

1006 2001

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

ZESZYTY NAUKOWE NR 184

MECHANIKA 36

h
1006

BYDGOSZCZ - 1994

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

ZESZYTY NAUKOWE NR 184

MECHANIKA 36

6
1002

BYDGOSZCZ - 1994

PRZEWODNICZĄCY KOMITETU REDAKCYJNEGO
prof. dr hab. Ojcumila Stefaniak

REDAKTOR NAUKOWY
prof. dr hab. inż. Maciej Woropay

OPRACOWANIE REDAKCYJNE I TECHNICZNE
mgr Dorota Ślachciak, Zbigniew Gackowski

Wydano za zgodą Rektora
Akademii Techniczno-Rolniczej
w Bydgoszczy

ISSN 0208-6395

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

Wyd. I. Nakład 150 egz. Ark.wyd. 11.2. Ark. druk. 11.25. Papier kl. IV.
Oddano do druku w lipcu 1994 r. Druk ukończono w sierpniu 1994 r.

MEN

Uczelniany Zakład Małej Poligrafii ATR, Bydgoszcz. ul. Ks. A. Kordeckiego 20.
Zamówienie nr 53/94.

11. 1994 9 8. 1. 2. 1

1. Henryk Oleszycki, Tomasz Karulski - Zgrzewanie tarciove żeliwa sferoidalnego	5
2. Zdzisław Ławrynowicz - Przemiana bainityczna jako forma przemiany eutektoidalnej	23
3. Zdzisław Ławrynowicz - Technika implantowania w plazmie i jej zastosowanie do modyfikacji własności warstwy wierzchniej materiałów	39
4. Jan Szafranski, Jerzy Steinborn, Stanisław Dymski - Analiza przyczyn awaryjnego zniszczenia wału wylączarki do tworzyw sztucznych	55
5. Stanisław Mroziński, Józef Szala - Niskocyklowe badania zmęczenia w warunkach obrotowego zginania - stanowisko badawcze oraz wybrane wyniki badań	65
6. Janusz Sempruch - Ocena wytrzymałości zmęczeniowej w warunkach złożonego stanu naprężenia na podstawie hipotez wyężeniowych oraz innych znanych metod obliczeniowych	79
7. Andrzej Przybylski, Maciej Woropay - Zastosowanie modeli topologicznych do optymalizacji procedur diagnostycznych	97
8. Andrzej Przybylski, Maciej Woropay - Metoda optymalizacji procesów diagnozowania złożonych obiektów technicznych	109
9. Michał Styp-Rekowski - Mechanizmy prostoliniowego ruchu postępowo-zwrotnego	119
10. Jędrzej Bayer - Badania zmodyfikowanego rzutnika do transportu zielonek i słomy	127
11. Tadeusz Sęk, Edmund Dulcet - Wpływ sposobu dodawania konserwantu do zielonki na równomierność wymieszania go z zielonką oraz na wielkość jego strat	133
12. Edmund Dulcet - Ocena równomierności dozowania konserwantów przez różne rozwiązania konstrukcyjne urządzeń dozujących	141
13. Edmund Dulcet - Analiza sposobów dodawania konserwantów do zakiszanych roślin.....	153
14. Bronisław Kłos, Eugeniusz Jarmocik - Metoda obliczania wskaźników eksploatacyjnych zbiornikowego schładzania mleka z akumulacją lodu	159
15. Marian Szymański - Rekuperacja ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego	169

Henryk Oleszycki
Tomasz Karulski

ZGRZEWANIE TARCIOWE ŻELIWA SFEROIDALNEGO^{1/}

Przeprowadzono badania złączy żeliwa sferoidalnego z żeliwem sferoidalnym, otrzymanych metodą zgrzewania tarcioowego. Stwierdzono, że zmniejszenie prędkości chłodzenia złączy przez zastosowanie osłon lub podchładzanie w piecu przyczynia się do podwyższenia ich wytrzymałości przez częściowe lub całkowite odpuszczanie martenzytu. Przedłużenie czasu tarcia z 15 do 23 s prowadzi do ciągłego podwyższenia wytrzymałości na rozciąganie, przy czym wytrzymałość ta jest jednakowa przy każdym czasie tarcia, bez względu na początkowy stan struktury żeliwa: surowy i ferrytyzowany. Wyżarzanie normalizujące podnosi wytrzymałość złączy niemal dwukrotnie, natomiast wyżarzanie ferrytyzujące zmniejsza je.

1. WPROWADZENIE

Żeliwo sferoidalne dzięki swoim szczególnym zaletom, w tym z uwagi na możliwość poddawania odlewów wielu procesom obróbki cieplnej, znalazło zastosowanie do wytwarzania wielu ważnych elementów maszyn, jak na przykład: wałów korbowych do silników spalinowych, uprzednio zastrzeżonych dla odkuwek stalowych.

