu wierzchołka 0,5 mm jednym przejściem. Nóż tokarski obniżono względem osi próbki o 3 mm. Próbkę w celu oczyszczenia powierzchni poddano piaskowaniu elektrokorundem wielokrotnego użycia, o średnicy ziarna 0,1 - 0,2 mm. Tak przygotowane próbki poddano procesowi metalizacji natryskowej z odległości 0,170 m. Nakładano warstwy o grubości 0,5 , 1,0 , 1,5 , 2,0 mm. Zmianę grubości natryskiwanej warstwy uzyskiwano przez zmianę ilości obrotów próbki podczas metalizacji. Kąt natryskiwania zmieniano w granicach od 5° do 35° co 5° . Druk cynkowy o średnicy 3 mm przyjęto według PN-67/H-82200 o znaku Zn 99,975 z cechą N01. Druk miedziowy o średnicy 2 mm przyjęto według PN-67/H-87025 o znaku CuZn40 z cechą M60.

Proces metalizacji natryskowej, dla jednej wartości kąta natryskiwania i jednej grubości warstwy, przeprowadzono jednocześnie dla pięciu próbek. Możliwe to było dzięki zastosowaniu specjalnych tulejek ochronnych, wykonanych ze stali według rysunku 3.

Jeden komplet, to znaczy 5 próbek umieszczono w sześciu tulejkach ochronnych i mocowano w kłach tokarki, która w czasie trwania procesu metalizowania natryskowego nadawała całemu kompletowi ruch obrotowy. Dzięki temu natryskiwana warstwa miała jednakową grubość na całym obwodzie.



Rys.3. Tulejka ochronna

4. WYNIKI BADAŃ

Uzyskane podczas badania przyczepności wyniki poddano analizie matematycznej, badając przedział ufności rozkładu *t*-Studenta. Przyjęto współczynnik ufności $1 - \alpha = 0,95$, liczbę stopni swobody $K = n - 1 = 5 + 1 = 4$, kraniec przedziału ufności $t_{\frac{\alpha}{2}} = 2,78$. Zestawienie estymatorów \bar{K}_p wartości przeciętnej przyczepności w MPa dla natryskiwanych warstw cynku zestawiono w tabeli 1, a dla warstw mosiądzu w tabeli 2.

Tabela 1

Zestawienie estymatorów wartości przeciętnej przyczepności w MPa przy natryskiwaniu cynkiem

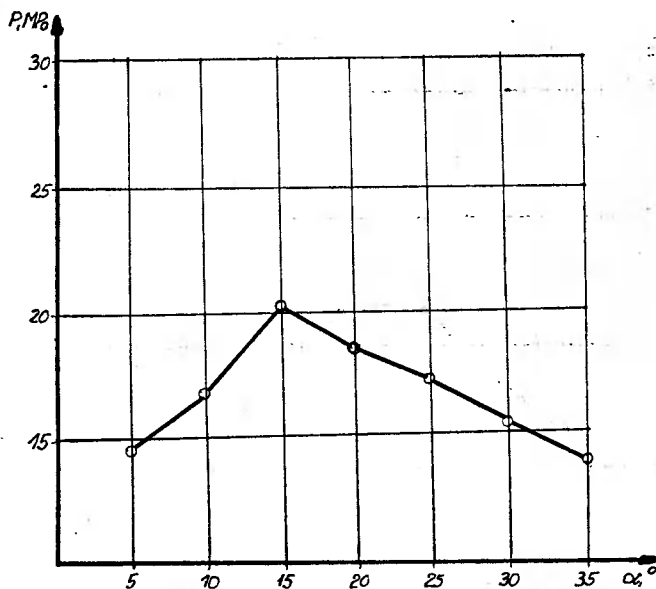
Kąt natryskiwania	Grubość warstwy			
	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm
5°	14,9	15,8	16,3	17,5
10°	16,9	17,8	18,8	19,7
15°	20,1	20,9	22,0	23,2
20°	18,7	19,9	21,1	22,2
25°	17,2	18,3	19,4	20,5
30°	15,7	16,5	17,4	18,3
35°	13,0	13,8	14,5	15,4

Tabela 2

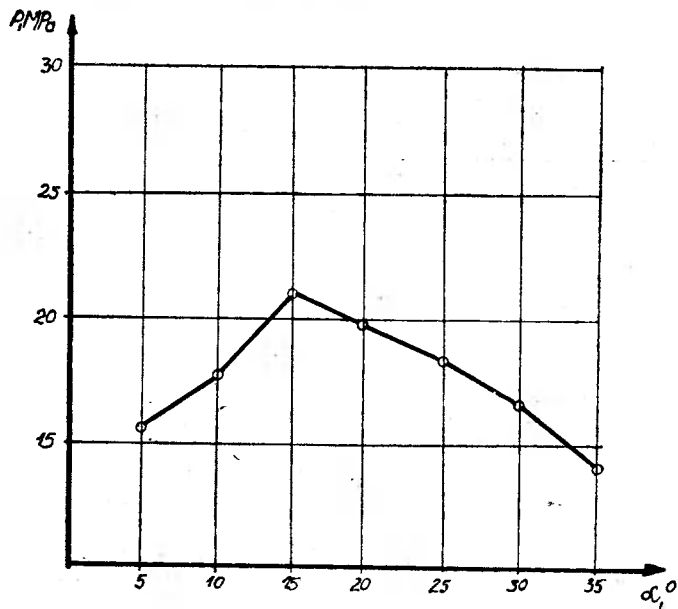
Zestawienie estymatorów wartości przeciętnej przyczepności w MPa przy natryskiwaniu mosiądzem

Kąt natryskiwania	Grubość warstwy			
	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm
5°	18,2	19,1	20,0	20,9
10°	24,0	25,4	26,3	27,2
15°	26,5	27,4	28,6	29,5
20°	21,4	23,9	24,4	24,9
25°	18,9	19,8	20,7	21,5
30°	14,9	15,8	16,7	17,7
35°	12,5	13,2	14,0	14,8

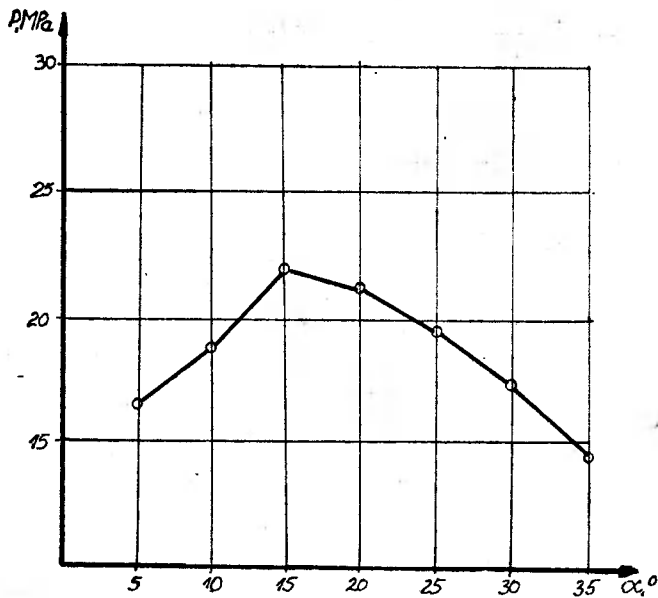
Wpływ kąta natryskiwania na przyczepność dla cynku i mosiądzu, dla różnych grubości tych warstw przedstawiono na rysunkach od 4 do 11.



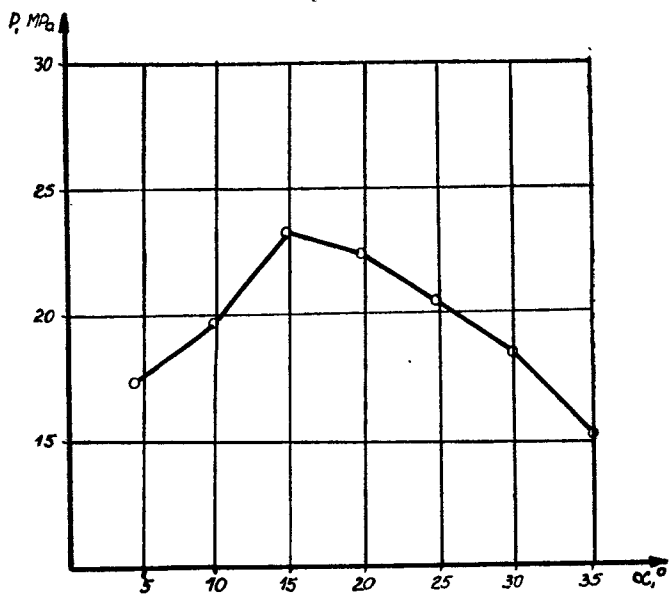
Rys.4. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy cynku o grubości 0,5 mm



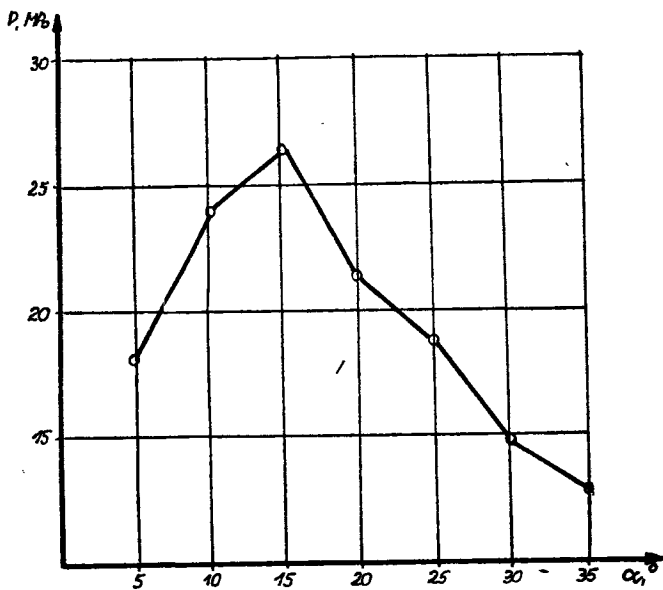
Rys.5. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy cynku o grubości 1,0 mm



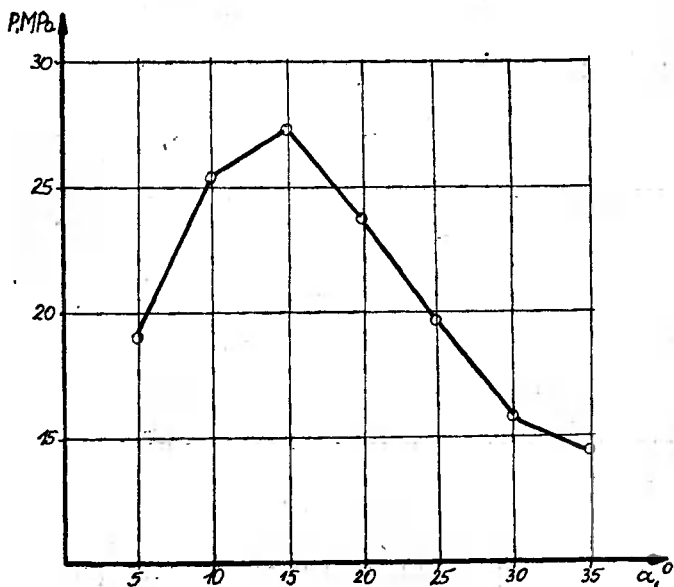
Rys.6. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy cynku o grubości 1,5 mm



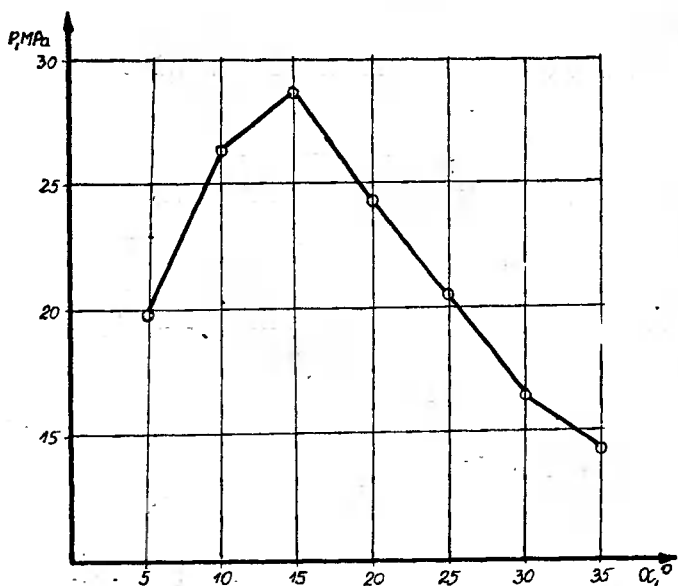
Rys.7. Pryczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy cynku o grubości 2,0 mm



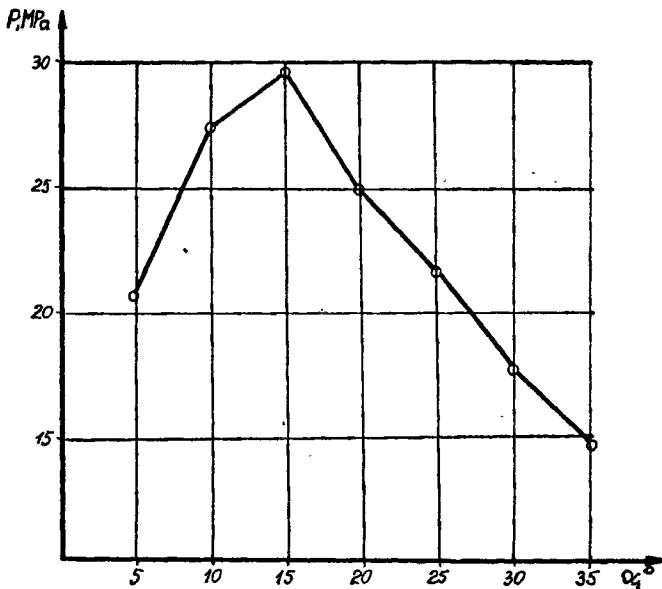
Rys.8. Pryczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy mosiądzu o grubości 0,5 mm



Rys.9. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy mosiądzu o grubości 1,0 mm



Rys.10. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy mosiądzu o grubości 1,5 mm



Rys.11. Przyczepność w zależności od kąta natryskiwania dla warstwy mosiądzu o grubości 2,0 mm

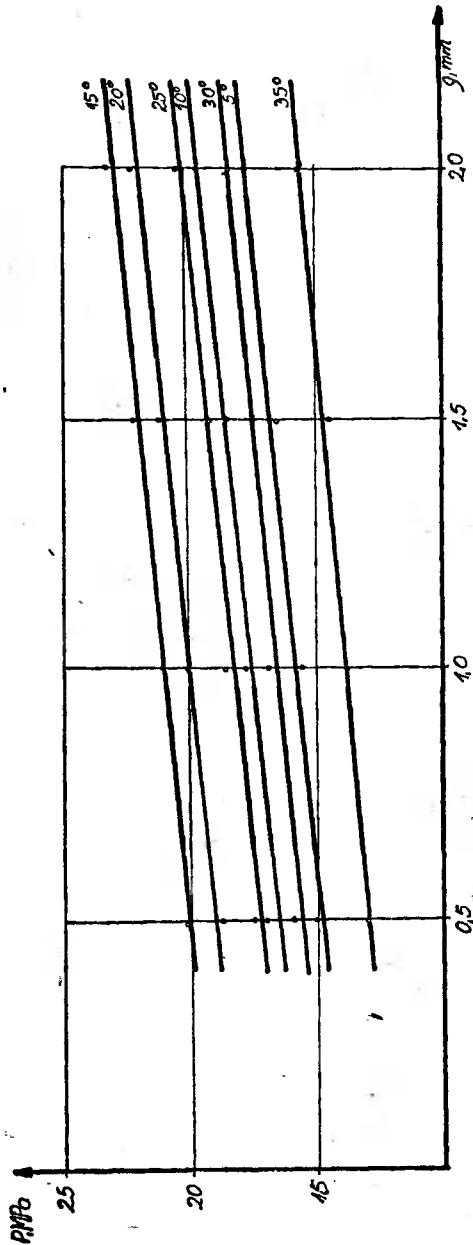
Na rysunkach 12 i 13 przedstawiono zbiorczo, oddzielnie dla cynku i mosiądzu, wartości przyczepności w zależności od grubości natryskiwanej warstwy dla całego zakresu kątów natryskiwania od 5° do 35° .

5. ANALIZ.WYNIKÓW BADAŃ

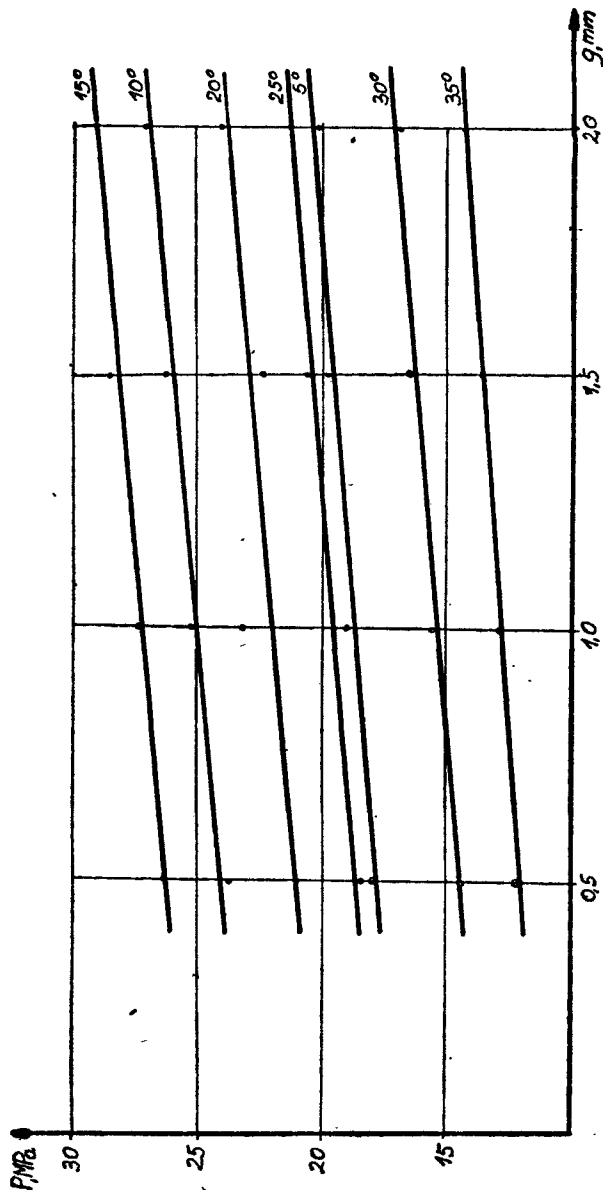
Wynik badań zawarte w tabeli 1 pozwalają stwierdzić, że dla każdej grubości warstwy natryskiwanej cynkiem maksymalna wartość przyczepności określonej przez ścinanie, występuje przy kącie natryskiwania 15° . Na przykład dla natryskiwanej warstwy o grubości 2,0 mm wynosi 23,2 MPa. Przy większych kątach natryskiwania maleje i dla kąta 35° wynosi tylko 15,4 MPa. Mniejsze od 15° kąty natryskiwania powodują także obniżenie przyczepności. Dla kąta natryskiwania 5° przyczepność wynosi 17,5 MPa.

Podobnie kształtuje się przyczepność w przypadku natryskiwania mosiądzem /tab. 2/.

Przeprowadzone badania wykazały, że istnieje pewien zakres kątów natryskiwania, przy których uzyskuje się największą przyczepność warstwy natryskiwanej do podłoża. Wykresy sporządzone na podstawie badań potwierdzają istnienie takiego zakresu. Maksimum w tym zakresie zaznacza się bardzo wyraźnie dla obu badanych metali i wynosi 15° . Zakresy maksymalnych wartości przyczepności są jednak różne dla obu metali.



Rys.12. Przyczepność w zależności od grubości natryskanej warstwy cynku dla badanego zakresu kątów natryskiwania



Rys. 43. Przyczepność w zależności od grubości natryskanej warstwy mosiądzu dla badanego zakresu kątów natryskiwania

W przypadku cynku omawiany przedział wynosi od 15° do 20° /rys.12/, natomiast dla mosiądzu od 10° do 15° /rys.13/. Zwiększenie lub zmniejszenie kąta natryskiwania poza wymienione zakresy powoduje powstanie struktury łuskowatej, poprzedzielanej szczelinami. Łuskowatość widoczna jest nieuzbrojonym okiem, a własności przyczepne takiej warstwy ulegają znacznemu obniżeniu w porównaniu z warstwą wykonaną przy kącie natryskiwania 15° . Przyczepność warstwy mosiężnej jest większa od przyczepności warstwy cynkowej dla tego samego podłoża i warunków natryskiwania.