Od pewnego czasu zaczęto również interesować się możliwością zgrzewania tarcioowego żeliwa ciągliwego [7] oraz żeliwa sferoidalnego [1,3,6]. We wszystkich przypadkach zajmowano się zgrzewaniem żeliwa ze stalą konstrukcyjną.

Początkowo uważano, że obecność grafitu stanowiącego smar na tyle utrudnia zgrzewanie, iż otrzymuje się złe wyniki [4]. Jednakże w pracy [7] wykazano, iż podczas zgrzewania tarcioowego żeliwa ciągliwego można otrzymać złącze o właściwościach odpowiadających spajanemu materiałowi.

Wykonane w kraju badania nad zgrzewaniem żeliwa sferoidalnego z konstrukcją stalową węglową /St3S/ przez W.Kacpszaka i J.Lassocińskiego [3] wykazały realność otrzymania połączenia żeliwa sferoidalnego ze stalą przy odpowiednim przygotowaniu struktury czół próbek. Autorzy wskazali również na ważną rolę struktury początkowej osnowy metalowej żeliwa oraz postaci grafitu na wytrzymałość złącza. Maksymalna wytrzymałość złączy osiągnięta przez wyżej wymienionych autorów wynosiła 317 MPa, przy w pełni kulkowym kształcie grafitu i perlitycznej wejściowej strukturze osnowy metalowej żeliwa.

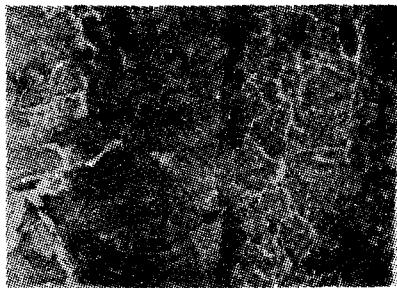
^{1/} Artykuł oparty jest na pracy pt.: "Badania możliwości zgrzewania materiałów trudnozgrzewalnych - żeliwa sferoidalnego" wykonanej na zlecenie Instytutu Spawalnictwa w 1988r.

Autorzy publikacji [6] zajmowali się zgrzewaniem żeliwa sferoidalnego ferrytyczno-perlitycznego o wytrzymałości na rozciąganie $R_m=431$ lub 536 N/mm^2 [MPa] i wydłużeniu odpowiednio 24 i 9% ze stałą węglową o wartości $C=0,08$ lub $0,14\%$. Złącza zgrzewane tarciovo miały wytrzymałość na rozciąganie $R_m=413-426 \text{ N/mm}^2$ [MPa] i wydłużenie 18,6-6,7%.

Autorzy [6] podali następującą hipotezę zgrzewania tarciovo żeliwa sferoidalnego ze stałą: w czasie zgrzewania żeliwa ze stałą na powierzchni zgrzewania tworzy się cienki film grafitu powstały z rozrartych kulek grafitowych, który wskutek niedostatecznego nagrzewania powierzchni tarcia, nie może być usunięty z powierzchni tarcia. Jednak jeżeli obszar tarcia zostanie nagrany powyżej A_{c3} , wówczas grafit z powierzchni tarcia rozpuszcza się w stali i wtedy, po całkowitym rozpuszczeniu grafitu, możliwe jest otrzymanie zgrzewania żeliwa ze stałą. Tak postawiona hipoteza zgrzewania tarciovo żeliwa zasadniczo wyklucza otrzymanie zgrzeiny żeliwa sferoidalnego z żeliwem sferoidalnym.

Autorzy pracy [2] zgrzewali kształtki rurowe z żeliwa sferoidalnego ferrytycznego z rurami stalowymi z bardzo dobrymi rezultatami.

W Zakładzie Materiałoznawstwa i Technologii Metali ATR w Bydgoszczy przeprowadzono próbę zgrzewania żeliwa szarego zwykłego w gatunku Z1250 ze stałą 20 [1]. W efekcie nie otrzymano połączeń, których wytrzymałość na rozciąganie można by było wyznaczyć. W badaniach mikroskopowych stwierdzono jednak występowanie miejscowych zgrzeiny, co widoczne jest na rysunku 1.



Rys.1. Struktura połączenia tarciovo stali 20 /lewa strona obrazu/ z żeliwem szarym zwykłym Z1 250 /prawa strona obrazu/.Powierzchnię zgrzeiny wskazano strzałką

W oparciu o przeprowadzone badania wysunięto hipotezę, że niezależnie od obecności grafitu, niesprzyjającego zgrzewaniu tarciovo, dużą rolę w otrzymaniu negatywnych wyników badań odegrały naprężenia wewnętrzne, powstające w czasie swobodnego stygnięcia zgrzanych próbek.

W niniejszych badaniach zajęto się wyłącznie zgrzewaniem żeliwa sferoidalnego z żeliwem sferoidalnym.

2. MATERIAŁ DO BADAŃ

Do badań zgrzewania tarciovego wybrano żeliwo sferoidalne wytopione w żeliwiaku kwaśnym z podgrzewanym dmuchem o składzie chemicznym: 3,19%C, 2,38% Si, 0,96% Mn, 0,10% P i 0,007% S. Właściwości mechaniczne, strukturę i temperatury krytyczne żeliwa przedstawiono w tab.1. Obraz struktury żeliwa przedstawia rys.2.

Tablica 1

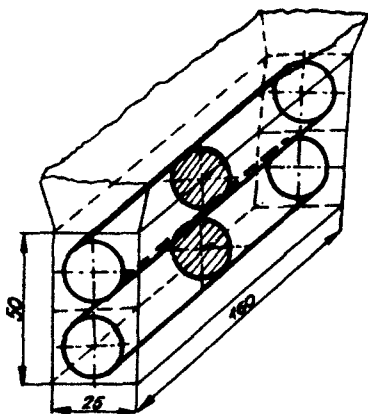
Właściwości mechaniczne, struktura i temperatury krytyczne badanego żeliwa sferoidalnego

Właściwości mechaniczne				
R_m MPa	A_5 %	KC cm^2	HB	
665	3,3	9,7	240	
R_m i A_5 wyznaczono z pomiarów na trzech próbkach, podobnie KC, HB na próbkach pobranych z główek próbek wytrzymałościowych				
Struktura %				
grafit		feryt		perlit
11		13		87
Zawartość grafitu podano w % powierzchni żeliwa, natomiast zawartość ferytu i perlitu w % powierzchni osnowy metalowej.				
Temperatury krytyczne C				
T_{gr}	Ac_1^p	Ac_1^k	Ar_1^p	Ar_1^k
704	775	838	737	676
T_{gr} - początek grafityzacji żeliwa podczas nagrzewania Ac_1^p - początek przemiany eutektoidalnej podczas nagrzewania Ac_1^k - koniec tej przemiany Ar_1^p - początek przemiany eutektoidalnej podczas chłodzenia Ar_1^k - koniec tej przemiany				



Rys.2. Żeliwo sferoidalne w stanie surowym, trawione 3% roztworem HNO_3 ; powiększenie 100x

Próbki do badań zgrzewalności wycinano z dolnych części wlewków Y, wg schematu przedstawionego na rys.3. Długość próbek wynosiła 80 mm.



Rys.3. Schemat pobierania próbek do zgrzewania z wlewków Y2

Część próbek przeznaczonych do zgrzewania poddano wyżarzaniu ferrytyzującemu w następujących warunkach:

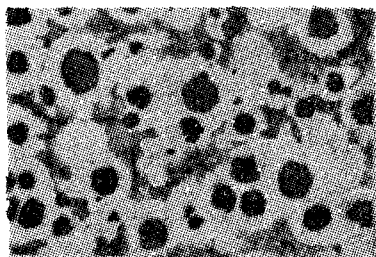
- temperatura austenitizacji 950°C,
- czas austenitizacji 3 h,
- podchłodzenie w piecu do temperatury 630°C,
- wychłodzenie w tej temperaturze 4 h,
- dochłodzenie w spokojnym powietrzu.

Właściwości mechaniczne i strukturę żeliwa ferrytyzowanego przedstawiono w tab.2, a obraz struktury na rys.4.

Tablica 2

Właściwości mechaniczne i struktura żeliwa sferoidalnego ferrytyzowanego

Właściwości mechaniczne			
R_m MPa	A_5 %	KC cm ²	HB
538	18,4	43,1	182
Uwagi o liczebności próbek jak w tab.1			
Struktura %			
grafit	ferryt	perlit	
12	73	27	
Uwagi o pomiarach struktury jak w tab.1			



Rys.4. Żeliwo sferoidalne ferrytyzowane, trawione 3% alkoholowym roztworem HNO_3 ; powiększenie 100x

3. PLAN BADAŃ

Plan badań obejmował następujące etapy:

- I - określenie najkorzystniejszego sposobu chłodzenia,
- II - wybór optymalnego kształtu czół próbek,
- III - określenie optymalnych parametrów zgrzewania dla żeliwa w stanie surowym,
- IV - określenie optymalnych parametrów zgrzewania dla żeliwa ferrytyzowanego,
- V - wyżarzanie normalizujące zgrzewanych próbek.

Celem etapu I było zbadanie wpływu mniejszej prędkości chłodzenia w stosunku do chłodzenia w spokojnym powietrzu. Spodziewano się zmniejszenia naprężeń wewnętrznych, które uznano za główną przyczynę negatywnych badań w pracy [1].

Wprawdzie w artykule W.Kacpszaka i J.Lassocińskiego [3] podano najkorzystniejszy kształt czół, ma on jednak tę wadę, że jest pracochłonny. Z tego względu należy poszukać innych rozwiązań, stąd przyjęcie dodatkowo trzech wariantów czół w etapie II.