Z wykresów nr 12 i 13 wynika, że przyczepność przy metalizowaniu natryskowym mosiądzem i cynkiem na podłożu stalowe z powierzchnią przygotowaną przez nacięcie gwintu szarpanego i piaskowaną elektrokorundem rośnie wraz ze wzrostem grubości natryskiwanej warstwy.

Zwiększoną o około 50% przyczepność warstwy natryskanej do podłoża w porównaniu z wartościami jakie podaje literatura przedmiotowa, autorzy wiążą z odmienną techniką badania na ścinanie, polegającą na próbie bez przecięcia warstwy natryskanej wzdłuż tworzącej. Było to zamierzenie celowe, ponieważ w podjętych badaniach chodziło o zbadanie przyczepności rzeczywistej z uwzględnieniem skurczu objętościowego.

Inne w porównaniu z podanymi w literaturze kąty natryskiwania, przy których uzyskuje się optymalną przyczepność, wynikają zdaniem autorów, z odmiernej charakterystyki użytego do natryskiwania pistoletu przy zachowaniu optymalnej /170 mm/ odległości natryskiwania.

6. WNIOSKI

1. Maksymalna przyczepność przy natryskiwaniu mosiądzem lub cynkiem wałka stalowego, którego powierzchnia została przygotowana przez nacięcie gwintu szarpanego i poddana piaskowaniu elektrokorundem, występuje przy kącie natryskiwania 15° .
2. Przy kącie natryskiwania 15° przyczepność w przypadku natryskiwania mosiądzem na powierzchnię z gwintem szarpanym i piaskowaną jest o około 30% większa od przyczepności przy natryskiwaniu cynkiem.
3. Dla badanego zakresu grubości warstwy natryskiwanej przyczepność rośnie ze wzrostem grubości tej warstwy tak dla mosiądzu, jak i dla cynku.
4. Ustalenie właściwego kąta natryskiwania przy metalizacji może się przyczynić do oszczędności surowców używanych w tym procesie.

LITERATURA

- [1] Drażkiewicz T.: Przyczepność warstwy natryskiwanej. Przegląd Spawalnictwa, 1964, nr 5

- [2] Drażkiewicz T.: Wpływ odległości i kąta natryskiwania na przyczepność warstwy. Przegląd Spawalnictwa, 1964, nr 9
- [3] Grabiec A.: Metalizacja natryskowa. Warszawa 1959, PWT
- [4] Kowalski Z.: Metalizacja natryskowa - postępy i najnowsze zastosowania. Warszawa 1957, PWT
- [5] Milewski W.: Elektrometalizacja. Warszawa 1968, WNT
- [6] Nadasí E.: Nowoczesne metody metalizacji natryskowej. Warszawa 1975, WNT

ADHERENCE OF SPRAYED SURFACE DEPENDING ON ANGLE OF SPRAYING

Summary

The paper presents the results of the investigation into the adherence of the surface sprayed with brass and zinc at varying angle of spraying. The results of the investigation made it possible to determine an optimal magnitude of the angle of spraying. The calculations include recommendations for production practice.

АДГЕЗИЯ СЛОЯ НАНЕСЕННОГО РАСПЫЛЕНИЕМ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УГЛА НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Резюме

В статье представлены результаты исследований адгезии слоя нанесенного распылением латуни или цинком при изменяемом угле распыления. Результаты опытов дали возможность определить оптимальную величину угла распыления. Предложения заключают предписания для производственной практики.



Józef Szala

HIPOTEZY SUMOWANIA USZKODZEŃ ZMĘCZENIOWYCH
OPARTE NA LINIACH STAŁYCH USZKODZEŃ ZMĘCZENIOWYCH

W pracy dokonano analizy hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych sformułowanych przez Subramanyana i Schotta. Analiza wyników obliczeń trwałości zmęczeniowej próbek okrągłych z karbem wykonanych ze stali 45 z wykorzystaniem wymienionych hipotez wykazała zadowalającą zgodność z wynikami badań zmęczeniowych wykonanych w warunkach naprężeń stochastycznych oraz programowanych o różnych sekwencjach poziomów naprężeń w ośmiopoziomowych programach.

W y k a z w a ż n i e j s z y c h o z n a c z e Ń

- $b = \frac{1}{m}$ - bezwzględna wartość współczynnika kierunkowego w równaniu prostej regresji odpowiadającej w układzie bilogarytmicznym krzywej zmęczeniowej
- c - stała w równaniu prostej regresji
- D_i - miara uszkodzenia zmęczeniowego spowodowanego liczbą cykli zmiennych naprężeń n_i na poziomie naprężeń σ_i
- i - numer poziomu naprężeń i linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych
- m - wykładnik potęgi w równaniu krzywej zmęczeniowej
- N_i - liczba cykli zrealizowana do złomu zmęczeniowego przy obciążeniu sinusoidalnym ze stałą amplitudą
- N_i^* - liczba cykli odpowiadająca i -tej linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych i -temu poziomowi naprężeń
- n_c - liczba cykli zrealizowana do złomu zmęczeniowego w programowanych badaniach zmęczeniowych, trwałość zmęczeniowa
- n_i - liczba cykli realizowana na kolejnym i -tym poziomie naprężeń σ_i
- $n_i(\sigma_i)$ - widmo naprężeń
- Z_G - granica zmęczenia /oznaczenie ogólne/ w MPa
- Z_{Go} - granica zmęczenia przy wahadłowym zginaniu w MPa
- σ_{amax} - maksymalna amplituda naprężeń w widmie lub programie naprężeń w MPa
- σ_{gr_i} - naprężenie graniczne odpowiadające i -tej linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych, poniżej którego nie zachodzi sumowanie uszkodzeń w MPa
- σ_i - naprężenie odpowiadające kolejnemu i -temu poziomowi w MPa
- $G(N)$ - krzywa zmęczeniowa /Wöhlera/

1. WPROWADZENIE

Złożoność procesu zmęczenia metali wynika z wpływu szeregu czynników związanych z cechami materiałowymi i geometrycznymi badanych próbek lub elementów konstrukcyjnych oraz warunków obciążeń zmęczeniowych. Stąd wysuwa się w publikacjach dotyczących hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych zastrzeżenie, że opracowane hipotezy uwzględniają jedynie część wspomnianych czynników, a zatem zakres ich stosowania jest ograniczony i należy poszukiwać dalszych, bardziej szczegółowych opisów. W ostatnim 30-leciu formułowano szereg fenomenologicznych hipotez, z których ważniejsze wymienić można w porządku chronologicznym: hipotezy liniowe [1], uogólnione [2, 3, 4], statystyczne [5], odkształceń plastycznych [6, 7] oraz najnowsze, oparte na założeniu tzw. linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych [8, 9]. Zakresy zastosowań i weryfikację doświadczalną wybranych hipotez liniowych i uogólnionych przedstawił autor w pracach [10, 11]. W prezentowanej pracy omówione zostaną hipotezy oparte na założeniu linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych.

W źródłowych pracach wymienione hipotezy zweryfikowano fragmentarycznie na podstawie wyników badań z dwupoziomowymi programami naprężeń. W ocenach trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych występują obciążenia stochastyczne lub programowane z większą liczbą poziomów /co najmniej 8/.

Celem pracy jest weryfikacja doświadczalna hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych sformułowanych przez Subramanyana [8] i Schotta [9] w warunkach obciążeń programowanych z uwzględnieniem wpływu naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia i sekwencji obciążeń na trwałość zmęczeniową.

2. OMÓWIENIE WERYFIKOWANYCH HIPOTEZ I ALGORYTM OBLICZEŃ

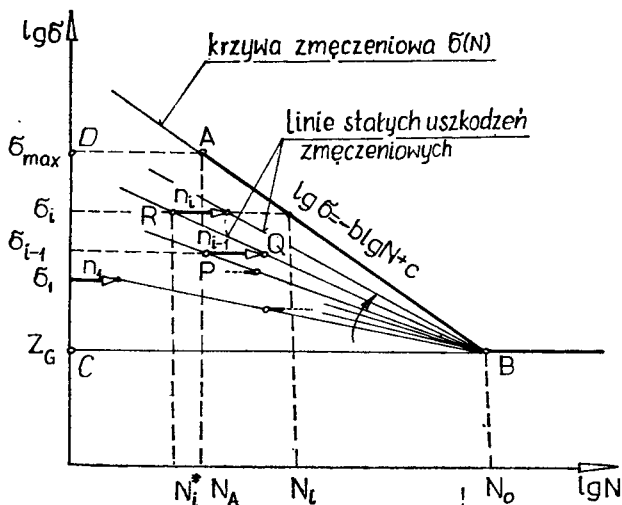
Podstawą obliczeń trwałości zmęczeniowej próbek i elementów konstrukcyjnych jest znajomość krzywej zmęczeniowej $S(N)$ oraz widma obciążeń /naprężeń/. Obszar położony pod linią ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej podzielony został liniami stałych uszkodzeń zmęczeniowych /constant damage lines lub isodamage lines/ [8], linie te w pracy [9] nazwano liniami sekwencyjnymi /Folge-Wöhlerkurwen/. W prezentowanej pracy przyjęto określenie: „linie stałych uszkodzeń zmęczeniowych”.

Ilustrację metody obliczeń według hipotezy Subramanyana dla wielostopniowego widma naprężeń przedstawiono na rysunku 1.

Linie stałych uszkodzeń zmęczeniowych zbiegają się w punkcie B przejścia krzywej zmęczeniowej z zakresu ograniczonej do zakresu nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej. Krzywa zmęczeniowa w układzie bilogarytmicznym w zakresie ograniczonej wytrzymałości opisana jest równaniem typu

$$\lg S = -b \lg N + c$$

(1)



Rys.1. Schemat do obliczeń trwałości zmęczeniowej według hipotezy Subramanyana [8]

W sumowaniu uszkodzeń zmęczeniowych biorą udział jedynie te poziomy naprężenia zmiennych, które przewyższają granicę zmęczenia Z_G powyżej linii BC. Uszkodzenie zmęczeniowe zależy od liczby cykli na danym poziomie i aktualnej fazy procesu zmęczenia. Fazę procesu zmęczenia określa położenie liczby cykli pomiędzy odpowiednimi liniami stałych uszkodzeń zmęczeniowych, np. liczby cykli n_i odpowiadającej poziomowi naprężenia σ_i , położonej pomiędzy liniami $i-1$; i . Uszkodzenie zmęczeniowe spowodowane tą liczbą cykli oblicza się z wzoru

$$D_i = \frac{n_i}{N_i - N_i^*} \quad (2)$$

Zgodnie z omawianą hipotezą złom zmęczeniowy nastąpi gdy spełniony zostanie warunek

$$n_i + N_i^* \gg N_i \quad (3)$$

Liczbę cykli N_i^* obliczyć można ze wzoru wyznaczonego na podstawie rysunku 1

$$\lg N_i^* = \frac{\lg \sigma_i - \lg Z_G}{\lg Z_G - \lg \sigma_{i-1}} \left[\lg N_0 - \lg(N_{i-1}^* + n_{i-1}) \right] + \lg N_0 \quad (4)$$

W przypadku gdy warunek (3) jest spełniony, trwałość zmęczeniową wy-

rażoną liczbą cykli otrzymuje się przez sumowanie liczb cykli n_i do tej pory zrealizowanych:

$$n_c = \sum_1 n_i \quad (5)$$

Ponieważ prostą początkową sumowania uszkodzeń jest odcinek CD, wobec tego początkowe wartości dla $i=1$ wynoszą

$$\begin{aligned} \lg N_1 &= 0 \\ \sigma_1 &= \sigma_j \end{aligned} \quad (6)$$

gdzie „j” jest numerem pierwszego /w sekwencji naprężeń/ poziomu naprężenia spełniającego warunek $\sigma_j \geq Z_G$.

Jeżeli na początku obliczeń przy pewnej wartości i jest spełniona nierówność

$$\lg N_1^* < 0 \quad (7)$$

to wprowadza się korekcję obliczeń przyjmując jako nową wartość początkową

$$\lg N_1^* = 0$$

Sytuacja ta może wystąpić dla sekwencji naprężeń stopniowo rosnących / $L_0 - H_1$ / przy znacznej różnicy naprężeń $\sigma_1 \gg \sigma_{1-1}$.

Na rysunku 2 przedstawiono schemat blokowy programu obliczeń trwałości zmęczeniowej na EMC.

W hipotezie Schotta linie stałych uszkodzeń zmęczeniowych przecinają się w punkcie A /rys.3/. W sumowaniu uszkodzeń zmęczeniowych uwzględniono poziomy naprężenie leżące poniżej granicy zmęczenia. Obszar sumowania jest ograniczony liniami: krzywą zmęczeniową $\sigma(N)$ /linia AB/, linią opisującą wpływ naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia na sumowanie uszkodzeń zmęczeniowych /linia BC/ oraz linią CA oddzielającą obszar nisko i wysokocyklicznej wytrzymałości zmęczeniowej. Kolejne linie stałych uszkodzeń powstają w wyniku utraty początkowych własności zmęczeniowych materiału i obniżania się jego zmęczeniowej wytrzymałości. Stąd warunki początkowe odpowiadają punktowi P leżącemu na krzywej zmęczeniowej opisanej równaniem (1).

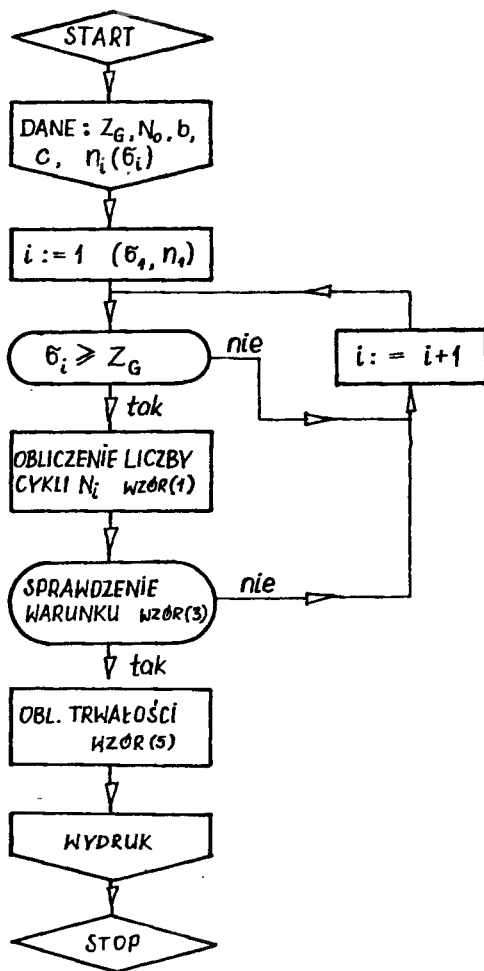
Linię BC ograniczającą obszar sumowania uszkodzeń od dołu opisuje równanie

$$\lg \sigma = b_1 \lg N + c_1 \quad (8)$$

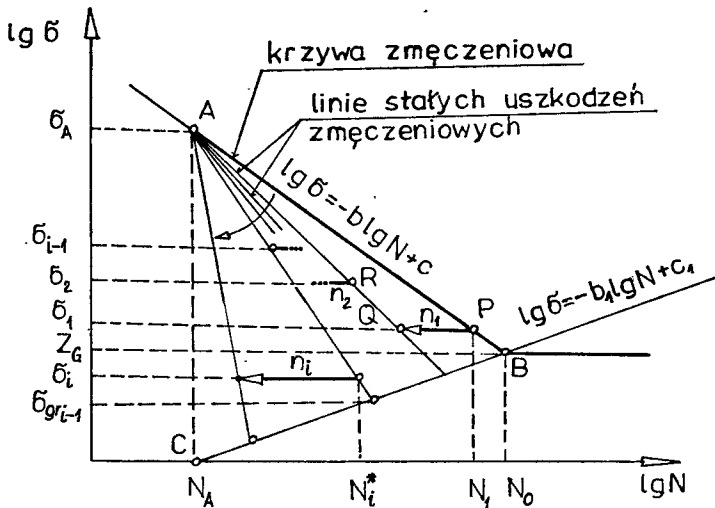
Parametry b_1 i c_1 można obliczyć z następujących zależności

$$\left\{ \begin{array}{l} b_1 = \frac{b \lg Z_G}{c - \lg Z_G - b \lg N_A} \\ c_1 = -b_1 \lg N_A \end{array} \right. \quad (9)$$

gdzie b i c to parametry krzywej zmęczeniowej (1).



Rys.2. Schemat blokowy programu obliczeń trwałości zmęczeniowej według hipotezy Subramanyana za pomocą EMC



Rys.3. Schemat do obliczeń trwałości zmęczeniowej według hipotezy Schotta [9]

W obliczeniach istotną rolę odgrywa wartość naprężeń ograniczających sumowanie uszkodzeń od dołu /linia BC/. Wartość tę można wyznaczyć dla poszczególnych linii stałych uszkodzeń z układu równań

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\lg \sigma_{gr_{i-1}} - \lg \sigma_a}{\lg \sigma_a - \lg \sigma_{i-1}} = \frac{\lg N - \lg N_A}{\lg N_A - \lg(N_{i-1}^* - n_{i-1})} \\ \lg \sigma_{gr_{i-1}} = b_1 \lg N + c_1 \end{array} \right. \quad (10)$$

Po przekształceniach otrzymuje się szukaną wartość ze wzoru

$$\lg \sigma_{gr_{i-1}} = \frac{b_1 \lg \sigma_a [\lg(N_{i-1}^* - n_{i-1}) - \lg N_A]}{b_1 [\lg(N_{i-1}^* - n_{i-1}) - \lg N_A] + \lg \sigma_a - \lg \sigma_{i-1}} \quad (11)$$

Jeżeli spełniona jest nierówność

$$\lg \sigma_i \geq \lg \sigma_{gr_{i-1}} \quad (12)$$

to poziom naprężeń σ_i uwzględnia się w sumowaniu uszkodzeń, a liczbę cykli określającą położenie kolejnej linii stałych uszkodzeń oblicza się z zależności

$$\lg(N_1^* - n_1) = \frac{\lg \sigma_1 - \lg \sigma_A}{\lg \sigma_A - \lg \sigma_{1-1}} [\lg N_A - \lg(N_{1-1}^* - n_{1-1})] + \lg N_A \quad (13)$$

Sumowanie liczb cykli n_1 wyznaczające trwałość zmęczeniową odbywa się do momentu spełnienia warunku

$$\lg(N_1^* - n_1) \leq \lg N_A \quad (14)$$

W chwili spełnienia warunku (14), przerywa się obliczenia, obliczając trwałość ze wzoru

$$n_c = \sum_1 n_1 + N_A \quad (15)$$

Na rysunku 4 przedstawiono schemat blokowy programu obliczeń na EMC według hipotezy Schotta.

3. WYNIKI BADAŃ I OBLICZEŃ TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ */

Weryfikację doświadczalną rozważanych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych oparto na wynikach badań zmęczeniowych próbek okrągłych z karbem wykonanych ze stali 45. Szczegółowy opis cech geometrycznych i materiałowych próbek, stanowiska badawczego oraz obciążeń sinusoidalnych, programowanych i stochastycznych zastosowanych w badaniach, zamieszczony został w pracy [12]. W dodatku do tej pracy podano szczegółowy zestaw wyników badań zmęczeniowych.