Konieczność badań w etapie III i IV jest oczywista, mimo że autorzy pracy [3] nie stwierdzili wyraźnych zmian wytrzymałości złączy przy zmianie parametrów zgrzewania. Z powodu negatywnego na ogół wpływu temperatur bliskich temperaturze likwidus na strukturę i własności mechaniczne żeliwa [5], zastosowanie obróbki cieplnej próbek zgrzewanych wydaje się być w niektórych przypadkach konieczne, stąd cel badań w etapie V.

Za kryterium jakości zgrzewania we wszystkich etapach przyjęto poziom wartości naprężenia rozrywającego R_m . Próbkę zrywano bez usunięcia wypływek. Ponadto mierzono wartość skrócenia próbek i średnicę wypływki. Mierzono również twardość w obszarach zgrzezin na podłużnych przekrojach próbek i dokonywano obserwacji mikroskopowej na wyżej wymienionych złączach próbek w obszarach wpływu ciepła tarcia.

4. WYNIKI BADAŃ

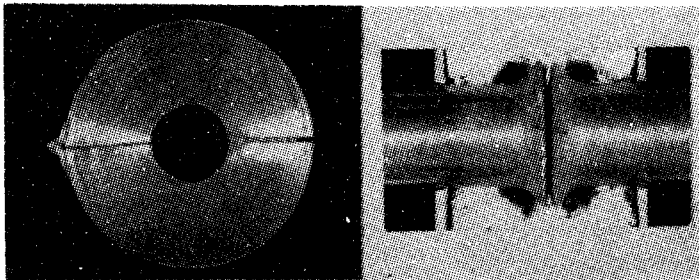
4.1. Określenie najkorzystniejszego sposobu chłodzenia /etap I/

W badaniach przyjęto żeliwo sferoidalne w stanie surowym i trzy sposoby chłodzenia próbek po zgrzewaniu:

sposób 1 - próbki po zgrzaniu chłodzone były w spokojnym powietrzu,

sposób 2 - próbki po zgrzaniu chłodzone były w osłonie z porowatej cegły szamotowej /rys.5/. Osłona wykonana została z dwu odpowiednio obrobionych elementów z porowatej cegły szamotowej, zamykanych w pojemniku stalowym. Osłonę tę zamknięto na zgrzeinie próbki po wyłączeniu ruchu wrzeczona zgrzewarki,

sposób 3 - próbki po wygrzewaniu ładowane były do pieca sylitowego rurowego w środkowe położenie. Piec był nagrany do temperatury 720°C . Chłodzenie realizowano w ten sposób, że po 20 minutach od załadowania przesuwano próbkę wzdłuż rury o całą długość /t. około 160 mm/ w kierunku końca rury, a po dalszych 20 minutach przesuwano o dalsze 160 mm. W ten sposób chłodzenie było stopniowe. Po osiągnięciu przez próbki temperatury około 200°C były one wyjmowane z pieca.



Rys.5. Osłona skrzynkowa z porowatej cegły szamotowej
a/ osłona zamknięta, b/ osłona otwarta wraz z
próbka

Do badań przyjęto próbki o czołach typu III, wg publikacji [3]. W oparciu o wyżej wymienioną publikację przyjęto również następujące parametry zgrzewania:

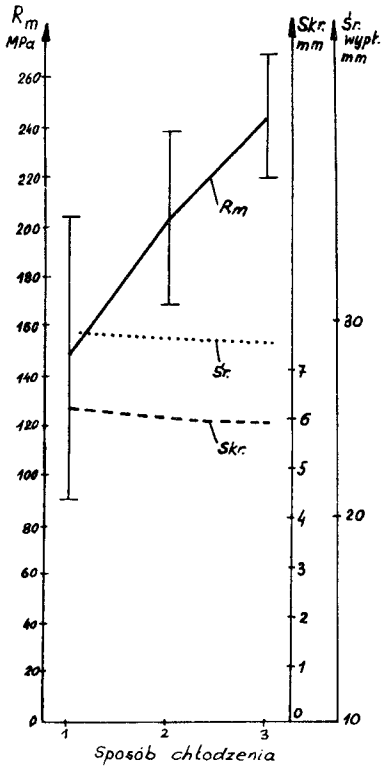
$$P_t = 29,4 \text{ kN} / 3000 \text{ kg/}$$

$$P_{sp} = 34,3 \text{ kN} / 3500 \text{ kg/}$$

$$\tau_t = 10 \text{ s}$$

$$\tau_{sp} = 3 \text{ s}$$

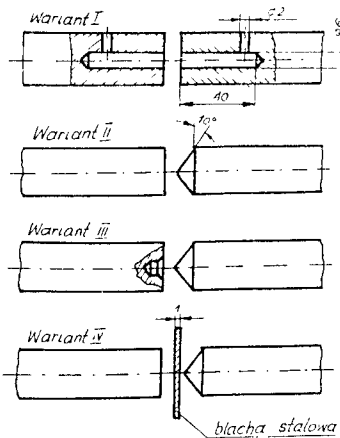
Dla każdego sposobu chłodzenia przeprowadzono 6 prób. Wyniki pomiarów próbek zgrzanych w etapie I podano na rys.6.



Rys.6. Wpływ sposobu chłodzenia na wytrzymałość na rozciąganie próbek zgrzewanych tarciove. Sposób chłodzenia : 1-w powietrzu, 2-w osłonie, 3-w piecu; Skr-skrócenie, Sr-średnica wypływu

4.2. Wybór optymalnego kształtu czół /etap II/

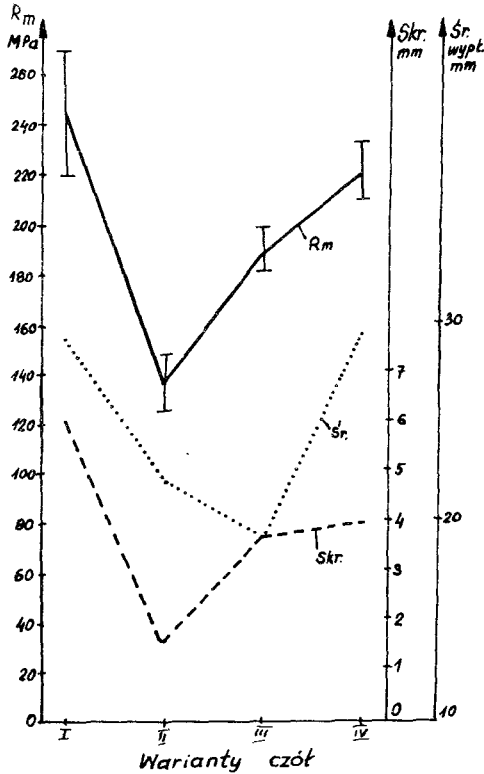
Przyjęto do badań żeliwo sferoidalne w stanie surowym oraz cztery warianty kształtu czół do zgrzewania wg rys.7. Wariant I i II wzięto z pracy [3].



Rys.7. Warianty kształtu czół próbek do zgrzewania

Przyjęcie wkładki ze stali niskowęglowej miało na celu zbliżenie zgrzewania pary żeliwo - żeliwo do zgrzewania pary żeliwo - stal, a przez to zmniejszenie zawartości węgla w obszarze zgrzewania.

Parametry zgrzewania przyjęto takie same jak w etapie I. Przyjęto jednocześnie chłodzenie próbek wg sposobu 3 /ustęp 4.1/. W każdym wariancie wykonano trzy próbki. Wyniki pomiarów R_m , skrócenia Skr oraz średnicy wypłytki $\bar{S}r$ przedstawiono na rys.8.



Rys.8. Wpływ wariantów czół na wytrzymałość na rozciąganie próbek zgrzewanych tarciovo; wariant czół I,II,III i IV wg rys.7

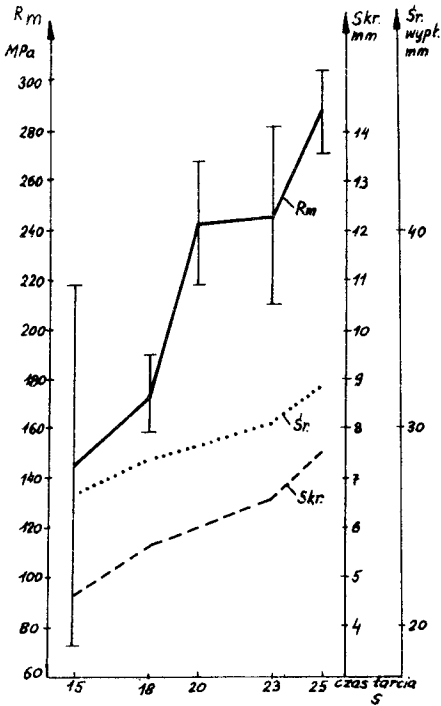
4.3. Określenie optymalnych parametrów zgrzewania dla żeliwa sferoidalnego w stanie surowym /etap III/

Dla optymalizacji parametrów przyjęto tylko zmianę czasu tarcia, pozostawiając inne parametry bez zmian.

Przyjęto pięć czasów zgrzewania: 15, 18, 20, 23, 25 sekund. Dla każdego przyjętego czasu tarcia wykonano po trzy próbki. Badania dla czasu 20 s podano w tabelicy 5 dla etapu I.

Przyjęto żeliwo sferoidalne w stanie surowym i chłodzenie próbek w piecu /sposób 3/ oraz kształt czół wg wariantu I /rys.3/.

Wyniki pomiarów wytrzymałościowych R_m , skrócenia Skr oraz średnicy wypływu $\bar{S}r$ próbek dla różnych czasów tarcia przedstawione są na rys.9.