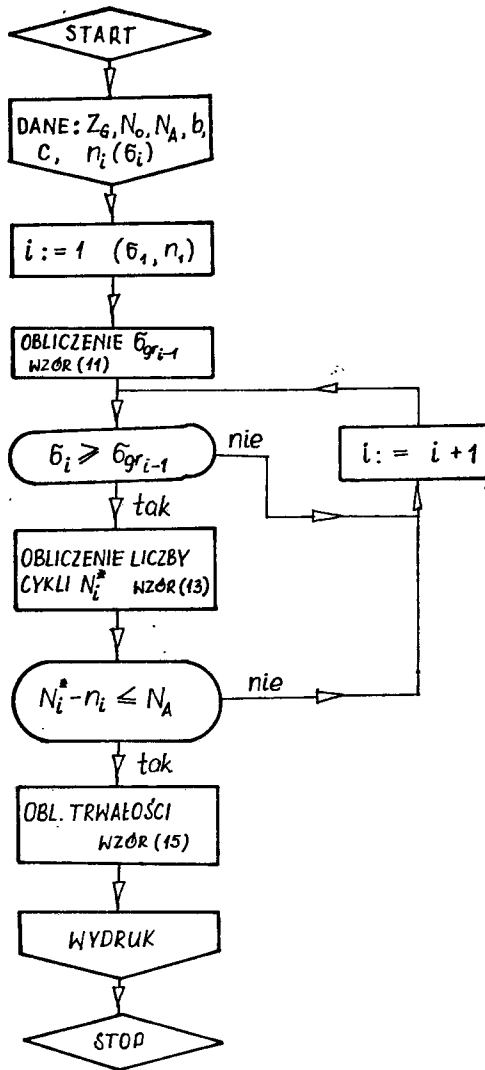
Badania zmęczeniowe przeprowadzono w zakresie wysokocyklicznej wytrzymałości zmęczeniowej, z zastosowaniem obciążenia losowego R oraz czterech sekwencji obciążenia programowanego: stopniowo rosnącego Lo - Hi, stopniowo malejącego Hi - Lo, stopniowo rosnącego a następnie malejącego Lo - Hi - Lo oraz z nieregularnym stopniowaniem stopni obciążenia J.

Wykres widma naprężeń i schematy programów naprężeń o różnych sekwencjach przedstawiono na rysunku 5.

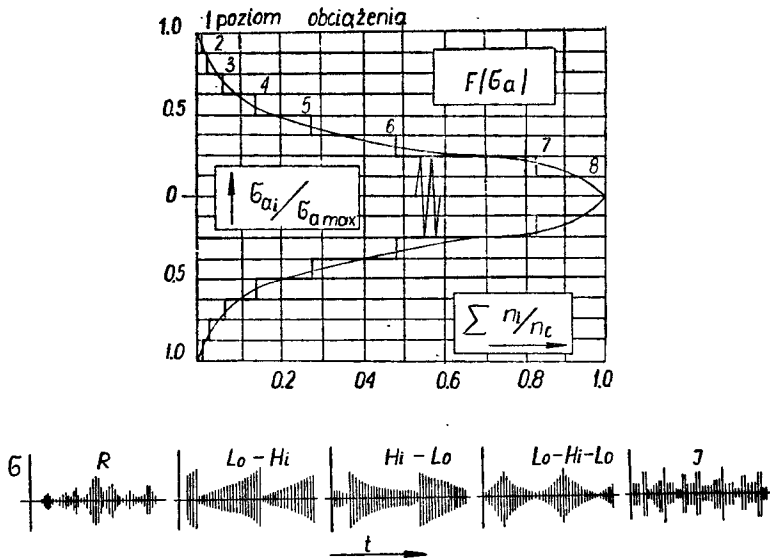
Równanie krzywej zmęczeniowej oraz krzywych trwałości zmęczeniowej na podstawie wymienionych badań podano w tabeli 1.

Granica zmęczenia wyznaczona w warunkach obciążenia sinusoidalnego metodą schodkową wynosi $Z_{go} = 165,6$ MPa. Z równania krzywej zmęczeniowej wzięto dane do obliczeń, ponadto w obliczeniach według hipotezy Schotta przyjęto zgodnie z zaleceniem autora w pracy [9] liczbę cykli $N_A = 10^4$.

*/ Program opracował i obliczenia na EMC wykonał dr inż. Janusz Kugler w Ośrodku ETO Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy



Rys.4. Schemat blokowy programu obliczeń trwałości zmęczeniowej według hipotezy Schotta za pomocą EMC



Rys.5. Wykres widma obciążeń - a, oraz schematy programów obciążeń - b

Tabela 1

Równania krzywej zmęczeniowej oraz krzywych trwałości zmęczeniowej próbek okrągłych z karbem wykonanych ze stali 45

Lp	Kolejny numer wzoru	Sekwencja obciążenia	Równanie prostej regresji odpowiadające poszczególnym krzywym w układzie bilogarytmicznym
1	2	3	4
1	16	obciążenie sinusoidalne	$\lg \sigma_a = -0,2191 \lg N + 3,4929$
2	17	R	$\lg \sigma_{amax} = -0,1592 \lg n_c + 3,4013$
3	18	Lo - Hi	$\lg \sigma_{amax} = -0,2015 \lg n_c + 3,6601$
4	19	Hi - Lo	$\lg \sigma_{amax} = -0,1307 \lg n_c + 3,2261$
5	20	Lo - Hi - Lo	$\lg \sigma_{amax} = -0,1489 \lg n_c + 3,3532$
6	21	J	$\lg \sigma_{amax} = -0,1661 \lg n_c + 3,4499$

Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej zamieszczono w tabeli 2.

Tabela 2

Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej $/n_c \cdot 10^{-6}$ / próbek okrągłych z karbem wykonanych ze stali 45

Lp	Poziom naprę- żeń $\sigma_{a \max}$ MPa	Liczba cykli w ok- resie prog- ramu n_0	Sekwencja obciążenia												R
			Lo - Hi			Hi - Lo			Lo - Hi - Lo			J			
			E_x	SCH	SUB	E_x	SCH	SUB	E_x	SCH	SUB	E_x	SCH	SUB	
Podstawa oceny trwałości zmęczeniowej															
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	205	$5 \cdot 10^6$	30,00	16,25	19,40	40,00	8,13	11,3	50,00	13,75	13,1	85,00	12,50	16,3	-
2	245	10^5	1,93	1,58	3,77	1,65	1,53	3,62	2,10	1,55	3,68	1,75	1,56	3,69	2,01
3	285	$5 \cdot 10^4$	0,90	1,29	1,14	0,80	1,24	1,08	1,05	1,27	1,08	1,02	1,28	1,12	0,81
4	325	$5 \cdot 10^4$	0,56	0,63	0,83	0,40	0,59	0,77	0,68	0,60	0,79	0,64	0,61	0,79	0,36
5	365	10^4	0,35	0,30	0,35	0,20	0,29	0,33	0,28	0,29	0,34	0,23	0,29	0,34	0,21
6	405	10^4	-	0,09	0,25	-	0,08	0,24	0,10	0,09	0,24	-	0,09	0,24	0,13

Objaśnienia:
 E_x - trwałość eksperymentalna jako średnia z danych na poszczególnych poziomach naprężeń
 SCH - trwałość obliczona na podstawie hipotezy Schotta [9]
 SUB - trwałość obliczona na podstawie hipotezy Subramanyana [8]

Wartości podane w kolumnach E_x obliczono jako średnie z wyników prób zmęczeniowych na poszczególnych poziomach. Wartości te nieznacznie różnią się od tych, które byłyby wyznaczone z równań podanych w tabeli 1, szczególnie dla najniższego poziomu $\sigma_{\max} = 205$ MPa. Dla niskich poziomów naprężeń model regresji prostoliniowej dla krzywej zmęczeniowej jest nieadekwatny.

4. ANALIZA WYNIKÓW OBLICZEŃ I BADAŃ ORAZ WNIOSKI

Rozważane hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych stanowią istotny postęp w porównaniu z dotychczas stosowanymi hipotezami w obliczeniach trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych. W hipotezach tych uwzględniono zdecydowanie nieliniowy charakter sumowania uszkodzeń zmęczeniowych, którego progresywny przebieg jest udokumentowany licznymi badaniami elektronooptycznymi omówionymi w literaturze [13]. Obliczanie uszkodzeń w stosunku do linii stałych uszkodzeń umożliwia uwzględnienie wpływu sekwencji obciążenia na trwałość zmęczeniową. W hipotezie Schotta uwzględniono ponadto wpływ naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia. Wpływ naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia na sumowanie uszkodzeń zmęczeniowych i pośrednio na trwałość zmęczeniową jest istotny w warunkach obciążeń stochastycznych i programowanych, co wykazano w szeregu pracach, między innymi w pracy autora [12]. Obie hipotezy mogą być zastosowane w obliczeniach trwałości zmęczeniowej metodą „cykl po cyklu”, która umożliwia przeprowadzenie obliczeń w warunkach obciążeń stochastycznych.

Z punktu widzenia przebiegu typowych zjawisk zmęczeniowych zachodzących w metalach [13], założenia przyjęte w analizowanych hipotezach budzą pewne zastrzeżenia. W omawianych hipotezach przyjęto skrajnie różne położenia punktów, z których prowadzi się linie stałych uszkodzeń zmęczeniowych. Założenie Schotta w tym względzie bierze się z koncepcji wtórnych krzywych zmęczeniowych wprowadzonych w hipotezach Cortena-Dolana [2] i Freudenthala-Hellera [3], natomiast założenie Subramanyana odpowiada założeniu wtórnych krzywych zmęczeniowych przyjmowanych w hipotezie Serense-na [14]. Założenie Subramanyana jest bliższe przebiegowi linii rozgraniczających poszczególne fazy zjawisk zmęczeniowych zachodzących w metalach w zależności od liczby cykli zmian obciążenia sinusoidalnego na poszczególnych poziomach naprężeń. Przyjęcie jednakże punktu załamania krzywej zmęczeniowej /punkt B, rys.1/ jako początku linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych wyklucza możliwość uwzględnienia wpływu naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia na sumowanie uszkodzeń zmęczeniowych. Jak wynika z licznych badań naprężenia te w przypadku naprężeń sinusoidalnych nie prowadzą do złomu zmęczeniowego, ale obserwuje się wyraźne efekty zmęczeniowe w postaci pasm poślizgów, w których wykryto metodami elektronooptycznymi bardzo krótkie mikropęknięcia. W przypadkach obciążeń stochastycznych i programowanych, w których występują naprzemian. cykle wyższe i niższe od

granicy zmęczenia efekty te się uaktywniają i realna granica zmęczenia w miarę wzrostu liczby cykli naprężeń się systematycznie obniża. Wpływ naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia w warunkach obciążenia stochastycznego i programowanego jest istotny i w zależności od parametrów widma obciążeń waha się od kilkunastu do kilkudziesięciu procent wyznaczonej trwałości zmęczeniowej [12].

W hipotezie Schotta uwzględniono naprężenia mniejsze od granicy zmęczenia zgodnie z przebiegiem procesu, tzn., że wpływ ten w początkowej fazie jest mały i rośnie w późniejszych fazach zmęczenia do momentu, gdy wszystkie zmienne naprężenia są uwzględnione w sumowaniu uszkodzeń zmęczeniowych. Zastrzeżenia budzi nieuwzględnianie w sumowaniu uszkodzeń tej części cykli, która zawarta jest w obszarze od początku układu do odciętej N_A , dodając do obliczonej sumy cykli zrealizowanej do złomu zmęczeniowego tę liczbę cykli w sposób arbitralny. Wydaje się, że brak jasnego uzasadnienia tego założenia.

Z analizy danych zawartych w tabeli 2 wynika, że obie hipotezy uwzględniają sekwencję naprężeń. Wpływ ten jest nieduży, rzędu kilku procent. Jak wykazały badania omówione w pracy [12] w zakresie ograniczonej, wysokocyklicznej wytrzymałości zmęczeniowej wpływ ten jest statystycznie nieistotny na poziomie ufności 0,95. A zatem zgodność obliczeń i badań w tym względzie jest zadowalająca

Z analizy wartości trwałości zmęczeniowej obliczonych na podstawie rozważanych hipotez i rezultatów badań wynika, że bliższe eksperymentalnym są wyniki obliczeń według hipotezy Schotta. Wyniki obliczeń według hipotezy Subramanyana są w większości przypadków wyższe w granicach do 50% od eksperymentalnych. Różnice te rosną w miarę wzrostu naprężeń w widmie naprężeń. Fakt ten spowodowany jest przede wszystkim pominięciem w obliczeniach poziomów naprężeń w widmie, które były mniejsze od granicy zmęczenia.

Analizowane hipotezy wykazują większą zgodność z wynikami badań niż hipotezy wcześniejsze [1, 2, 3]. Ponadto istotną zaletą tych hipotez jest to, że poza znajomością parametrów krzywej zmęczeniowej i widma naprężeń /co jest konieczne także w dawniejszych hipotezach/ nie jest wymagana znajomość dodatkowych parametrów, których wadliwe przyjęcie w hipotezie Cortena-Dolana lub Freudenthala-Hellera prowadzić może do znacznych błędów w obliczeniach trwałości zmęczeniowej.

Przyjmując słuszność założenia istnienia linii stałych uszkodzeń zmęczeniowych należałoby podjąć prace nad dokładniejszym opisaniem ich przebiegu na podstawie licznych danych z badań zjawisk zachodzących w metalach w procesie zmęczenia.

LITERATURA

- [1] Miner M.A.: Cumulative Damage in Fatigue, J.Appl.Mechanics, Vol. 12, 3, 1945

- [2] Corten H.T., Dolan T.L.: Cumulative Fatigue Damage, International Conference on Fatigue of Metals, London 1956
- [3] Freudenthal A.M., Heller R.A.: On Stress Interaction in Fatigue and a Cumulative Damage Rule, Journal of the Aerospace Sciences, Vol. 26, 1959
- [4] Gatts R.R.: Application of a Cumulative Damage Concept to Fatigue, Journal of Basic Engineering, Transaction of the ASME, 86, 1961
- [5] Bogdanoff J.L.: A New Cumulative Damage Model, Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics, 2, 1978
- [6] Romanov A.H.: Nakoplenie povreždenij pri malociklovom nagruženii, Problemy Pročnosti, 4, 1975
- [7] Tucker L.E.: A Procedure for Designing Against Fatigue Failure of Notched Parts, Society of Automotive Engineers, Inc., SAE Paper No 720265, New York, 1972
- [8] Subramanyan S.: A Cumulative Damage Rule Based on the Knee Point of the S/N Curve, Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, A, 1976
- [9] Schott G.: Vorschlag eines verfahrens zur berechnung der lebensdauer bei mehrstufen - b. zw. Kollktivbelastung, Materiały II Sympozjum Zespołu Zmęczenia Materiałów i Konstrukcji, Komitetu Budowy Maszyn, Lublin, 1977, PAN
- [10] Szala J.: Obliczenia trwałości zmęczeniowej układów oparte na wybranych hipotezach kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych i ich doświadczalna weryfikacja, Zeszyty Naukowe Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Bydgoszczy, 1974, Nr 9
- [11] Szala J.: Hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych - wybrane zagadnienia, Prace Wydziału Nauk Technicznych Bydgoskiego Towarzystwa Naukowego, seria Mechanika /artykuł złożony w redakcji, przewidziany do Zeszytu Nr 15/
- [12] Szala J.: Ocena trwałości zmęczeniowej elementów maszyn w warunkach obciążeń losowych i programowanych, Zeszyty Naukowe Nr 79, Mechanika 22, Bydgoszcz, 1980, ATR
- [13] Kocafda S.: Zmęczeniowe niszczenie metali, Warszawa, 1978, WNT
- [14] Serensen S.V., Kozlov L.A.: K razčetu na pročnost pri nestacionarnoj peremennomj napražennosti, Vestnik Mašinostroenia, 1, 1962

HYPOTHESES ON FATIGUE DEFECTS SUMMATION BASED ON LINES OF CONSTANT FATIGUE DEFECTS

Summary

The paper analyzes hypotheses on fatigue defects summation formulated by Subramanyan and Schott. An analysis of the results of fatigue life calculations of circular samples with a notch made of steel 45 with the application of the mentioned hypotheses has shown a satisfactory compatibility with fatigue investigation conducted under the condition of stochastic and programmed stresses of different sequences of stress levels in eight-stage programmes.

ГИПОТЕЗЫ СУММИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ ОСНОВАННЫЕ НА ПОСТОЯННЫХ ЛИНИЯХ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Резюме

В работе проделан анализ суммирования усталостных повреждений сформулированных Subramanyana и Schotta. Анализ результатов расчетов усталостной устойчивости круглых образцов с надрезом выполненных из стали 45 с использованием перечисленных гипотез представил удовлетворительное совпадение с результатами усталостных исследований проделанных в условиях стохастических и программированных напряжений с разной последовательностью уровней напряжений в программах с восемью уровнями.

Janusz Sempruch
Józef Szala

BADANIA TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ PRÓBEK CYLINDRYCZNYCH
WYKONANYCH ZE STALI 10 PRZY SKRĘCANIU ^{*/}

W pracy omówiono wyniki badań zmęczeniowych próbek wykonanych ze stali 10 w warunkach skręcania wahadłowego ze stałą i programowaną amplitudą naprężeń. Analiza osiągniętych rezultatów wykazała, że między wynikami badań zmęczeniowych ze stałą i programowaną amplitudą naprężeń istnieją związki, które mogą być opisane zależnościami wyznaczonymi dla obrotowego i płaskiego zginania. Zależności te są słuszne dla przypadków, w których jako kryterium zniszczenia przyjęto pojawienie się pęknięcia zmęczeniowego o długości $2a = 0,5$ mm, jak również dla przypadków, w których kryterium zniszczenia było graniczne pęknięcie zmęczeniowe, przy którym ubytek przekroju był tak duży, że stanowisko badawcze traciło stateczność /długość $2a \approx 40$ mm/.

W y k a z w a ż n i e j s z y c h o z n a c z e Ń

- a - długość pęknięcia zmęczeniowego w mm
- C_0 - stała w równaniu krzywej zmęczeniowej
- i - numer poziomu naprężeń w programie
- k - liczba poziomów naprężeń w programie
- m_0 - wykładnik potęgi w równaniu krzywej zmęczeniowej
- N - liczba cykli do pęknięcia zmęczeniowego o długości według przyjętego kryterium, dla naprężeń sinusoidalnych o stałej amplitudzie
- n_c - liczba cykli do pęknięcia zmęczeniowego o długości według przyjętego kryterium, dla naprężeń programowanych
- n_i - liczba cykli naprężenia odpowiadająca i-temu poziomowi naprężeń w programie
- n_0 - liczba cykli naprężeń w okresie programu
- r - wykładnik potęgi
- α - poziom istotności
- ξ - współczynnik wypełnienia widma lub programu
- λ - liczba okresów programu zrealizowana do pęknięcia zmęczeniowego o długości według przyjętego kryterium
- $\sigma = \sigma_m + \sigma_a$ - maksymalne naprężenie normalne w cyklu w MPa

^{*/} Praca wykonana w ramach problemu węzłowego 05.12 pt. "Wytrzymałość i optymalizacja konstrukcji maszynowych i budowlanych" - koordynowanego przez Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk.

- σ_a - amplituda naprężeń normalnych w MPa
 σ_m - średnie naprężenie normalne cyklu w MPa
 σ_{max} - maksymalne naprężenie normalne w programie naprężeń w MPa
 τ_a - amplituda naprężeń stycznych w MPa
 τ_{amax} - maksymalna amplituda naprężeń stycznych w programie naprężeń w MPa
 τ_a/N - krzywa zmęczenia /Wöhlera/
 τ_{amax}/n_c - krzywa trwałości zmęczeniowej wyznaczona w programowych badaniach

1. WPROWADZENIE

Trudności w obliczeniach trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych poddanych działaniu obciążeń stochastycznych i programowanych z zastosowaniem hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych spowodowały poszukiwanie innych metod obliczeń. Poszukiwania te dotyczyły przede wszystkim związków między wynikami badań ze stałą amplitudą obciążeń, a wynikami badań zmęczeniowych w warunkach obciążeń programowanych i stochastycznych [1, 2, 3]. Analiza wyników badań zamieszczonych w pracach [4, 5] wykazała także istnienie wymienionych związków, które opisano zależnościami wykładniczymi o postaci

$$\lg n_c = \frac{1}{\zeta^r} \cdot \lg N \quad (1)$$

Wykorzystując równanie krzywej zmęczeniowej

$$\sigma^m N = C_0 \quad (2)$$

po przekształceniach otrzymano zależność

$$\lg n_c = \frac{m_0}{\zeta^r} \lg \frac{C_0}{\sigma_{max}} \quad (3)$$

Zależności (1) i (3) wymagają znajomości parametrów krzywej zmęczeniowej $/m_0, C_0/$, parametrów widma obciążeń $/\zeta, \sigma_{max}/$ oraz doboru wartości wykładnika potęgowego r . Krzywa zmęczenia /Wöhlera/ wyznaczona w warunkach obciążeń zmiennych ze stałą amplitudą jest podstawową charakterystyką zmęczeniową występującą także w obliczeniach opartych na wykorzystaniu hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Parametry widma obciążeń mogą być dla szeregu elementów konstrukcyjnych szacowane na podstawie literatury bądź opracowane na podstawie pomiarów obciążeń w warunkach eksploatacji.