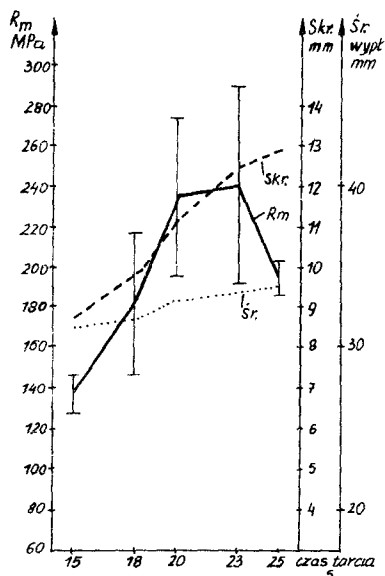


Rys.9. Wpływ czasu tarcia na wytrzymałość na rozciąganie próbek zgrzewanych tarciovo; żeliwo sferoidalne w stanie dostawy /surowe/ Skr -skrócenie, $\bar{S}r$ -średnica wypływu

4.4. Określenie optymalnych parametrów zgrzewania dla żeliwa sferoidalnego ferrytyzowanego /etap V/

W badaniach przyjęto ten sam szereg czasów tarcia jak w etapie III dla żeliwa sferoidalnego w stanie surowym. Pozostałe parametry zgrzewania, kształt czół próbek i sposób chłodzenia były również takie same jak w etapie III.

Wyniki pomiarów wytrzymałości R_m , skrócenia Skr oraz średnicy wypływu $\bar{S}r$ próbek dla różnych czasów tarcia przedstawione są na rys. 10.



Rys.10. Wpływ czasu tarcia na wytrzymałość na rozciąganie próbek zgrzewanych tarciovo; żeliwo sferoidalne ferrytyzowane
 Skr-skrócenie, $\bar{S}r$ -średnica wypływkii

4.5. Obróbka cieplna próbek zgrzewanych /etap V/

4.5.1. Wyżarzanie normalizujące

Próbki zgrzane z żeliwa sferoidalnego w stanie surowym poddano obróbce cieplnej w następujących warunkach:

- nagrzewanie do temperatury austenitizacji 950°C ,
- wygrzewanie w tej temperaturze 3 h ,
- chłodzenie w spokojnym powietrzu do temperatury otoczenia.

Dla zabezpieczenia próbek przed utlenianiem i odwęglaniem wkładano je do pojemników stalowych wypełnionych węglem drzewnym. W celu chłodzenia próbki wyładowano z pojemników.

Próbki zgrzewano przy następujących warunkach:

- sposób chłodzenia po zgrzewaniu - w piecu /sposób 3 wg etapu I/,
- czoła próbek wykonano wg wariantu I /etap II/,
- parametry zgrzewania: $P_t = 29,4 \text{ kN}$, $P_{sp} = 34,3 \text{ kN}$, $t_t = 25 \text{ s}$
 /czas optymalny z etapu III/, $\tau_{sp} = 3 \text{ s}$.

Wyniki pomiarów próbek po wyżarzaniu normalizującym były następujące:
 $R_m = 497 \pm 22 \text{ MPa}$, skrócenie - 8,3 mm, średnica wypływkii - 32 mm.

4.5.2. Wyżarzanie ferrytyzujące

Próbki zgrzane z żeliwa sferoidalnego ferrytyzowanego poddano ponownie obróbce cieplnej ferrytyzującej w warunkach podanych w rozdziale 2.

Próbki zabezpieczono przed utlenianiem i odwęglaniem identycznie jak podczas normalizacji.

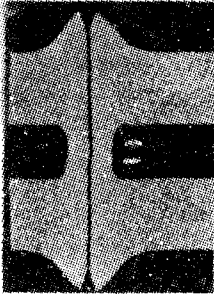
Warunki zgrzewania: poza czasem tarcia t_t , który w oparciu o wyniki z etapu IV, wynosił 23 s /czas optymalny/, inne warunki były takie same jak w punkcie 3.3.1.

Wyniki badania po wyżarzaniu ferrytyzującym były następujące: $R_m = 212 \pm 6$ MPa, skrótzenie $\pm 12,4$ mm, średnica wypłytki - 33,6 mm.

4.6. Wyniki obserwacji złomu, wypłytki, zglądów makro - i mikrostruktury oraz pomiarów twardości

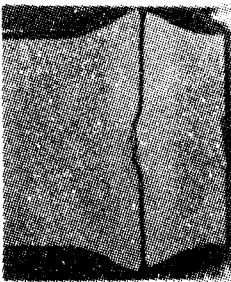
We wszystkich przypadkach złom próbek podczas rozciągania nastąpił w zgrzebinie. Można sądzić, że jedną z przyczyn tego zjawiska było pozostawienie wypływek we wszystkich próbkach, a więc pozostawienie ostrych krawędzi między wypływkami obu części zgrzewanych próbek.

W próbkach z czołami wykonanymi zgodnie z wariantem I /rys.7/, nieprzelotowe otwory w obu częściach próbek zostały zamknięte wypływką na grubość od około 1,3 mm przy zgrzewaniu w czasie 15 s do około 2,3 mm przy czasie zgrzewania 25 s /rys.11/.



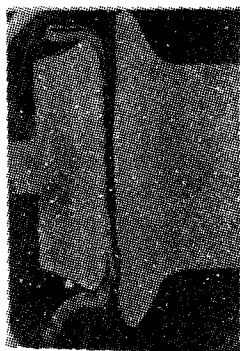
Rys.11. Złącze próbki z etapu III po rozciąganiu widać mostek w otworze, utworzony przez wypływkę wewnętrzną

W próbkach z czołami wg wariantu III /nakiełek i stożek/, cała objętość nakiełka została wypełniona wypływką /rys.12/. Przy tym, wypływka zamalująca nakiełek charakteryzowała się całkowitym zniszczeniem sferoidów manganowych, a osnowa żeliwa wskazywała bardzo silną włóknistość o poprzecznym ułożeniu włókien do osi próbek.



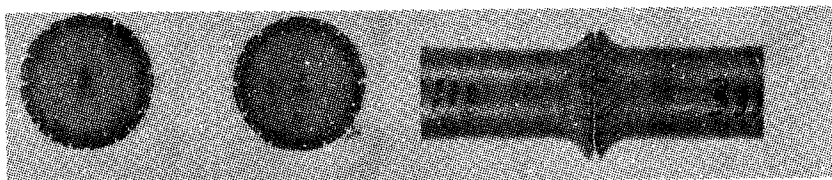
Rys.12. Złącze próbki z etapu II po rozciąganiu, nakiełek znajdujący się w części lewej jest zapełniony wypływką wewnętrzną

W próbkach z przekładką stalową /wariant IV/, przekładka została całkowicie rozłamana na średnicy około 15 mm w środku próbki, natomiast przy krawędziach pozostały pierścienie stalowe o przekroju ostrych klinów, ostrzem skierowanych do środka próbki /rys.13/. Pęknięcie próbki podczas zgrzewania przechodziło po jednej stronie wspomnianego stalowego pierścienia, lecz nie po granicy stal - żeliwo, a przez żeliwo.



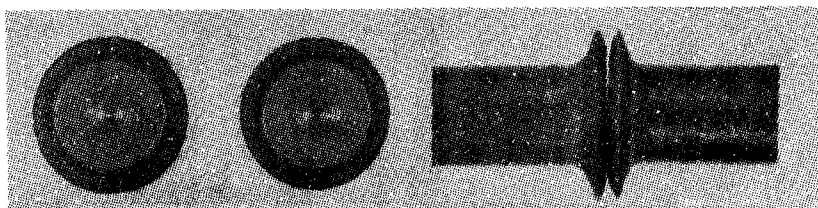
Rys.13. Złącze próbki z etapu II po rozciągnięciu - przy lewej części widać resztki przekładki stalowej

Powierzchnie złomu były szare /krystaliczne/ lub błyszczące. Na złomach próbek zgrzewanych w etapie I, przełom błyszczący występował w środku w obszarze wypłytki wewnętrznej o średnicy około 3 mm /rys.14a/. Podobne obszary występowały na złomach próbek zgrzewanych w etapie II przy czołach



Rys.14a,b. Złomy próbki z etapu I; obszar błyszczący w osi próbki ma średnicę ok. 3 mm

wg wariantu III. Natomiast próbki o czołach wg wariantu II miały centralne obszary błyszczące o średnicach około 5-6 mm. Z kolei złomy próbek o czołach wg wariantu IV /z przekładką stalową/ były całkowicie pozbawione obszarów błyszczących. Największe centralne obszary wystąpiły na złomach próbek z żeliwa ferrytyzowanego /etap IV/ /rys.15a/.



Rys.15a,b. Złomy próbki z etapu IV; żeliwo ferrytyzowane -duży obszar złomu błyszczącego

Wypłytki w próbkach z żeliwa w stanie surowym miały liczne pęknięcia poprzeczne /równoległe do osi próbek/ /rys.14a,b/, z wyjątkiem próbek zgrzewanych w etapie II o czołach wg wariantu II. Pęknięcia wypływek były

głębokie i sięgały z reguły do średnicy początkowej próbek. W próbkach z żeliwa ferrytyzowanego na wypływkach występują nieliczne i bardzo płytkie pęknięcia /poniżej 1 mm/ /rys.15a,b/.

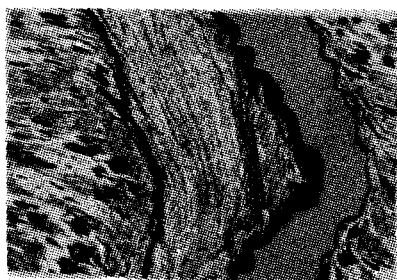
Badania twardości na wzdłużnych przekrojach zgrzein wykazały, że próbki zgrzewane w etapie I i chłodzone w powietrzu oraz w osłonie mają w pobliżu powierzchni zgrzania twardość sięgającą do 600 HV10. We wszystkich innych przypadkach twardość w zgrzeinie nie przekraczała 300 HV10.