Badania omówione w pracy [4] przeprowadzono na próbkach okrągłych z

karbem/ $\alpha_k = 1,65$ / wykonanych ze stali 45, okrągłych i eliptycznych węzłach łtowanych i kompletnych ramach rowerowych. Wymienione próbki, węzły konstrukcyjne i ramy poddane były naprężeniom programowanym z różną sekwencją amplitud, próbki ze stali 45 były badane ponadto w warunkach naprężeń stochastycznych o wąskim widmie. Naprężenie średnie we wszystkich przypadkach równe było zeru /cykle wahadłowe/.

Badania podobnych próbek wykonanych ze stali 45 w warunkach płaskiego zginania omówiono w pracy [5]. Próbki poddano działaniu naprężeń stochastycznych o szerokim widmie oraz ze znaczną wartością naprężeń średnich dającą oscylację obciążenia jednostronnie zmienną.

Dla wszystkich wymienionych zróżnicowanych warunków badań stwierdzono przydatność zależności (1) i (3) do wyznaczania trwałości zmęczeniowej w warunkach naprężeń stochastycznych i programowanych przy zginaniu. Wartość wykładnika potęgi r zawarta była w przedziale /0,16 do 0,44, średnio 0,28/. W literaturze, której przegląd przedstawiono w pracy [4] spotyka się małą ilość badań zmęczeniowych w warunkach zmiennego skręcania. Ponieważ skręcanie jest podstawowym rodzajem obciążenia elementów maszyn typu wałek i tuleja, w prezentowanej pracy podjęto się tego rodzaju badania.

Można sformułować tezę, że stwierdzone w warunkach zginania związki między trwałością zmęczeniową wyznaczoną przy obciążeniu ze stałą amplitudą, a trwałością wyznaczoną przy obciążeniu programowanym opisane zależnościami (1) i (3) są także słuszne dla obciążenia skręcającego.

Celem pracy jest doświadczalna weryfikacja wymienionych zależności w warunkach skręcania stalowych próbek okrągłych.

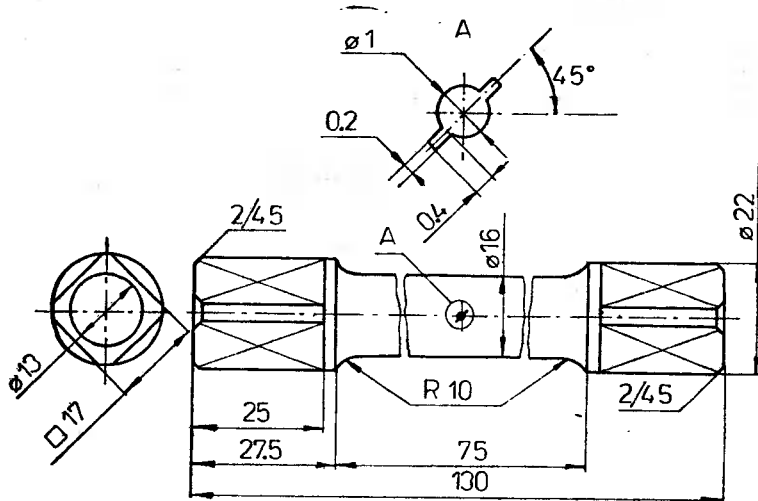
Badania zmęczeniowe przeprowadzono przyjmując jako kryterium zniszczenia zmęczeniowego pojawienie się dostrzegalnego pęknięcia zmęczeniowego i krytyczną wartość tego pęknięcia, przy której stanowisko badawcze traciło stateczność.

2. OPIS BADAŃ

2.1. Próbki

Badania zmęczeniowe przy skręcaniu przeprowadzono na próbkach cylindrycznych z karbem przedstawionych na rysunku 1.

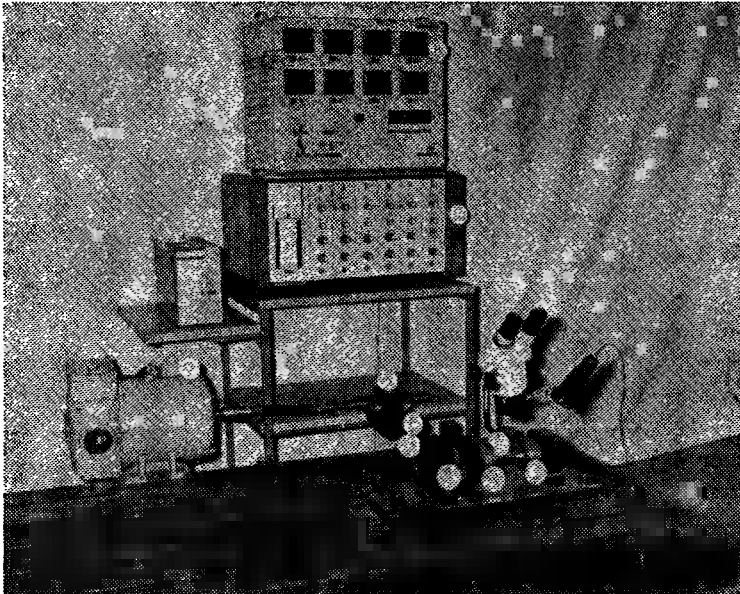
Próbki wykonano z prętów ze stali 10 o średnicy ϕ 22 mm. Doraźna wytrzymałość na rozciąganie wyznaczona zgodnie z PN-71/H-04310 wynosiła średnio $R_m = 436$ MPa, a granica plastyczności $R_{e0} = 250$ MPa. Karb wykonano wierząc otwór ϕ 1 mm, który nacięto pod kątem 45° piłką jubilerską o grubości 0,2 mm.



Rys.1. Próbka cylindryczna z karbem

2.2. Stanowisko badawcze

Do badań zaprojektowano i wykonano w Zakładzie Podstaw Konstrukcji Maszyn Akademii Techniczno-Rolniczej w Bydgoszczy stanowisko badawcze przedstawione na rysunku 2.



Rys.2. Stanowisko do badań próbek cylindrycznych przy skręcaniu

Próbkę 1 mocowano jednym końcem w uchwycie stałym 2, natomiast jej drugi koniec mocowano w uchwycie ruchomym 3. Uchwyt ruchomy 3 ułożyskowany jest na podporze 4. Skręcanie próbki wywoływano za pomocą wibratora bezwładnościowego 5 umieszczonego na dźwigni 6. Wibrator bezwładnościowy napędzany był silnikiem elektrycznym prądu stałego 7 o regulowanej w sposób ciągły prędkości obrotowej. Zmianę wartości amplitudy obciążeń uzyskiwano przez zmianę prędkości obrotowej silnika. W czasie badań z obciążeniem programowanym silnik elektryczny zasilany był przez urządzenie do programowania 8. Urządzenie do programowania umożliwia automatyczne sterowanie obciążeniem w zakresie 8-stopniowego programu obciążeń. Urządzenie wyposażone jest ponadto w licznik cykli i wskaźnik chwilowej prędkości obrotowej. Wartość momentu skręcającego oceniano za pomocą układu do pomiarów tensometrycznych, składającego się z tensometru oporowego 9 naklejonego na dźwigni 6, mostka tensometrycznego 10 typu TDA-6 oraz rejestratora szybko-piszącego 11 typu TSS-101. Układ przed pomiarami wzorcowano. Obserwacji strefy karbu dokonywano za pomocą mikroskopu stereoskopowego 12 typu MST-130 o powiększeniu do 100 x.

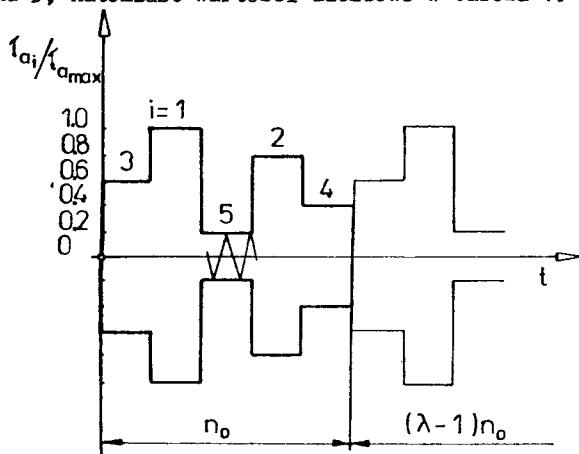
2.3. Obciążenia zmienne

a. Obciążenia sinusoidalne

Sinusoidalne wahadłowo zmienne obciążenia realizowano w badaniach, których celem było wyznaczenie krzywej zmęczeniowej /Wöhlera/. W badaniach tych zmianie podlegała amplituda obciążeń, którą regulowano przez zmianę prędkości obrotowej wibratora bezwładnościowego. Częstotliwość zmian obciążenia wynosiła od 7,5 do 10 Hz w zależności od poziomu obciążenia /obrotów wibratora/.

b. Obciążenia programowane

Obciążenia programowane ze stopniową zmianą wartości amplitud realizowano jako wahadłowo zmienne. Schemat programu obciążeń przedstawiono na rysunku 3, natomiast wartości liczbowe w tabeli 1.



Rys.3. Schemat programu obciążeń

Tabela 1

Dane liczbowe widma obciążeń w badaniach próbek cylindrycznych z karbem ze stali 10

Numer stopnia i	1	2	3	4	5
$\tau_{a_i} / \tau_{a_{max}}$	1,00	0,80	0,60	0,40	0,20
Napężenie /MPa/ $\tau_{a_i} = \tau_{a_{max}}$	180	144	108	72	36
	160	128	96	64	32
	140	112	84	56	28
	120	96	72	48	24
n_i / n_o	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
$n_o = 10^4$	$2 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^3$
$n_o = 2,5 \cdot 10^4$	$5 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^3$
$n_o = 5,0 \cdot 10^4$	10^4	10^4	10^4	10^4	10^4
$\zeta = \frac{1}{\tau_{a_{max}}} \sum_{i=1}^{k=5} \tau_{a_i} \cdot \frac{n_i}{n_o} = 0,6$					

Obciążenia programowane stosowano w badaniach, których celem było wyznaczenie krzywej trwałości zmęczeniowej. Badania przeprowadzono na czterech poziomach maksymalnego napężenia w programie: $\tau_{a_{max}} = 120, 140, 160, 180$ MPa. Liczbę cykli w okresie programu n_o przyjęto w zależności od poziomu maksymalnego napężenia w programie, $n_o = 10^4$ dla $\tau_{a_{max}} = 180$ MPa, $n_o = 2,5 \cdot 10^4$ dla $\tau_{a_{max}} = 160$ i 140 MPa oraz $n_o = 5 \cdot 10^4$ dla $\tau_{a_{max}} = 120$ MPa. Współczynnik widma $\zeta = 0,6$. Podane w tabeli 1 wartości naprężeń są naprężeniami nominalnymi.

3. WYNIKI BADAŃ ZMĘCZENIOWYCH I ICH OPRACOWANIE

3.1. Wyniki badań zmęczeniowych w warunkach obciążeń sinusoidalnych

Badania zmęczeniowe w warunkach obciążeń sinusoidalnych o stałej amplitudzie, których celem było wyznaczenie krzywej zmęczeniowej w zakresie ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej przeprowadzono na czterech poziomach amplitudy naprężeń, $\tau_a = 175, 150, 125$ i 100 MPa. Celem wyznaczenia orientacyjnej wartości granicy zmęczenia przeprowadzono próbę zmęczeniową na poziomie $\tau_a = 83$ MPa.

Trwałość zmęczeniową próbki badano do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego oraz do pęknięcia granicznego, przy którym następowała utrata stateczności układu. Jako początek pęknięcia przyjęto sumaryczną długość pęknięcia $2a = 0,3$ mm.

Wyniki badań w zakresie ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej podano w tabeli 2. W kolumnie 4 podano wyniki badań trwałości do pojawienia się pęknięcia, natomiast w kolumnie 5 do pęknięcia granicznego.

Tabela 2

Wyniki badań zmęczeniowych próbek cylindrycznych z karbem ze stali 10 w warunkach obciążeń sinusoidalnych ze stałą amplitudą

Lp	Nr próbki	Napężenie τ_a /MPa/	Trwałość zmęczeniowa N /w cyklach/ 10^4		Stan po próbie P - złom NP - brak złomu
			do pojawienia się pęknięcia	do pęknięcia granicznego	
1	2	3	4	5	6
1	7	175	-	1,356	P
2	9		0,336	1,148	P
3	21		0,600	1,469	P
4	25		-	1,233	P
5	26		-	1,400	P
6	27		-	2,065	P
7	5	150	0,803	3,758	P
8	10		2,240	4,508	P
9	24		-	4,100	P
10	30		-	4,782	P
11	32		2,255	5,665	P
12	6	125	4,100	18,020	P
13	20		9,000	22,260	P
14	41		9,000	20,560	P
15	12	100	-	53,220	P
16	22		18,000	59,260	P
17	23		16,830	57,740	P
18	28		-	60,120	P
19	16	83	37,130	-	NP

Opracowanie wyników badań polegało na wyznaczeniu prostej regresji metodą najmniejszej sumy kwadratów.

Równanie prostej regresji dla wyników trwałości do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego ma postać

$$\lg \tau_a = - 0,14985 \lg N + 2,7990 \quad (4)$$

Wykres prostej regresji, przedziałów ufności dla średniej /lk; pk/ i przedziałów ufności dla pojedynczych wyników /LK; PK/ wraz z naniesionymi wynikami badań przedstawiono na rysunku 4. Przyjęto poziom ufności /1 - α/ = 0,95.

Podobnie wyznaczono równanie prostej regresji dla wyników trwałości do granicznego pęknięcia zmęczeniowego. Równanie to ma postać

$$\lg \tau_a = - 0,14545 \lg N + 2,8502 \quad (5)$$

Wykres prostej regresji dla wyników badań trwałości do granicznego pęknięcia podano na rysunku 4.

3.2. Wyniki badań zmęczeniowych w warunkach obciążeń programowanych

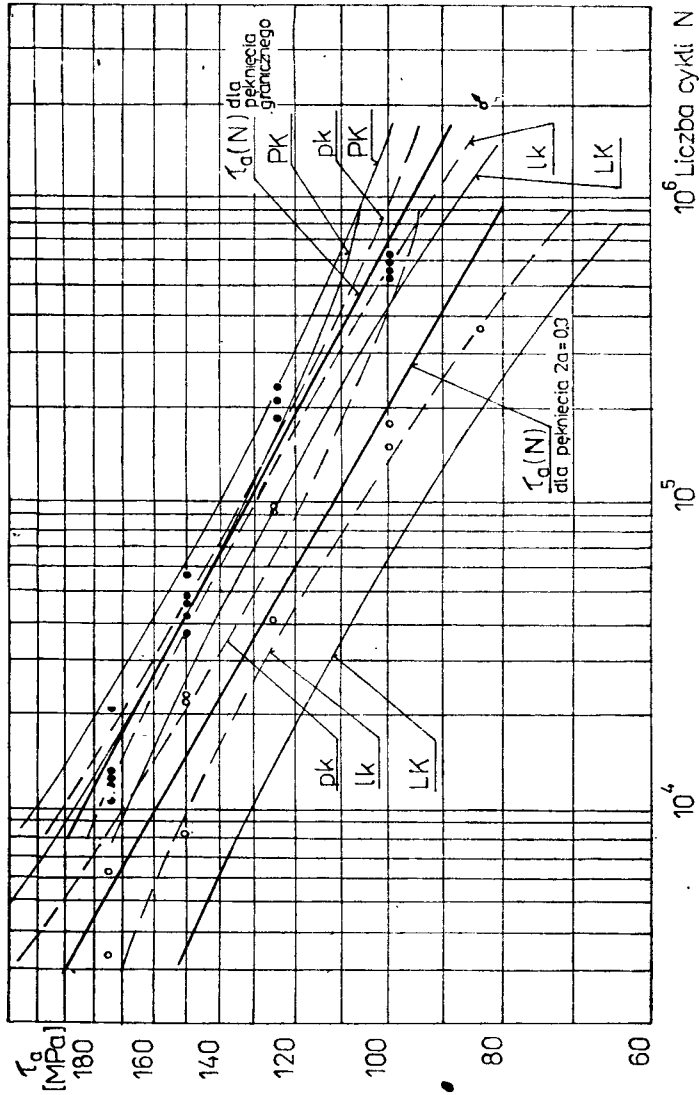
Celem programowanych badań zmęczeniowych było wyznaczenie krzywej trwałości zmęczeniowej. Badania przeprowadzono na czterech poziomach maksymalnego naprężenia w programie. Podobnie jak przy obciążeniu sinusoidalnym ze stałą amplitudą, trwałość zmęczeniową oceniano do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego $2a = 0,3$ mm, oraz do pęknięcia granicznego.

Wyniki badań zestawiono w tabeli 3. W kolumnie 4 podano trwałość do pojawienia się pęknięcia, natomiast w kolumnie 5 do pęknięcia granicznego.

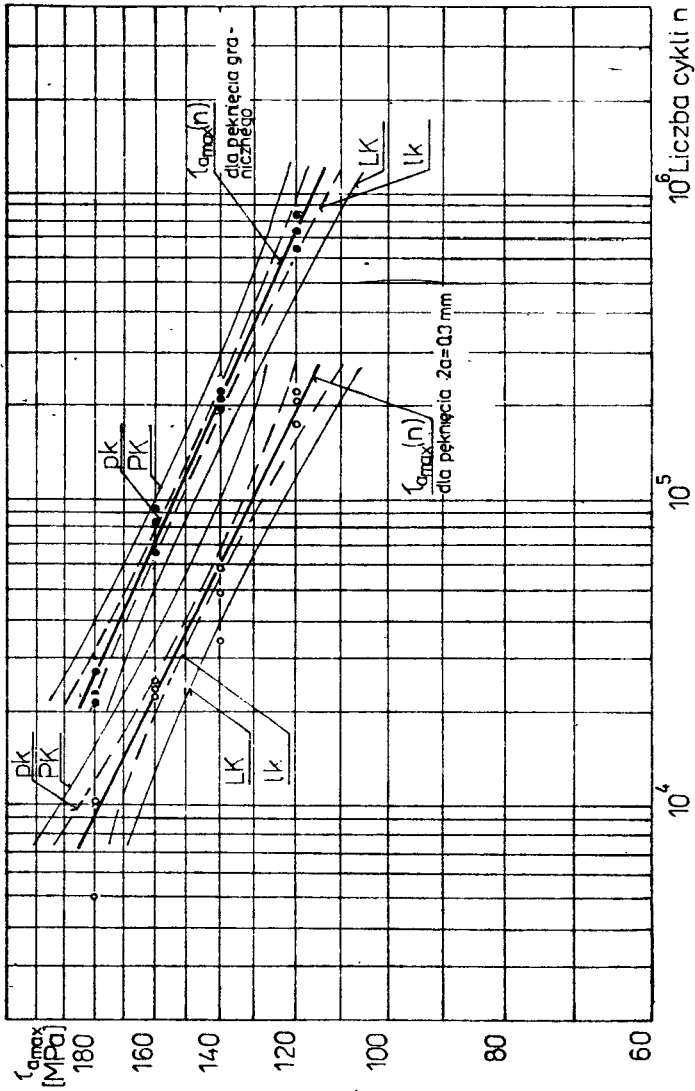
Tabela 3

Wyniki badań zmęczeniowych próbek cylindrycznych z karbem ze stali 10 w warunkach obciążeń programowanych

Lp	Nr próbki	Naprężenie $\tau_{a\max}$ /MPa/	Trwałość zmęczeniowa n_c /w cyklach/ 10^4		Stan po próbie P - złom NP - brak złomu
			do pojawienia się pęknięcia	do pęknięcia granicznego	
1	2	3	4	5	6
1	36	180	1,00	2,70	P
2	37		0,60	2,20	P
3	39		1,00	2,30	P
4	34	160	2,60	9,80	P
5	35		2,60	8,20	P
6	38		2,40	6,80	P
7	28	140	5,00	20,00	P
8	31		5,90	22,20	P
9	40		3,50	21,50	P
10	15	120	21,20	76,40	P
11	33		20,40	65,60	P
12	35		18,00	82,00	P



Rys.4. Wykres prostych regresji dla wyników badań zmęczeniowych próbek cylindrycznych wykonanych ze stali 10 przy skracających naprężeniach sinusoidalnych o stałej amplitudzie



Rys.5. Wykres prostych regresji dla wyników programowanych badań zmęczeniowych próbek cylindrycznych wykonanych ze stali 10 przy skręcaniu

Równanie prostej regresji odpowiadającej krzywej trwałości zmęczeniowej do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego ma postać

$$\lg \tau_{a_{\max}} = - 0,12877 \lg n_c + 2,7602 \quad (6)$$

Wykres prostej regresji wraz z przedziałami ufności dla wartości średniej i pojedynczych wyników dla kryterium początku pęknięcia przedstawiono na rysunku 5.

Równanie prostej regresji odpowiadającej krzywej trwałości zmęczeniowej dla kryterium granicznego pęknięcia ma postać

$$\lg \tau_{a_{\max}} = - 0,11882 \lg n_c + 2,7798 \quad (7)$$

natomiast jej wykres przedstawiono także na rysunku 5.

4. OBLICZENIA TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ

Obliczenia trwałości zmęczeniowej przeprowadzono z wykorzystaniem zależności (1). Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej dla kryterium początku pęknięcia $/2a = 0,3/$ podano w tabeli 4, natomiast dla kryterium granicznego pęknięcia w tabeli 5.

Do obliczeń przyjęto zgodnie z danymi dla programu naprężeń: $\zeta = 0,6$, oraz poziomy naprężen maksymalnych w widmie $\tau_{a_{\max}} = 120, 140, 160$ i 180 MPa.

Tabela 4

Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej próbek cylindrycznych z karbem wykonanych ze stali 10 dla kryterium początku pęknięcia zmęczeniowego $/2a = 0,3 \text{ mm}/$

Lp	Naprężenie maksymalne w programie $\tau_{a_{\max}}$ /MPa/	Trwałość zmęczeniowa x 10^{-4} cykli		
		N	$n_{c_{\text{ex}}}$	$n_{c_{\text{obl}}}$
1	2	3	4	5
1	120	6,35	19,50	20,87
2	140	2,28	5,87	6,69
3	160	0,93	2,08	2,49
4	180	0,43	0,83	1,04

Tabela 5

Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej próbek cylindrycznych z karbem wykonanych ze stali 10 dla kryterium granicznego pęknięcia zmęczeniowego

Lp	Napężenie maksymalne w programie $\tau_{a,max}$ /MPa/	Trwałość zmęczeniowa $\times 10^{-4}$ cykli		
		N	$n_{c,ex}$	$n_{c,obl}$
1	2	3	4	5
1	120	20,0	78,80	74,20
2	140	6,92	21,50	22,93
3	160	2,77	7,00	8,30
4	180	1,23	2,60	3,38

Trwałość zmęczeniową odpowiadającą obciążeniu sinusoidalnemu o stałej amplitudzie określono z równań (4) i (5) i podano w kolumnach 3 tabel 4 i 5. Podobnie wartości trwałości zmęczeniowej dla naprężeń programowanych obliczone z równań (6) i (7) podano w kolumnach 4 wymienionych tabel. Wartości te podano celem umożliwienia analizy zgodności wyników badań i obliczeń trwałości zmęczeniowej na różnych poziomach naprężenia maksymalnego w widmie.

Przyjęte dotąd wartości określone są ściśle warunkami badań i nie budzą zasadniczo zastrzeżeń. Trudność pojawia się w przyjęciu wartości wykładnika potęgi r , od którego w istotny sposób zależy dokładność oceny trwałości zmęczeniowej. Z danych zawartych w pracy [4] wynika, że wartość wykładnika r zawarta jest w granicach od 0,16 - 0,44. Stwierdzono ponadto, że dolne wartości dotyczą widm /lub programów/ naprężeń o większej wartości współczynnika wypełnienia, natomiast wyższe dla programów o mniejszych wartościach współczynnika wypełnienia. W wymienionej pracy współczynniki wypełnienia widma zawarte były w przedziale od 0,34 do 0,95. Na podstawie tych danych do obliczeń przyjęto dla współczynnika $\zeta = 0,6$ wartość wykładnika potęgi $r = 0,2$.

Przedstawione warunki obliczeń przyjęto w niezmienionej postaci dla obu kryteriów zniszczenia zmęczeniowego, tzn. do pojawienia się pęknięcia zmęczeniowego $2a = 0,3$ /początek pęknięcia/ oraz do granicznego pęknięcia zmęczeniowego. Obliczoną trwałość zmęczeniową podano w kolumnach 5 tabel 4 i 5.

5. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ I OBLICZEŃ

Analiza danych zawartych w tabelach 4 i 5 wskazuje, że różnice pomiędzy średnią trwałością zmęczeniową wyznaczoną w programowanych badaniach zmęczeniowych, a trwałością obliczoną z zastosowaniem zależności (1) wynoszą od 5,8 do 30% trwałości doświadczalnej. Większe różnice zachodzą dla wysokich poziomów naprężeń maksymalnych w programie i dla kryterium granicznego pęknięcia zmęczeniowego. Obserwowane różnice wynikają z szacowanej wartości wykładnika potęgi r i mogłyby być zmniejszone w przypadku wyznaczenia jego wartości np. z badań wstępnych /przeprowadzonych na kilku próbkach na jednym wybranym poziomie naprężeń/, których opis podano w pracy [4]. Z analizy rozrzutu wyników badań zawartych w tabelach 2 i 3, oraz na wykresach 4 i 5, można stwierdzić, że szczególnie w badaniach przy obciążeniu sinusoidalnym ze stałą amplitudą i kryterium do pęknięcia zmęczeniowego / $2a = 0,3$ mm/, rozrzut ten jest duży i różnica pomiędzy lewym a prawym przedziałem ufności na poziomie 0,95 wynosi od 2 do 10 razy. Tak duży rozrzut wyników badań zmęczeniowych jest naturalny i wiąże się z wpływem dużej liczby czynników związanych z cechami materiałowymi i geometrycznymi próbek, z dokładnością realizowanych programowanych naprężeń itp. na trwałość zmęczeniową. Rozrzut ten jest duży w badaniach zmęczeniowych przy skręcaniu i związany jest z różnymi płaszczyznami rozwoju pęknięć od charakterystycznego pęknięcia pod kątem 45° do osi próbek do pęknięcia wzdłuż tworzącej cylindrycznej części próbki. Ponadto obserwacja pęknięć zmęczeniowych wykazała, że w trakcie rozwoju pęknięcie zmieniało swój kierunek.

Zasygnalizowany, złożony przebieg procesu zmęczenia mający swoje odbicie w znacznym rozrzucie wyników badań świadczy, że różnice między wynikami obliczeń a badań zmęczeniowych można uznać jako małe.

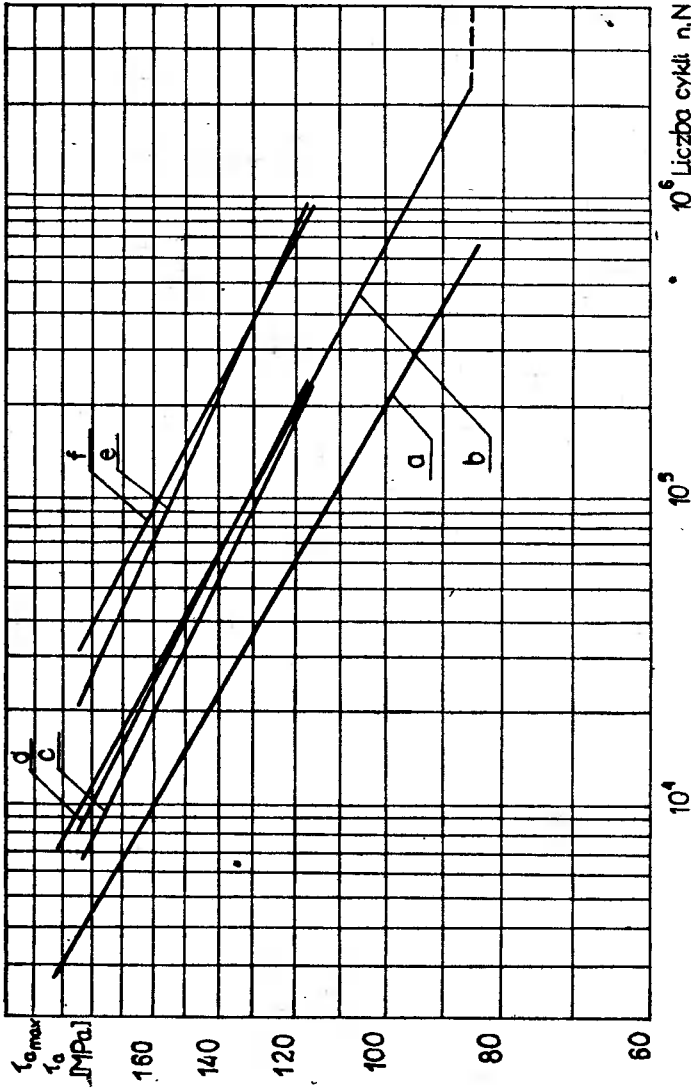
Porównanie przebiegów krzywych trwałości zmęczeniowej wykreślonych na podstawie wyników obliczeń i średnich krzywych z programowanych badań na tle krzywych zmęczeniowych /Wöhlera/ przedstawiono na rysunku 6.

Stwierdzone w prezentowanym opracowaniu różnice są tego samego rzędu jak w przypadku badań próbek i elementów konstrukcyjnych poddanych zginaniu, które przedstawiono w pracach [4 i 5].

6. WNIOSKI

Przeprowadzona analiza wyników programowanych badań zmęczeniowych i obliczeń trwałości zmęczeniowej próbek cylindrycznych z karbem wykonanych ze stali 10 wykazała przydatność proponowanych w pracy [4] zależności do obliczeń w warunkach zmiennego skręcania.

Stwierdzone różnice między wynikami obliczeń a badań zależne są od dokładności oszacowania w zależności (1) wartości wykładnika potęgi r . Różnice te dla przyjętej na podstawie badań omówionych w pracy [4] war-



Rys.6. Wykresy prostych regresji odpowiadających:

- a - krzywej zmęczenia do inicjacji pęknięcia
- b - krzywej zmęczenia do granicznego pęknięcia
- c - krzywej trwałości zmęczenia wyznaczonej w programowanych badaniach do inicjacji pęknięcia zmęczenia
- d - krzywej trwałości zmęczenia obliczonej dla kryterium inicjacji pęknięcia zmęczenia
- e - krzywej trwałości zmęczenia wyznaczonej w programowanych badaniach dla kryterium granicznego pęknięcia
- f - krzywej trwałości obliczonej dla kryterium granicznego pęknięcia zmęczenia

tości $r = 0,2$ wynosiły od 5,8 do 30% w zależności od poziomu naprężeń maksymalnych w programie naprężeń.

Dokładność obliczeń nie zależy od kryterium zniszczenia zmęczeniowego. Proponowana metoda obliczeń może być stosowana w obliczeniach do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego, jak również w obliczeniach do złomu zmęczeniowego.

LITERATURA

- [1] Gassner E., Schütz W.: The Significance of Constant Load Amplitude Tests for the Fatigue Evaluation of Aircraft Structures, Pergamon Press, 1961
- [2] Gassner E., Lipp W.: Eignung des Wöhlerversuch zur Beurteilung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen unter zufallsartigen Beanspruchungen, Materialprüfung, 11, 1974, s.353-358
- [3] Gassner E.: U_0 -Verfahren zur treffsicheren Vorhersage von Betriebsfestigkeits-Kennwerten nach Wöhler-Versuchen, Materialprüfung, 4, 1980
- [4] Szala J.: Ocena trwałości zmęczeniowej elementów maszyn w warunkach obciążeń losowych i programowanych. Zeszyty Naukowe 79, Mechanika 22, Bydgoszcz, 1980, ATR
- [5] Szala J.: O pewnej metodzie obliczeń elementów konstrukcyjnych na zmęczenie w warunkach obciążeń stochastycznych. Praca złożona w redakcji kwartalnika Rozprawy Inżynierskie, Warszawa

FATIGUE LIFE OF CYLINDRICAL SAMPLES MADE OF STEEL 10
DURING TORSION

Summary

The paper discusses the results of research on fatigue life of samples made of steel 10 under the conditions of oscillatory torsion of constant and programmed stress amplitude. An analysis of the results obtained have depicted that there are relations between the results of fatigue life research - constant and programmed stress amplitudes. They may be described by dependences determined for rotational and two-dimensional bending. The dependences are valid for the cases in which the appearance of fatigue fracture of $2a=0,3\text{mm}$ was assumed a destruction criterion, as well as for the cases where a destruction criterion was a boundary fatigue fracture in which the loss in the cross-section was so great that the test stand became less stable /length $2a=40\text{mm}$ /.

ИССЛЕДОВАНИЯ УСТОЙЧИВОЙ УСТАЛОСТИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛИ
10 ПОДЧАС СКРУЧИВАНИЯ

Резюме

В статье рассмотрены результаты исследований усталостных образцов выполненных из стали 10 в условиях маятникового скручивания с постоянной и программированной амплитудой напряжений. Анализ достигнутых результатов показал, что между результатами усталостных исследований с постоянной и программированной амплитудой напряжений существуют соединения, которые могут быть описаны зависимостями определенными для токарного и плоского выдавливания. Эти зависимости правильны в тех случаях, когда за критерий разрушения принято появление усталостной трещины длиной $2a=0,3\text{ мм}$, а также в тех случаях, когда критерий разрушения было графичной усталостной трещиной, при которой убыток сечения был так велик, что испытательный стенд терял устойчивость /длина $2a = 40\text{ мм}$ /.

Andrzej Topoliński

UWAGI DO CAŁKOWANIA RÓWNAŃ NAVIERA - STOKESA
PRZY UŻYCIU SCHEMATU RÓŻNICOWEGO TYPU LAXA - WENDROFFA

W pracy pokazano niektóre problemy całkowania równań Naviera - Stokesa, które wynikły przy numerycznej analizie osiowosymetrycznego walca kołowego z płaskim czołem.

Obliczenia wykonano z użyciem dwustopniowego schematu różnicowego typu Laxa - Wendroffa.

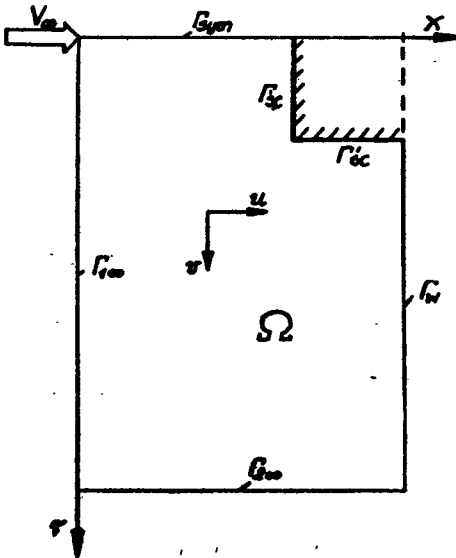
1. WSTĘP

Metody różnicowe są w zasadzie jedynymi, które służą do wyznaczania opływów ciał gazem lepkiem i przewodzącym ciepło. Szczególnie wygodne są schematy różnicowe bezpośrednie, stosowane do naddźwiękowych przepływów z małymi i średnimi liczbami Reynoldsa ($Re < 1000$), nie wymagających wnikania w charakter przepływu i wydzielenia jego osobliwości.

Sposób aproksymacji różnicowej nieliniowych równań różniczkowych oraz stosowanie niekiedy zabiegów specjalnych wynikających z doświadczeń numerycznych - decydują najczęściej o możliwości otrzymania rozwiązania.

Nie mniej ważna jest prostota i jasność przedstawienia wyników obliczeń - co jest coraz bardziej istotne - ze względu na obfitość liczb otrzymywanych przez maszynę cyfrową.

Celem niniejszej pracy jest omówienie istotnych - zdaniem autora - momentów, zaistniałych przy wyznaczeniu stacjonarnego, osiowosymetrycznego opływu walca kołowego z płaskim czołem naddźwiękowym strumieniem gazu lep-



Rys.1. Obszar obliczeniowy Ω

kiego i przewodzącego ciepło /rys.1/ w zakresie $M_{\infty} = 1,1 ; 2,5 ; 3 ; 4$ i $Re_{\infty} = 50/$.

2. RÓWNANIA PODSTAWOWE. WARUNKI GRANICZNE

Równania opisujące niestacjonarny ruch gazu doskonałego termodynamicznie przedstawić można w następującej bezwymiarowej postaci /we współrzędnych walcowych x, r /:

$$F_t = A_x + B_r + C + D \quad (2.1)$$

$$p = (\kappa - 1) \rho e \quad (2.2)$$

$$\mu = \lambda = [M_\infty \kappa (\kappa - 1) e]^{0,5} \quad (2.3)$$

gdzie:

$$F = \rho \begin{bmatrix} 1 \\ u \\ v \\ e + \frac{v^2}{2} \end{bmatrix}$$

$$A = -\rho \begin{bmatrix} u \\ u^2 + \frac{p}{\rho} \\ uv \\ u(e + \frac{v^2}{2} + \frac{p}{\rho}) \end{bmatrix}$$

$$B = -\rho \begin{bmatrix} v \\ uv \\ v^2 + \frac{p}{\rho} \\ v(e + \frac{v^2}{2} + \frac{p}{\rho}) \end{bmatrix}$$

$$C = -\frac{\rho v}{r} \begin{bmatrix} 1 \\ u \\ v \\ e + \frac{v^2}{2} + \frac{p}{\rho} \end{bmatrix}$$

$$D = \frac{1}{Re_\infty} \left[\begin{aligned} & \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x} \mu \left(2 \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\partial v}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \mu \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\mu}{r} \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{3} \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \\ & \quad - \frac{2}{3} \frac{v}{r} \frac{\partial \mu}{\partial x} \\ & \frac{\partial}{\partial x} \mu \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial r} \mu \left(2 \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{\partial u}{\partial x} \right) - \frac{4}{3} \frac{\mu}{r} \left(\frac{v}{r} - \frac{\partial v}{\partial r} \right) + \\ & \quad - \frac{2}{3} \frac{v}{r} \frac{\partial \mu}{\partial r} \\ & \frac{\kappa}{Pr} \left(\frac{\partial}{\partial x} \lambda \frac{\partial e}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial r} \lambda \frac{\partial e}{\partial r} + \frac{\lambda}{r} \frac{\partial e}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \mu \left[\left(\frac{4}{3} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{2}{3} \frac{\partial v}{\partial r} \right) + \right. \\ & \quad - \frac{2}{3} \frac{v}{r} \left. \right] u + \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) v + \frac{\partial}{\partial r} \mu \left[\left(\frac{4}{3} \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{2}{3} \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \right. \\ & \quad - \frac{2}{3} \frac{v}{r} \left. \right] v + \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) u + \frac{\mu}{r} \left[\left(\frac{4}{3} \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{2}{3} \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{v}{r} \right) v + \right. \\ & \quad \left. + \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) u \right] \end{aligned} \right]$$

W równaniach (2.1 + 2.3) ϱ jest gęstością, p - ciśnieniem, u, v - składowymi wektora prędkości, e - energią wewnętrzną jednostkową, μ, λ - lepkością i współczynnikiem przewodności cieplnej, κ jest wykładnikiem adiabaty. Wielkości bezwymiarowe otrzymane zostały poprzez odniesienie zmiennych wymiarowych do parametrów niezakłóconego strumienia gazu: $\varrho_\infty, V_\infty, \mu_\infty, \lambda_\infty$ oraz średnicy walca L_d . Re_∞, Pr, M_∞ są odpowiednio: liczbą Reynoldsa, Prandtla i Macha strumienia jednorodnego gazu.

W a r u n k i b r z e g o w e przyjęto następujące /rys.1/:

1. Na $\Gamma_{1\infty}$ i $\Gamma_{2\infty}$:

$$\begin{aligned} \varrho &= \varrho_\infty = 1, & u &= u_\infty = 1, \\ v &= v_\infty = 0, & e &= e_\infty = [\kappa(\kappa - 1) M_\infty^2]^{-1} \end{aligned} \quad (2.4)$$

2. Na osi symetrii - Γ_{sym} :

$$v = \frac{\partial \varrho}{\partial r} = \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{\partial e}{\partial r} = 0 \quad (2.5)$$

3. Na ściankach walca - Γ_{sc} :

$$v = u = 0, \quad e_{sc} = a e_\infty \quad (2.6)$$

Stała a ($a > 0$) określa stosunek temperatury powierzchni ciała do temperatury niezakłóconego strumienia gazu. Gęstość gazu na ściankach walca wyznaczano z równania wynikającego z zasady zachowania masy (2.1).

4. Na granicy Γ_w wartości ϱ, u, v i e określono z obszaru Ω za pomocą kwadratowej ekstrapolacji - co odpowiada:

$$\frac{\partial^3 f}{\partial x^3} = 0 \quad (2.7)$$

W a r u n k i e m p o c z ą t k o w y m było nagłe umieszczenie walca w jednorodnym strumieniu gazu; było to równoważne zastosowaniu warunków (2.6) na ściankach walca oraz warunków (2.4) w pozostałej części obszaru.

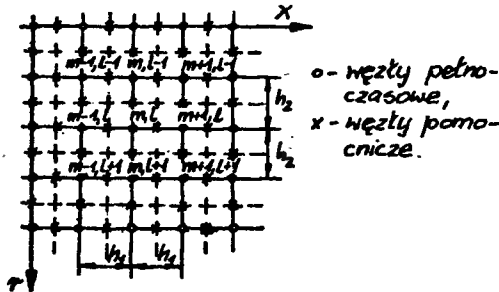
3. SCHEMAT RÓŻNICOWY

Praktyczna realizacja całkowania numerycznego układu (2.1 + 2.3) wymaga przejścia od dyskretnych rozkładów funkcji w ograniczonym obszarze obliczeń Ω /rys.1/ płaszczyzny przepływu - do ich form dyskretnych. W tym celu, przy pomocy prostokątnej siatki różnicowej zastąpiono obszar ciągłej zmiany argumentów x, r, t zbiorem punktów wyznaczających węzły siatki o współrzędnych:

$$\begin{aligned} x_m^H &= m h_1, & m &= 0, 1, 2 \dots M, \\ r_l &= l h_2, & l &= 0, 1, 2 \dots L, \\ t^n &= n \tau, & n &= 0, 1, 2 \dots N. \end{aligned}$$

Jeśli wielkości h_1 i h_2 są krokami przestrzennymi, τ - krokiem po czasie, to przez $f_{m,l}^n$ rozumiemy wartość f w punkcie x_m, r_l i t^n .

W pracy zastosowano dwustopniowy, jawny schemat typu Laxa - Wendroffa 2 określony na siatce przeplatanej /rys.2/.



Rys.2. Siatka przeplatana

W pierwszym kroku po czasie wyznaczono wartości $F_{m \pm \frac{1}{2}, l}^{n + \frac{1}{2}}$ oraz $F_{m, l \pm \frac{1}{2}}^{n + \frac{1}{2}}$ które łatwo można otrzymać [2, 8] na bazie rozwinięcia w szereg Taylora wektorów $F(x, r \pm \frac{r}{2}, t \pm \frac{t}{2})$ i $F(x \pm \frac{x}{2}, r, t \pm \frac{t}{2})$ względem czasu.

Niżej przykładowo podano zależność na wyznaczenie $F_{m \pm \frac{1}{2}, l}^{n + \frac{1}{2}}$:

$$\begin{aligned} F_{m \pm \frac{1}{2}, l}^{n + \frac{1}{2}} &= \frac{1}{2} (F_{m, l}^n + F_{m \pm 1, l}^n) \pm \frac{1}{2} \frac{r}{h_1} (A_{m \pm 1, l}^n - A_{m, l}^n) + \\ &+ \frac{1}{8} \frac{r}{h_2} (B_{m, l \pm 1}^n + B_{m \pm 1, l \pm 1}^n - B_{m, l - 1}^n - B_{m \pm 1, l - 1}^n) + \\ &+ \frac{1}{4} \tau (C_{m, l}^n + C_{m \pm 1, l}^n + D_{m, l}^n + D_{m \pm 1, l}^n) + O(\Delta^3) \end{aligned} \quad (3.1)$$

W tymże kroku oblicza się $A_{m \pm \frac{1}{2}, l}^{n + \frac{1}{2}}$, $B_{m, l \pm \frac{1}{2}}^{n + \frac{1}{2}}$ oraz $C_{m, l \pm \frac{1}{2}}^{n + \frac{1}{2}}$ i $D_{m \pm \frac{1}{2}, l}^{n + \frac{1}{2}}$.

Drugi krok wykorzystuje symetryczną aproksymację różnicową pochodnej czasowej oraz półkroki przestrzenne /wartości w węzłach pomocniczych siatki/ do aproksymacji członów inercyjnych równań (2.1):

$$F_{m, l}^{n+1} = F_{m, l}^n + \tau (\langle A_x \rangle_{m, l}^{n + \frac{1}{2}} + \langle B_r \rangle_{m, l}^{n + \frac{1}{2}} + C_{m, l}^{n + \frac{1}{2}} + D_{m, l}^n) + O(\Delta^3) \quad (3.2)$$

Wyrażenia w nawiasach kątowych równania (3.2) są symetrycznymi ilorazami różnicowymi w oznaczonych kierunkach - przy użyciu wartości z poprzedniego kroku.

Występujące w macierzy - wektorze D - pierwsze i drugie pochodne przestrzenne aproksymowane są ilorazami różnicowymi z wykorzystaniem wartości z węzłów czasów pełnych. Oznaczając przez f dowolną funkcję pola przepływu, a przez g lepkość dynamiczną lub współczynnik przewodności cieplnej, wyrażano /przykładowo/:

$$\left\langle \frac{\partial f}{\partial x} \right\rangle_{m,1}^n = \frac{1}{h_{1-}} (A_1 f_{m+w,1}^n - A_2 f_{m,1}^n - A_3 f_{m-1,1}^n)$$

$$\begin{aligned} \left\langle \frac{\partial}{\partial x} \left(g \frac{\partial f}{\partial x} \right) \right\rangle_{m,1}^n &= \frac{1}{h_{1-} h_{2-}} [A_1 g_{m+w,1}^n (B_1 f_{m+w,1+1}^n + \\ &- B_2 f_{m+w,1}^n - B_3 f_{m+w,1-1}^n) + \\ &- A_2 g_{m,1}^n (B_1 f_{m,1+1}^n - B_2 f_{m,1}^n - B_3 f_{m,1-1}^n) + \\ &- A_3 g_{m-1,1}^n (B_1 f_{m-1,1+1}^n - B_2 f_{m-1,1}^n + \\ &- B_3 f_{m-1,1-1}^n)] \end{aligned} \quad (3.3)$$

$$\begin{aligned} \left\langle \frac{\partial}{\partial x} \left(g \frac{\partial f}{\partial x} \right) \right\rangle_{m,1}^n &= \frac{1}{h_{1-}^2} \left[\frac{A_1}{k_1} (g_{m+w,1}^n + g_{m,1}^n) (f_{m+w,1}^n - f_{m,1}^n) + \right. \\ &- 2 A_2 g_{m,1}^n (A_1 f_{m+w,1}^n - A_2 f_{m,1}^n - A_3 f_{m-1,1}^n) + \\ &\left. - A_3 (g_{m,1}^n + g_{m-1,1}^n) (f_{m,1}^n - f_{m-1,1}^n) \right] \end{aligned}$$

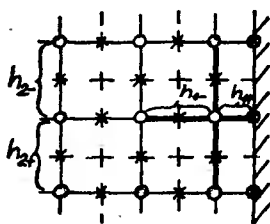
gdzie:

$$A_1 = \frac{1}{k_1 (1+k_1)} \quad , \quad A_2 = \frac{1-k_1}{k_1} \quad , \quad A_3 = \frac{k_1}{1+k_1} \quad .$$

$$B_1 = \frac{1}{k_2 (1 + k_2)}, \quad B_2 = \frac{1 - k_2}{k_2}, \quad B_3 = \frac{k_2}{1 + k_2},$$

$$k_1 = \frac{h_{1+}}{h_{1-}}, \quad k_2 = \frac{h_{2+}}{h_{2-}}$$

W węzłach siatki w pobliżu pionowej ścianki opływającego ciała /rys.3/ - $k_1 = \frac{1}{2}$, $k_2 = 1$, $w = \frac{1}{2}$, natomiast we wszystkich węzłach nie leżących przy ściankach - $k_1 = k_2 = w = 1$, a ilorazy różnicowe przyjmują znaną, prostą postać.



Rys.3. Siatka przy ścianie pionowej

Zbadana została stabilność użytego schematu różnicowego dla płaskiego przepływu. Zastosowano dla odpowiednio zlinearyzowanych równań (2.1 + 2.3) metodę Fouriera i kryterium von Neumanna [3]. Warunek stabilności nakładający ograniczenie na krok po czasie jest następujący:

$$\tau \ll \min \left(\frac{2\sqrt{2}}{3} \frac{h}{|u| + |v| + c\sqrt{2}}, \frac{h^2}{8\nu} \right) \quad (3.4)$$

gdzie:

$$h = \max (h_1, h_2)$$

$$\nu = \max \left(\frac{1}{Re_\infty}, \frac{\lambda}{Re_\infty \cdot Pr} \right)$$

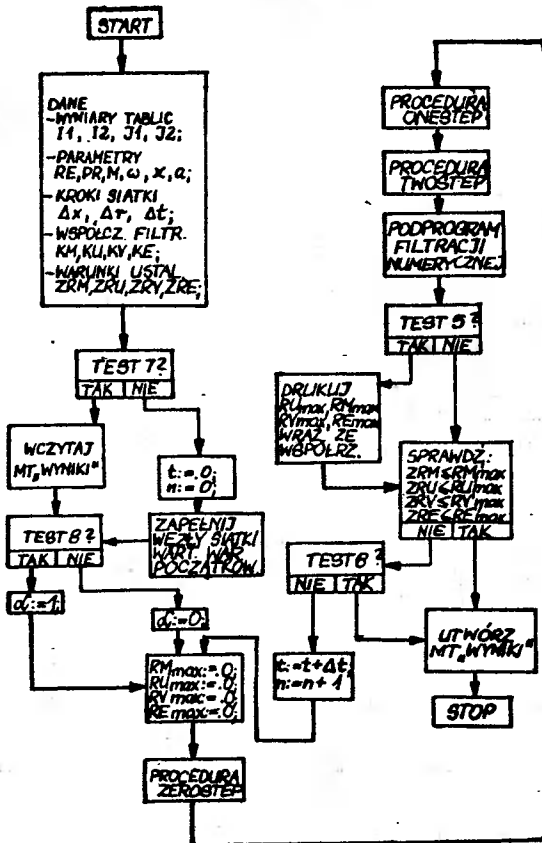
c - lokalna prędkość dźwięku

Nierówność (3.4) traktować należy jako lokalne ograniczenie nakładane w każdym punkcie m, l siatki różnicowej na każdym kroku czasowym.

4. REALIZACJA OBLICZEŃ NUMERYCZNYCH

4.1. Schemat blokowy obliczeń

Obliczenia numeryczne realizowane na maszynie cyfrowej można podzielić na trzy etapy /rys.4/.



Rys.4. Schemat blokowy programu całkującego układ równań Naviera - Stokesa

W pierwszym etapie przeprowadzane jest zapełnianie węzłów siatki różnicowej wartościami q , q_u , q_v oraz $q/e + \frac{v^2}{2}$. W programie funkcje te oznaczone są symbolami FM, FMU, FMV i FME i jak można zauważyć z zależności między nimi, łatwo jest wyrazić pozostałe wartości znajdujące się pod znakami pochodnych przestrzennych.

Pierwsze wypełnienie tablic w pamięci operacyjnej maszyny cyfrowej może być przeprowadzone dwójako. Jeśli obliczenia realizowane są od czasu $t = 0$, wówczas w węzłach siatki różnicowej znajdują się wartości odpowiadające zadanym z góry warunkom początkowym. W przypadku kontynuowania zaczętych już obliczeń, istnieje możliwość wprowadzenia danych z taśmy magnetycznej WYNIKI.

W drugim, trójczęściowym etapie przeprowadzona jest najważniejsza część obliczeń - realizacje dwu kroków schematu różnicowego.

W części pierwszej - procedurze ZEROSTEP, kolejno w węzłach siatki obliczone są człony V^n równań różnicowych związane z lepkością.

Część drugą - procedura ONESTEP wyznacza $FM^{n+\frac{1}{2}}$, $FMU^{n+\frac{1}{2}}$, $FMV^{n+\frac{1}{2}}$ i $FME^{n+\frac{1}{2}}$.

Procedura TWOSTEP stanowi ostatnią część drugiego etapu. W węzłach siatki różnicowej oblicza ona FM^{n+1} , FMU^{n+1} , FMV^{n+1} i FME^{n+1} z wykorzystaniem wartości uzyskanych w ONESTEP oraz V^n z procedury ZEROSTEP.

Trzeci etap obliczeń stanowi podprogram realizujący filtrację oscylacji wartości FM , FMU , FMV i FME zachodzących w trakcie obliczeń, a wynikających z własności zastosowanego schematu różnicowego. Podprogram realizujący filtrację liczy też lepkość i współczynniki przewodności cieplnej dla następnego cyklu iteracyjnego.

Etapy drugi i trzeci znajdują się w pętli iteracyjnego po czasie. Zakończenie procesu obliczeń możliwe jest w dwóch przypadkach: automatycznie, jeśli celem eksperymentu jest uzyskanie stacjonarnego pola przepływu, lub poprzez użycie bitu szóstego.

Oba przypadki spowodują wyprowadzenie aktualnych wartości FM^{n+1} , FMU^{n+1} , FMV^{n+1} i FME^{n+1} w postaci tablic na taśmę magnetyczną WYNIKI, na której zawarte są też informacje dotyczące czasu obliczeń i liczby iteracji.

Po etapie trzecim możliwe jest śledzenie zbieżności procesu iteracyjnego; uzyskać można wydruki maksymalnych różnic wartości wszystkich funkcji pola z dwu ostatnich kroków po czasie wraz z ich współrzędnymi.

Warto zwrócić tutaj uwagę na wygodę jaką daje możliwość wyprowadzenia taśmy WYNIKI.

Po pierwsze, proces obliczeniowy przerwać można w dowolnej chwili i wznowić go po pewnym czasie, co jest nie bez znaczenia przy eksploatacji maszyny cyfrowej przez wielu użytkowników i różnych priorytetach prac na niej wykonywanych.

Po drugie, korygować można dane dla kolejnych wznowień przebiegów obliczeń.

Wreszcie po trzecie, powstałe w różnych przedziałach czasu taśmy WYNIKI wykorzystane mogą być w programach redakcyjnych.

4.2. Automatyczny filtr Shumana

Celem zastosowania w programie filtru Shumana jest usunięcie oscylacji wartości funkcji pola w warstwie uderzeniowej. Oscylacje te spowodowane są nieliniową niestabilnością użytego schematu różnicowego, szczególnie silnie występują w obszarach dużych gradientów gęstości i pól zerowych prędkości przepływów /tuż przy ściankach ciała/ [4, 10, 13]. W obliczeniach numerycznych użyto automatycznego filtru, który po raz pierwszy zastosowali Harten i Zwas [10] dla wyznaczenia przepływów gazów nielepkich. W pracy [13] zbadano wpływ wymienionej filtracji na dokładność obliczeń jednowymiarowych, naddźwiękowych przepływów gazu dla schematów różnicowych różnych dokładności aproksymacji.

Filtr Shumana, w przeciwieństwie do stosowanych w wielu pracach operatorów wygładzania np. [6, 7, 9, 14, 15] nie powoduje "rozmazania" całych

obszarów przepływów, a jedynie ich fragmentów dotkniętych występowaniem oscylacji przebiegów obliczeń.

Ponadto, udowodnione zostało w pracy [10], że zachowane zostają warunki liniowej stabilności schematu różnicowego.

Przedstawione niżej zależności oddają zasadę automatycznego wygładzania Shumana:

$$F_{m,1}^{n+1} = L_h \tilde{F}_{m,1}^n \quad (4.2.1)$$

$$\begin{aligned} \tilde{F}_{m,1}^{n+1} = F_{m,1}^{n+1} &+ k \left[\Theta_{m+\frac{1}{2},1}^x \left(F_{m+1,1}^{n+1} - F_{m,1}^{n+1} \right) - \Theta_{m-\frac{1}{2},1}^x \left(F_{m,1}^{n+1} + \right. \right. \\ &- F_{m-1,1}^{n+1} \left. \right) + \Theta_{m,1+\frac{1}{2}}^r \left(F_{m,1+1}^n - F_{m,1}^{n+1} \right) - \Theta_{m,1-\frac{1}{2}}^r \left(F_{m,1}^{n+1} + \right. \\ &\left. \left. - F_{m,1-1}^{n+1} \right) \right] \quad (4.2.2) \end{aligned}$$

Równanie (4.2.1) jest schematyczną formą przedstawienia rezultatu otrzymanego w drugim etapie obliczeń / L_h jest tutaj operatorem różnicowym/. Właściwą filtrację realizuje równanie (4.2.2), w którym:

$$\Theta_{m \pm \frac{1}{2},1}^x = \chi^x \left(\frac{|F_{m \pm 1,1}^{n+1} - F_{m,1}^{n+1}|}{\max_{i,j} |F_{i+1,j}^{n+1} - F_{i,j}^{n+1}|} \right)^2 \quad (4.2.3)$$

$$\Theta_{m,1 \pm \frac{1}{2}}^r = \chi^r \left(\frac{|F_{m,1 \pm 1}^{n+1} - F_{m,1}^{n+1}|}{\max_{i,j} |F_{i,j+1}^{n+1} - F_{i,j}^{n+1}|} \right)^2 \quad (4.2.4)$$

Współczynniki χ wyznaczone we wszystkich węzłach siatki różnicowej; ich wartości zależne były od znaków gradientów gęstości w otoczeniu każdego węzła [10, 16].

W mianownikach zależności (4.2.3 - 4.2.4) występują maksymalne wartości różnic gęstości w sąsiednich węzłach siatki obliczeniowej w kierunku osi x (4.2.3) oraz osi r (4.2.4) znajdowane na nowo w każdym cyklu iteracyjnym. Współczynnik k występujący w równaniu (4.2.2) był tak dobrany, aby spełniał warunek liniowej stabilności schematu różnicowego ($0 \leq k \leq 0,25$) [10] oraz warunek

$$\frac{k \max (h_1, h_2)^2}{\tau} < \frac{1}{Re_{\infty}}$$

[1] zapewniający odpowiednią relację między wpływem filtracji i rzeczywistą lepkością gazu.

4.3. Warunki graniczne w realizacji numerycznej

Warunki graniczne omówione w punkcie 2 w świetle uwag poczynionych w 4.1 są następujące:

Warunki początkowe w całym obszarze /rys.1/:

$$\begin{aligned} FM_{m,1}^0 &= 1, & FMU_{m,1}^0 &= 1, \\ FMV_{m,1}^0 &= 0, & FME_{m,1}^0 &= \frac{1}{\alpha(\alpha-1)M_\infty^2} + 0,5 \end{aligned}$$

Warunki brzegowe na granicach otwartych $\Gamma_{1\infty}$ i $\Gamma_{2\infty}$ /rys.1/ są identyczne jak podane wyżej.

Na granicy Γ_w wszystkie funkcje pola obliczeń wyznaczone były przy pomocy ekstrapolacji wielomianami drugiego stopnia z wnętrza obszaru obliczeniowego.

Na ściankach ciała obowiązują warunki przylegania:

$$FMU_{r_{\acute{s}c}}^n = FMV_{r_{\acute{s}c}}^n = 0$$

Gęstość na tych granicach obliczana jest z równań różnicowych aproksymujących równanie ciągłości (2.1), które np. na ściance poziomej / $r=r_1$ / ma postać:

$$\frac{\partial}{\partial t} (FM) + \frac{\partial}{\partial r} (FMV) = 0$$

Pochodna przestrzenna jest aproksymowana tutaj przy pomocy trzypunktowego, jednostronnego ilorazu różnicowego, zachowującego drugi rząd dokładności obliczeń:

$$\left\langle \frac{\partial}{\partial r} (FMV) \right\rangle_{m,1_{\acute{s}c}}^n = \frac{FMV_{m,1_{\acute{s}c}+2}^n - 4 FMV_{m,1_{\acute{s}c}+1}^n}{2 h^2}$$

Funkcja FME $\Gamma_{\acute{s}c}$ określona jest zależnością:

$$FME_{\Gamma_{\acute{s}c}} = a \cdot FME_{\Gamma_{\infty}} \left[\frac{1}{\alpha(\alpha-1)M_\infty^2} + 0,5 \right]$$

Na osi symetrii $\Gamma_{sym} / r = 0$ numeryczna realizacja obliczeń jest komplikowana występowaniem wyrażeń typu $\frac{r}{r}$, które nie mają sensu liczbowego.

Zastosowanie sposobu podanego przez Rusanowa [1], a polegającego na zastąpieniu $(\frac{r}{r})_{m,0}$ wyrażeniami $(\frac{r}{r})_{m,1}$ nie dało zadowalających rezultatów.

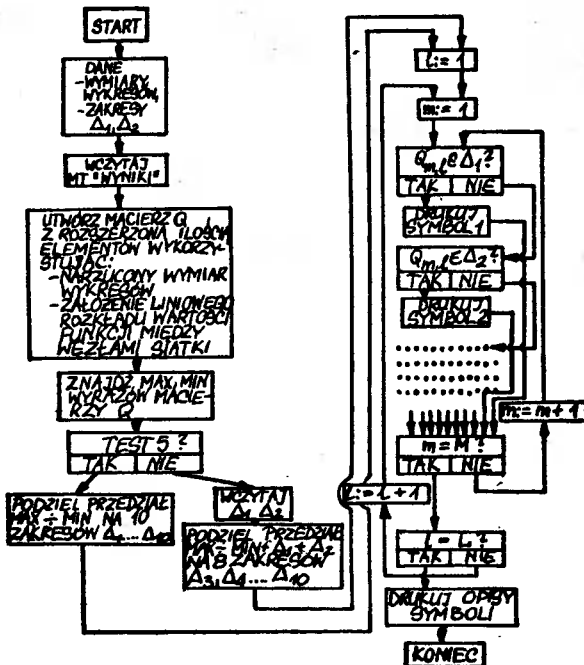
Do wyznaczenia $FM_{\Gamma_{sym}}$, $FMU_{\Gamma_{sym}}$ i $FME_{\Gamma_{sym}}$ użyto wielomianów ekstrapolacyjnych - podobnie jak w [5].

4.4. Uwagi dotyczące opracowania wyników

W warunkach obfitości liczb produkowanych przez EMC, ważny jest sposób wygodnego otrzymywania wyników rozwiązania zagadnienia.

W pracy użyte zostały dwa własne programy redakcyjne - DRAL i WARS. Pierwszy drukuje w postaci tablic rozkłady gęstości obu składowych prędkości, temperatury, ciśnienia i lokalnych liczb Macha. Takie przedstawienie wyników pożądane jest w przypadku, jeśli sporządzane są dokładne wykresy funkcji pola przepływu na wybranych jego kierunkach.

Program WARS /rys.5/ wykonuje wykresy warstwiczne dla dowolnej funkcji przy wykorzystaniu drukarki wierszowej. Uzyskanie dostatecznej czytelności wykresów zapewnia zastosowanie 10 kontrastowych czcionek drukarki. Każdy symbol jest automatycznie po zakończeniu wydruku opisany.



Rys.5. Schemat blokowy programu WARS

Dane wprowadzone do programu WARS pozwalają na dowolne teoretycznie rozciąganie wykresu w pionie i poziomie, przy założeniu liniowego rozkładu funkcji pola między węzłami siatki różnicowej.

Rysunek 6 przedstawia wykresy warstwiczne składowej prędkości v w różnych bezwymiarowych czasach $\tilde{t} = \frac{t \cdot V_{\infty}}{L_d}$ / formowania się przepływu stacjonarnego aż do momentu umownego ustalenia, w którym:

$$\frac{1}{FM_{m,1}^{n+1}} \frac{|FM_{m,1}^{n+1} - FM_{m,1}^n|}{\tau} \ll 0,03$$

Pokazane ilustracje dotyczą przypadku obliczeń wykonanych na ODRZE - 1305 z: $M_{\infty} = 4$, $Re_{\infty} = 50$, $Pr = 0,74$, $a = 3$, $\alpha = 1,4$.

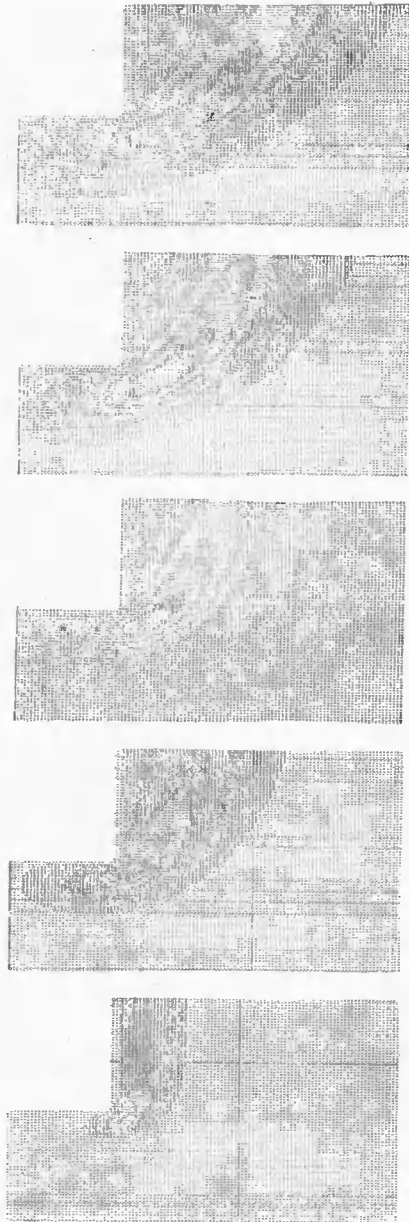
5. UWAGI KOŃCOWE

Zastosowana jawna metoda różnicowa jest w porównaniu z metodami niejawnymi wygodna /w naszych warunkach/ w realizacji numerycznej; pozwala na wyznaczenie tak stacjonarnych jak i niestacjonarnych przepływów.

Zmniejszenie kroku przestrzennego w całym obszarze obliczeń, a szczególnie w okolicach ścianek opływającego ciała wpływa zasadniczo na dokładność wyników poprzez eliminację obserwowanych tutaj efektów związanych z oscylacyjnym przebiegiem procesu obliczeniowego, rozmazaniem warstwy uderzeniowej, a także na wykluczenie innych niekorzystnych zjawisk. Do tych ostatnich zaliczyć należy przede wszystkim obserwowane przejściowe osiągnięcie ujemnych wartości gęstości na ściankach walca tuż za załamaniem tworzących oraz mniejsze od zera, niewielkie wartości składowej prędkości u występujące w węzłach siatki tuż przed płaską podstawą walca. To zjawisko nie pozostaje bez wpływu na obniżenie gęstości na ścianie czołowej ciała.

Program, którym posłużono się w obliczeniach, umożliwił śledzenie zbieżności wszystkich funkcji w całym polu przepływu.

Stwierdzono, że ok. 70% czasu, przy którym nastąpiło umowne ustalenie, jest zużywane na uformowanie się przybliżonego obrazu przepływu, a pozostałe 30% na "zdokładnianie" wyników. Proporcje te nie są zachowane w całym badanym obszarze. Najszybciej zgrubne uformowanie się rozkładów funkcji następuje przy czole walca. Proces "zwiększania dokładności" wyników dłużej trwa w obszarach występowania najwyższych gradientów - tj., na fali uderzeniowej i w okolicy naroża ciała. Powyższe spostrzeżenia posłużyły do podjęcia prób skrócenia czasu otrzymywania stacjonarnych rozwiązań. Dokonano tego na drodze zastosowania uproszczenia równań (2.1) w początkowym czasie wstępnego formowania się rozkładów funkcji oraz "wyłączenia" części obszaru w późniejszej fazie obliczeń. Oszczędność czasu przy zastosowaniu tych zabiegów sięgała 30%.



Rys.6. Wykres warstwiczny składowej prędkości v dla bezwymiarowych czasów:

- a - 0.240
- b - 0.858
- c - 1.640
- d - 2.422
- e - 4.004

LITERATURA

- [1] Rusanov V.V.: Rasčet vzaimodejstvia nestacionarnych udarnych voln s predpatstviami. Žurn. Vyč. Mat. i Mat. Fiz., 1, No 2, 1961
- [2] Thommen H.U.: Numerical Integration of the Navier - Stokes Equations. ZAMP, 17, No 5, 1966
- [3] Richtmayer R.D., Morton K.W.: Difference Methods for Initial Value Problems. Interscience Publishers a division of John Wiley and Sons, New York - London - Sydney 1967
- [4] Burstein S.Z.: Finite - Difference Calculations for Hydrodynamic Flows Containing Discontinuities. J. Comp. Phys., 2, 1967
- [5] Pavlov B.M.: Číslennoe rešenie zadači o sverchzvukovom vazkom tečenii gaza okolo zatuplennykh tel. Vyč. Mat. i Progr. XI, Izd. Mosk. Univ., Moskva 1968
- [6] Pavlov B.M.: O rasčete sverchzvukovogo obtekania zatuplennykh tel s ispolzovaniem polnykh uravnenij Nave - Stoksa. Izv. AN SSSR MZG, No 3, 1968
- [7] Myšenkov V.I.: Dozvukovoe i tranzvukovoe tečenie vazkogo gaza v slede ploskogo tela. Izv. AN SSSR MZG, No 2, 1970
- [8] Roache P.J.: Computational Fluid Dynamics. Albuquerque, N.M., Harmsa Press 1972
- [9] Krylov B.V., Pavlov B.M.: Primenenie raznostnoj schemy k rasčetu obtekania torca sverchzvukovym potokom vazkogo gaza. Vyč. Met. i Progr. XIX, Izd. Mosk. Univ., Moskva 1972
- [10] Harten A., Zwas G.: Switched Numerical Shuman Filters for Shock Calculations. J. Eng. Math., vol.6, No 2, 1972
- [11] Emelanova Z.M., Iluščenkova A.A., Kokošinskaja N.S., Pavlov B.M., Paskonov V.M., Petrova L.J., Polanskij V.S.: Číslennoe issledovanie tečenij realnogo gaza okolo tel konečnogo razmera i v sledach za nimi. Vyč. Met. i Progr. XXIII, Izd. Mosk. Univ., Moskva 1974
- [12] Obščaja rabota pod redakciej S.K. Godunova: Číslennoe rešenie mnogomernych zadač gazovoj dinamiki. Izd. Nauka, Moskva 1976
- [13] Srinivas K., Gururaja J., Prasad K.K.: An Assessment of the Quality of Selected Finite Difference Schemes for Time Dependent Compressible Flow. J. Comp. Phys., 20, 1976
- [14] Petrova L.I.: Rasčet obtekania zatuplennykh tel neravnovesnym potokom vozducha na osnove uravnenij Nave - Stoksa. Vyč. Met. i Progr. XXVII, Izd. Mosk. Univ., Moskva 1977
- [15] Emelanova Z.M., Pavlov B.M.: Giperzvukovoe obtekanie konusa pri bolšich číslach Rejnoldsa. Vyč. Met. i Progr. XXVII, Izd. Mosk. Univ., Moskva 1977

- [16] Topoliński A.: Analiza numeryczna pewnych przepływów gazu lepkiego. Rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska 1978 /niepublikowane/

REMARKS TO INTEGRATION OF THE NAVIER-STOKES EQUATIONS BY THE USE
OF THE SCHEME OF LAX-WENDROFFS TYPE

Summary

Some problems of integration of the Navier-stokes equations resulting from numerical analysis of axisymmetrical flow round a cylinder with a flat front have been solved.

The calculations were performed by means of the two-step scheme of the Lax-wendroffs type.

ЗАМЕЧАНИЯ К ИНТЕГРИРОВАНИЮ УРАВНЕНИЙ НАВЬЕ-СТОКСА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ
СХЕМЫ ТИПА ЛАКСА-ВЕНДРОФФА

Резюме

В работе показаны некоторые проблемы интегрирования уравнений Навье-Стокса, которые возникли при численном анализе осесимметричного обтекания продольного цилиндра с плоским торцом.

Расчеты сделаны с помощью двухшаговой разностной схемы типа Лакса-Вендроффа.

Tomasz Topoliński
Zenon Ćwik

WPLYW CZYNNIKÓW TECHNOLOGICZNYCH I KONSTRUKCYJNYCH
NA STRUKTURĘ I WŁASNOŚCI MECHANICZNE
WYPRASEK Z TWORZYW SZTUCZNYCH ZBROJONYCH WŁÓKNEM SZKLANYM

W artykule przeprowadzono analizę wpływu czynników technologicznych i konstrukcyjnych na strukturę i własności mechaniczne wyprasek z poliamidu wzmocnionego krótkim włóknem szklanym. Na podstawie tej analizy wskazano pewne optymalne parametry przetwórstwa i zalecenia konstrukcyjne dla tych tworzyw. Opracowanie oparto na podstawie badań własnych i danych literaturowych.

1. WSTĘP

Przeprowadzona przy użyciu maszyn cyfrowych analiza możliwości tworzenia nowych plastomerów wykazała, że do 1985 roku nie przewiduje się powstania i zastosowania na skalę ogólnosiwiatową nowych tworzyw [1]. Natomiast podjęte zostały intensywne prace mające na celu ulepszenie i podwyższenie własności materiałów już znanych oraz tworzenia materiałów kompozytowych. Uzyskanie poważnych oszczędności było dodatkowym bodźcem ekonomicznym dynamizującym powszechne zastosowanie kompozytów w praktyce.

Wzrost zastosowania materiałów kompozytowych wyprzedził znacznie rozwój opracowań teoretycznych w tej dziedzinie, dlatego też istnieje wiele niejasności i nieporozumień wpływających w istotny sposób na prawidłowość zastosowań inżynierskich materiałów kompozytowych.

Celem niniejszego opracowania jest przedstawienie wpływu konstrukcji gniazda formującego i parametrów technologicznych wtrysku na strukturę wypraski, a poprzez to na wybrane własności mechaniczne na przykładzie materiału kompozytowego - poliamidu 6 wzmocnionego krótkim włóknem szklanym.

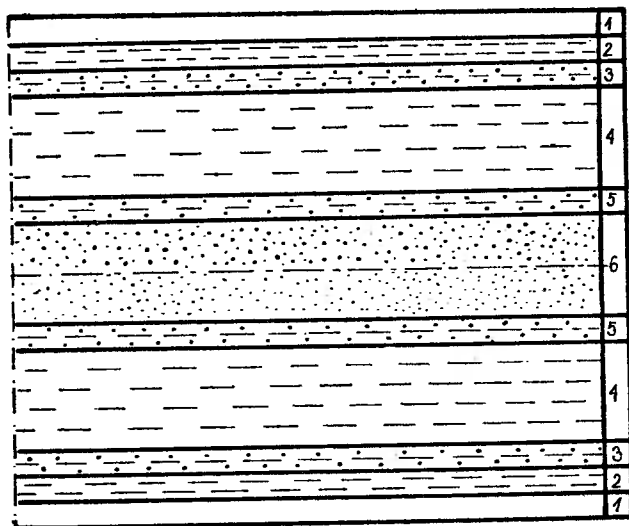
2. STRUKTURA WYPRASEK Z POLIAMIDU 6 WZMOCNIONEGO KRÓTKIM WŁÓKNEM SZKLANYM

Na własności mechaniczne elementów formowanych z kompozytów w sposób decydujący wpływa wykształcająca się przy formowaniu wtryskowym struktura tworzywa. Dotyczy to zwłaszcza własności mechanicznych wyprasek w kierunku wtrysku oraz w kierunkach odchylanych od niego - zależnie od rodzaju tworzywa powstawać będą mniej lub bardziej widoczne różnice we własnościach

mechanicznych [2]. Różnice te są szczególnie widoczne dla tworzyw wzmocnionych włóknem szklanym - występująca anizotropia własności może doprowadzić do takich zmian, że zdarza się, iż własności mechaniczne takich wyprasek są niższe od własności podobnych wyprasek z tworzywa niewzmocnionego dla tych samych warunków badania.

Zgodnie z założeniami poczynionymi przez G. Kaliskego i H. Seiferta [2], a także J. Maxwella [3] i H. Dorsta [4] został ustalony model struktury wypraski, w której wyodrębniono warstwy o charakterystycznym rozłożeniu wzmocnienia w kierunku prostopadłym do przemieszczenia się tworzywa. Ten teoretyczny model został potwierdzony w badaniach przeprowadzonych przez wyżej wymienionych autorów.

Badania zglądów przekrojów kształtki, wykonanych w pewnym oddaleniu od miejsca wtrysku wykazały, że przekroje te składają się z warstw o jednakowej orientacji włókien ułożonych symetrycznie względem osi. Stan taki był sygnalizowany również w pracy [5]. Schemat takiej struktury ułożenia warstw w wyprasce przedstawia rysunek 1.



Rys.1. Schemat struktury ułożenia warstw w wyprasce

Na powierzchni wypraski znajduje się zawsze cienka warstwa poliamidowa /1/. Uważa się ją za powłokę osłonową dla włókien szklanych położonych w płaszczyźnie powierzchni gniazda formującego. Potem następuje cienka warstwa /2/, w której włókna szklane są silnie zorientowane w kierunku płynięcia. Warstwa ta powstaje przez tzw. obrócenie stopionej masy przy czole płynięcia tworzywa. Przylegający do warstwy /2/ obszar przejściowy /3/ wykazuje natomiast niezorientowaną strukturę włókien szklanych, która powstaje przez to, że masa uplastycznionego tworzywa ulega spęczaniu przy czole płynięcia, ale za tworzywem wywijanym. Stykające się z warstwą /3/

obszary /4/ są obok warstwy środkowej /6/ szczególnie grube. Są to więc warstwy, które mają wpływ na własności mechaniczne danej wypraski. W warstwach tych włókna szklane są zasadniczo albo wtłoczone w kierunku płynięcia masy stopionej /4/ albo orientowane prostopadłe do kierunku płynięcia i równoległe do powierzchni formującej gniazda /6/. Widać więc z tego, że wzajemne ułożenie włókien w tych warstwach ma kierunek prostopadły, a więc zachowanie tych warstw w przypadku kierunkowego działania sił musi być odmienne. Między warstwami zasadniczymi /4/ i /6/ leżą obszary przejściowe /5/, w których dokonuje się przeorientowanie włókien szklanych z jednego kierunku w drugi. W tych stosunkowo cienkich warstwach wypełniacz szklany nie ma żadnego kierunku uprzywilejowanego, tj. również najkorzystniejszego. Natomiast za przebiegi procesów, które prowadzą do odpowiedniej orientacji włókien szklanych w warstwie /4/ odpowiedzialne są właśnie warunki istniejące w warstwie /5/ i warunki kształtowania się tej warstwy.

3. WPŁYW PARAMETRÓW TECHNOLOGICZNYCH NA STRUKTURĘ WYPRASKI

Wpływ tych parametrów przedstawiony jest w poniższej tabeli, opracowanej na podstawie dostępnej literatury.

Tabela 1

Lp	Parametr - grupa parametrów	Warstwa /4/	Warstwa /6/	Uwagi
1	2	3	4	5
1	Wzrost ciśnienia docisku [2] [3]		-	Prowadzi do powstania mini układu warstwowego w warstwie /6/
2	Wzrost szybkości płynięcia [6] [4]	-	+	Związane ze zmianami temperatury i chłodzenia masy tworzywa
3	Wysoka temperatura formy i masy tworzywa [4] [7]	-	+	Efekt silnie wzmożony przy wzroście szybkości płynięcia
4	Niska temperatura formy i masy tworzywa	+	-	Efekt wzmożony przy małej szybkości płynięcia
5	Wstępne podgrzanie granulatu, wysoka temperatura w strefie zasypowej, mała liczba obrotów ślimaka, niskie ciśnienie plastyfikacji [8]	+	-	Zmniejszona destrukcja włókna szklanego, większy moment ustawienia włókna w linii płynięcia - w konsekwencji lepsza orientacja.

+ zwiększenie grubości warstwy.
- zmniejszenie

Tabela 1 nie uwzględnia zmian warstw /1/, /2/, /3/ i /5/, gdyż:

1. Zmiany grubości tych warstw są niewielkie, bądź - jak dla warstwy /1/ - nie zachodzą.
2. Warstwy te nie mają istotnego wpływu na własności mechaniczne wyprasek.

4. WPŁYW CZYNNIKÓW KONSTRUKCYJNYCH NA STRUKTURĘ I WŁASNOŚCI WYPRASEK

Wpływ ten przedstawiono w formie poniższej tabeli, uwzględniając niektóre czynniki konstrukcyjne.

Tabela 2

Lp	Rodzaj czynnika - grupy czynników	Efekt - zalecenie
1	2	3
1	Długość drogi płynięcia [2]	Im dłuższa droga płynięcia tworzywa w formie, tym szersze obszary /6/ i węższe /4/
2	Duża grubość ścianek formowanych [9] [6]	Wzrost strefy /6/ większy niż /4/, a jednocześnie powstanie mini układu w warstwie /6/ - stosować małe grubości
3	Gwałtowne zmiany przekroju [10] [11]	Typowe efekty związane ze zmianą przekroju - zawirowanie w tworzywie, oderwanie tworzywa od ścianek - stosować specjalne geometrie przejść
4	Miejsce wtrysku [9]	Zmienny rozkład własności mechanicznych - stosować przy największej objętości wtryski, ale równocześnie możliwie równoległe do późniejszego kierunku obciążenia głównego
5	Rodzaj przewężki	Stosować przewężki szczelinowe płaskie, bądź kloszowe, w przypadkach uzasadnionych poszerzone punktowe
6	Długość układu wlewowego	Im dłuższy układ, tym większe spadki ciśnienia i możliwość niedolewów - stosować układy wlewowe krótkie o dużych przekrojach
7	Zaokrąglenie [9]	Powodują zmniejszenie możliwości oderwania się masy tworzywa od ścianki przy zmianie kierunku płynięcia - stosować promienie 2 - 3 mm
8	Nachylenia [9] [12]	Ułatwia wyjmowanie wyprasek z formy - stosować pochylenie 2 - 3°
9	Usztywnienia [9]	Stosować konstrukcje nie powodujące nagłych zmian kierunku płynięcia i przekrojów
10	Odpowietrzenie	Konieczne przy dużych objętościach gniazd formujących

5. BADANIE WPŁYwu PARAMETRÓw WTRYSKU I SPOSOBU DOPROWADZENIA TWORZYWA DO GNIAZDA NA TWARDOSĆ PRÓBKI I JEJ WYTRZYMAŁOSĆ NA ROZCIĄGANIE

Badanie przeprowadzono na próbkach znormalizowanych wg PN-68/C-89034, uzyskanych drogą wtryskiwania na wtryskarce MONO-mat 80 do dwóch form o następujących charakterystykach:

1. Forma sześciogniazdowa, jednopodziałowa o zróżnicowanych pod względem długości drogach płynięcia:
 - 1₁ = 180 mm
 - 1₂ = 140 mm
 - 1₃ = 100 mm
2. Forma dwugniazdowa, jednopodziałowa, o zróżnicowanych doprowadzeniach tworzywa:
 - 1 - czołowe,
 - 2 - skośne,
 - 3 - boczne.

Do wykonania próbek użyto poliamidu 6 o zawartości 35% włókna szklanego - Itamid 35.

Badane tworzywo suszono w temperaturze 80°C w czasie 24 h. Próbki do badań wtryskiwano kolejno do obu form. Do zasobnika maszyny wprowadzono tworzywo suszone, ale nie podgrzane.

Przy badaniach zmieniano:

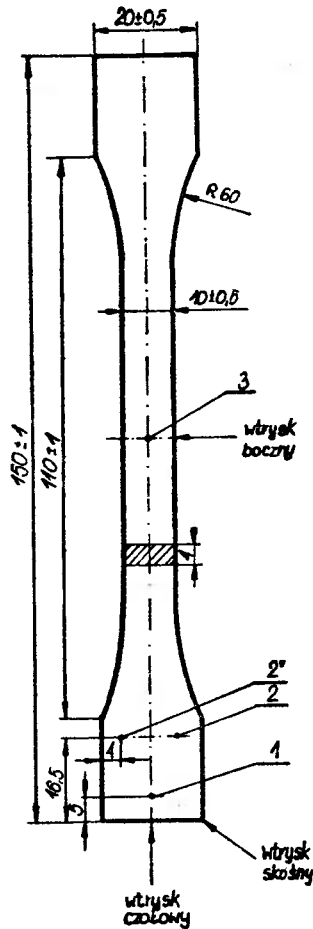
- 1/ ciśnienie wtrysku od 80 do 120 MPa co 10 MPa,
- 2/ temperaturę:
 - ustnika - od 200 do 240°C co 10°C,
 - strefy I, II, III - od 210 do 250°C co 10°C.

Pozostałe parametry przyjęto jako stałe i ustalono na poziomach jak poniżej:

- 1/ ciśnienie plastyfikacji 0,7 MPa,
- 2/ obroty ślimaka 85 - 100 obr/min,
- 3/ czas wtrysku i docisku 15 s,
- 4/ czas studzenia 30 s,
- 5/ temperatura formy 60 ± 2°C,
- 6/ wtrysk przy nieobrcającym się ślimaku.

Przed pomiarem kształtki klimatyzowano przez okres 2 dni w temperaturze 24 ± 2°C przy wilgotności względnej 50 ± 5%.

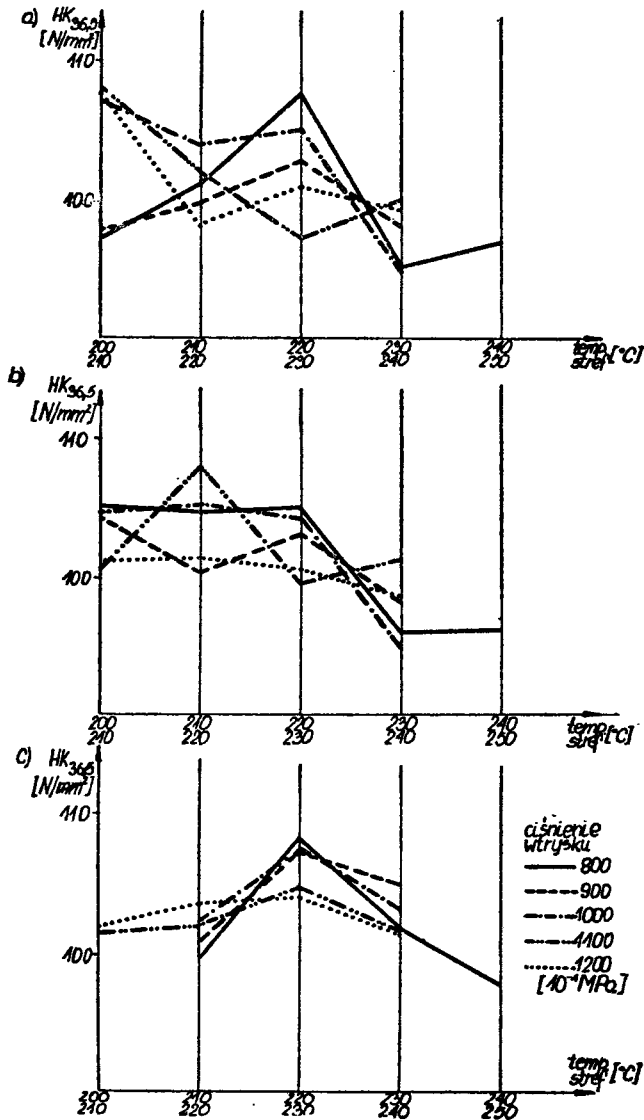
Tak przygotowane próbki /po 5 każdego rodzaju, tj. otrzymanych przy różnych parametrach, różnych sposobach wtrysku/ poddano badaniom: twardości - metodą wciskania kulki wg PN-68/C-89030 na twardościomierzu AS-111 typ KM-02 produkcji węglerskiej i zachowania przy rozciąganiu statycznym - wg PN-68/C-89034 na maszynie ZD 10/90 firmy "Fritz Heckert". Wypraskę z oznaczonymi miejscami wtrysku i punktami w których dokonano pomiaru twardości przedstawia rysunek 2.



Rys.2. Wypraska do badań - oznaczenie sposobów wtrysku; punkty 1, 2, 3, 2' - punktami pomiaru twardości

Z otrzymanych wyników obliczono wartości średnie i odchylenia standardowe, które dla większości pomiarów wahają się w granicach 5%. Wyniki stabilizowano i sporządzono wykresy, z których najbardziej charakterystyczne przedstawiono poniżej.

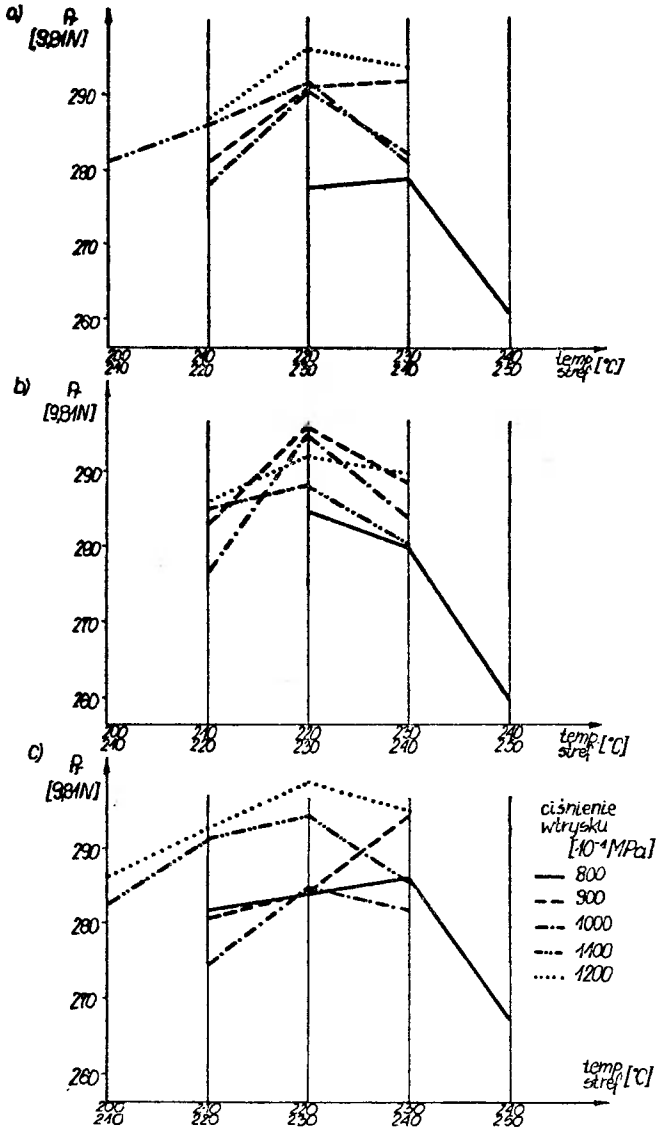
Zależność twardości od temperatury stref cylindra przy różnych ciśnieniach wtrysku przedstawia rysunek 3. Największa twardość wydaje się być związana z temperaturą stref 220/230°C, przy czym na linii wtrysku jest to wyraźnie widoczne /dla punktu pomiarowego 2 nie ma jednoznacznej zależności/. Zauważa się, że temperatura ma większy wpływ na twardość niż ciśnienie.



Rys.3. Zależność twardości od temperatury stref cylindra przy różnych ciśnieniach wtrysku dla drogi płynięcia średniej:
 a/ pierwsze miejsce pomiarowe
 b/ drugie miejsce pomiarowe
 c/ trzecie miejsce pomiarowe

Rysunek 4 przedstawia zależność siły zrywającej od temperatury stref grzewczych. Istnieje podobna zależność jak dla twardości, tzn. największa

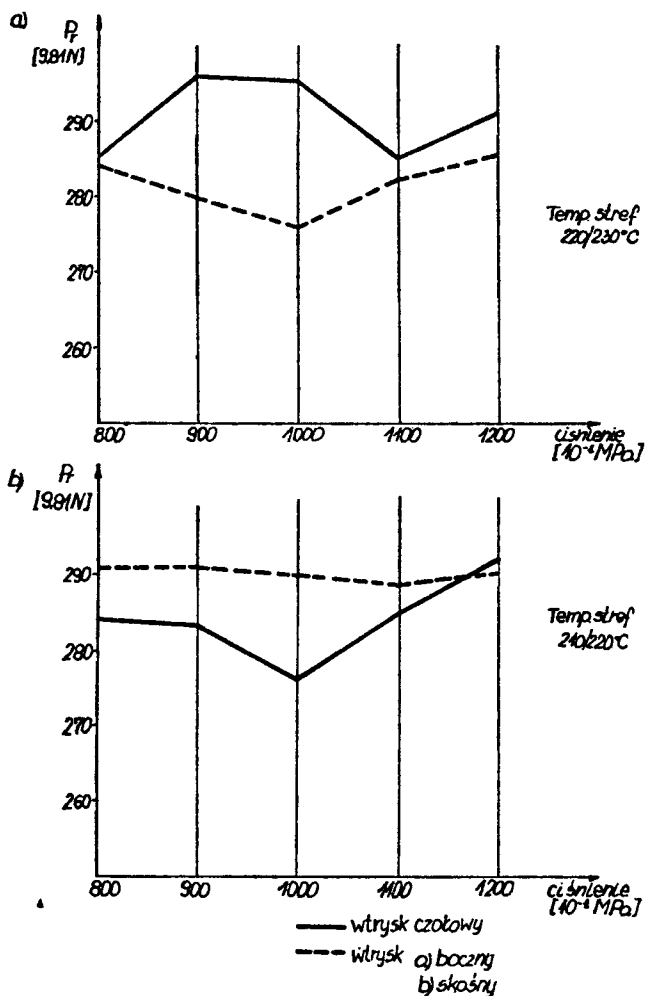
wytrzymałość na zrywanie występuje przy temperaturze 220-230°C - bez względu na ciśnienie wtrysku i długość drogi płynięcia.



Rys.4. Zależność siły zrywającej od temperatury stref grzewczych przy różnym ciśnieniu wtrysku dla drogi płynięcia:

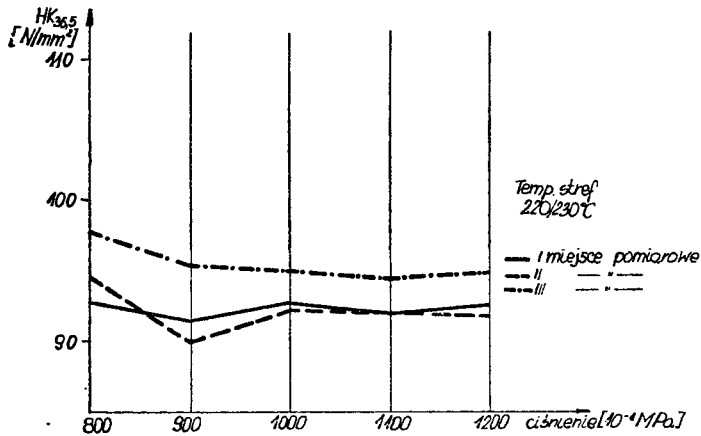
- a/ maksymalnej
- b/ średniej
- c/ minimalnej

Jeśli chodzi o wpływ miejsca wtrysku na siłę zrywającą próbkę, to wtrysk boczny w całym zakresie ciśnienia powoduje, w stosunku do wyprasek uzyskanych przy wtrysku czołowym, spadek wytrzymałości na zrywanie. Natomiast wtrysk skośny wpływa na wzrost siły zrywającej /rys.5/.



Rys.5. Zależność siły zrywającej od ciśnienia wtrysku dla danych temperatur stref grzewczych przy wtrysku:
 a/ czołowym i bocznym
 b/ czołowym i skośnym

Rysunek 6 przedstawia zależność twardości próbki od ciśnienia wtrysku i od miejsca pomiaru. Przy wtrysku bocznym największa twardość występuje w punkcie pomiarowym 3, najmniejsza w punkcie 2.



Rys.6. Zależność twardości próbki od ciśnienia wtrysku dla wtrysku bocznego

Pełne wyniki znajdują się w pracy [13]. Otrzymanie w czasie badań dane pozwalają przypuszczać, iż:

1. Ze względu na twardość najkorzystniejsze parametry przetwórstwa to temperatura 220-230°C i ciśnienie 10 MPa.
2. Ze względu na wytrzymałość na zerwanie - temperatura 220-230°C, a ciśnienie 9, bądź 11 MPa.
3. Największą wytrzymałość na zerwanie wykazują próbki otrzymane przy wtrysku skośnym, potem czołowym, a dalej bocznym, a twardość przy czołowym, bocznym i skośnym.
4. Bezwzględne wartości twardości zależą od miejsca pomiaru twardości.

6. WNIOSKI KOŃCOWE

1. Ukierunkowanie makrocząsteczek polimeru oraz orientacja włókien szklanych w części formowanej zależy od przebiegu procesów przepływowych, począwszy od układu uplastyczniającego poprzez układ wlewowy aż do samego gniazda formującego, w którym te procesy odgrywają najważniejszą rolę - decydują o strukturze wypraski.
2. Podczas konstruowania form wtryskowych dla tworzyw konstrukcyjnych, a w szczególności tworzyw wzmocnionych włóknem szklanym, należy dokonać wnikliwej analizy przeznaczenia i występującego obciążenia, któremu zostanie poddana wypraska. Połączenie tej analizy z przypuszczalnym /obliczonym za pomocą ETO/ rozkładem własności wytrzymałościowych pozwoli na właściwe określenie sposobu i miejsca wtrysku.
3. Bardzo ważne jest również określenie stopnia rozdrobnienia włókna szklanego, który w znacznym stopniu decyduje o bezwzględnych wartościach własności mechanicznych - należy wobec tego przeprowadzić głębką analizę

konstrukcji ślimaka, warunków przetwórstwa, konstrukcji formy ze względu na niszczenie włókna.

4. Podane wyżej, na podstawie literatury i badań własnych autorów informacje mogą posłużyć jako pewne wytyczne do ustalenia parametrów technologicznych i warunków technicznych produkcji wyprasek z tworzyw sztucznych wzmocnionych.

LITERATURA

- [1] Wilczyński A.P.: Tworzywo sztuczne w przemyśle maszynowym. Przemysł Chemiczny, 1973, nr 9
- [2] Kaliske G., Seifert H.: Formfüllstudie beim Spritzgießen von glasfaserverstärkten Polyamid-6. Plaste und Kautschuk, 1973, nr 11
- [3] Maxwell J.: Neue Entwicklungen bei glasfaserverstärkten Polyamid 6.6. Kunststoffe, 1977, nr 12
- [4] Dorst H.G., Ehrenstein G.W.: Verstärkte Thermoplaste Probleme und Entwicklungen. Kunststoffe, 1978, nr 3
- [5] Œwik Z.: Badania wytrzymałości zmęczeniowej poliamidu 6 i poliamidu 6 wzmocnionego włóknem szklanym przy obciążeniach giętnoobrotowych. Praca doktorska - Politechnika Poznańska, 1973
- [6] Menges G., Leibfried D.: Beitrag zur Analyse der Stromungsverhältnisse beim Spritzgießen. Plastiverarbeiter, 1970, nr 11
- [7] Lad H.A., Williams G.: Mold filling studies for the injection molding of thermoplastic materials. Polym. Eng. Science, 1975, nr 14 and 15
- [8] Filbert W.C.: Verstärktes Polyamid-6.6. Plastiverarbeiter, 1971, nr 6
- [9] Kaliske G., Seifert H.: Einige grundlegende Gesichtspunkte für den Einsatz und die Gestaltung Spritzgegossener Formteile aus glasfaserverstärkten Thermoplasten. Plaste und Kautschuk, 1974, nr 7
- [10] Itoh K.: Designing Extrusion Dies. Japan Plastics, 1978, nr 1
- [11] Bellanger T.F., White J.L.: Nylon 6.6. J. Appl. Polymer Science, 1971, nr 15
- [12] Zieliński W.: Termoplasty wzmocnione włóknem szklanym. Polimery, 1973, nr 3 i 4
- [13] Topoliński T.: Procesy przepływowe w formach wtryskowych dla tworzyw sztucznych z wypełniaczami. Praca dyplomowa, Bydgoszcz, 1979, ATR

THE EFFECT OF TECHNOLOGICAL AND CONSTRUCTIONAL FACTORS ON MECHANICAL PROPERTIES OF GLASS FIBRE REINFORCED MOULDED PIECES

Summary

In the work there has been conducted an analysis of the effect of technological and constructional factors on the structure and mechanical properties of polyamide moulded pieces reinforced by a short glass fibre. There have been depicted some optimal parameters of processing and constructional suggestions for plastics.

The paper has been elaborated on the basis of the author's own research and data taken from literature.

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА СТРУКТУРУ И МЕХАНИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРЕССОВОК ИЗ ПЛАСТМАСС АРМИРОВАННЫХ СТЕЛОВОЛОКНОМ

Резюме

В статье приведен анализ влияния технологических и конструктивных факторов на структуру и механические свойства прессовок из полиамида армированного стекловолокном.

На основании этого анализа даны некоторые оптимальные параметры переработки и рекомендации конструирования для этих пластмасс.

Разработано на основе собственных исследований и имеющейся литературы.



Biblioteka Główna ATR
w Bydgoszczy

Cz

1006

23

1981