W próbkach wykonanych w etapie I z chłodzeniem w powietrzu stwierdzono wystąpienie w pobliżu powierzchni tarcia następujących struktur: martenzytu, perlitu ścisłego /znanego niekiedy troostytem hartowania/oraz cementytu siatkowego /głównie na tle perlitu ścisłego/ i austenitu szczątkowego. W miarę oddalania się od krawędzi złomu /powierzchni zgrzewania / zawartość perlitu ścisłego i cementytu siatkowego szybko maleje do zupełnego zaniknięcia. W próbkach wykonanych w etapie I, lecz chłodzonych w osłonie, struktura jest niemal identyczna. Nie zauważa się różnic w porównaniu z poprzednimi próbkami. Natomiast w próbkach z etapu I, chłodzonych w piecu, stwierdzono wystąpienie sorbitu, którego cementyt kulkowy ma często pomartenzytyczny układ, oraz ferrytu. We wszystkich próbkach z etapu I, przy krawędzi złomu /przy powierzchni zgrzewania/ występują w wielu miejscach cienkie / o grubości 0,1-0,3 mm/ warstewki z całkowicie rozbitym i rozdrobnionym do wielkości kilku mikrometrów grafitem. We wszystkich przypadkach próbek z etapu I, w strukturze żeliwa, w pobliżu powierzchni zgrzania, spotyka się śladowe wydzielenia ledeburytu płytkowego.

W próbkach z etapu II wg wariantu II, II i IV, struktura osnowy żeliwa jest podobna jak w próbkach z etapu I, chłodzonych w piecu, a więc sorbityczna. W środku próbki, o czołach wg wariantu II, na średnicy około 7 mm występuje obszar o całkowicie rozbitym i roztartym graficie. Drobne cząstki grafitu mają wymiary od 0,1 do 10 μm i ich wielkość oraz zawartość maleje przy zbliżaniu się do krawędzi złomu /powierzchni zgrzewania/. Grubość tego obszaru wynosi 0,9 mm w osi próbki i maleje do zera na średnicy 7 mm. Obszar ten wykazuje silnie odkształconą, pasmową i pofalowaną budowę. Drobne cząstki grafitowe ułożone szeregowo w osnowie sorbitu nadają strukturze charakter pasmowości. Ten rodzaj struktury występuje przy krawędzi złomu również w próbkach o czołach wg wariantu III i IV. W próbce z czołami wg wariantu IV przekładka stalowa została roz-tarta na średnicy około 14 mm. Drobne fragmenty przekładki w formie bardzo płaskich płytek o grubości od 0,01 do 0,1 mm są rozmieszczone równolegle do krawędzi złomu w środkowym obszarze zgrzeiny. Z przekładki pozostał pierścień o przekroju klinowym skierowany ostrzem do osi próbki /rys.13/. Pierścień przekładki jest nawęglony powierzchniowo do niewielkiej zawartości na jej zewnętrznej średnicy i do zawartości około 1,4% w obszarze ostrza. Płaskie fragmenty przekładki występujące w żeliwie w obszarze środka próbki są nawęglone do zawartości 1,4-1,6%. Występuje w nich sorbit oraz gruby cementyt siatkowy i iglasty. Struktura żeliwa w pobliżu zgrzeiny jest sorbityczna. W strukturze żeliwa spotyka się wydzielenia ledeburytu.

W próbkach z etapu III nie stwierdza się wyraźnych różnic między strukturą próbek zgrzewanych w różnym czasie od 15 do 25 s. Jedynie ilość wydzielań ledeburytu płytкового i jego zawartość wzrasta ze zwiększeniem tego czasu. Lecz nawet przy czasie zgrzewania 25 s, jego zawartość nie osiąga 1%. Na krawędzi złomu widoczne są obszary z rozbitym i rozdrobnionym grafitem o budowie pasmowej i kierunku pasm równoległym do powierzchni zgrzewania. Obszary te mają nieznaczną grubość - około 0,1 mm.

Charakterystycznymi cechami struktury próbek z etapu IV jest zwiększona zawartość ferrytu w obszarach wystąpienia sorbitu oraz wystąpienie w środkowej części zgrzeiny obszarów w formie stożków, z rozdrobnionym do wielkości kilku mikrometrów grafitem. Grubość tych obszarów zmienia się od 0,3 mm dla próbki przy czasie zgrzewania 18 s do 8 mm przy czasie zgrzewania 25 s /rys.16/.



Rys.16. Mikrostruktura w osi próbki z etapu IV. Na lewej części próbki widać fragment stożka o całkowicie rozdrobnionym graficie i wyraźnej pasmowości. Poza stożkiem widać wypływkę zapewniającą otwór w próbce o pasmowości równoległej do osi próbki, to samo w prawej części próbki; próbka po próbie rozciągania; powiększenie 40x

We wszystkich próbkach występuje odkształcenie osnowy prowadzące do otrzymania w pobliżu powierzchni zgrzania budowy pasmowej. Również grafit ulega odkształceniu, lecz w pobliżu powierzchni zgrzania często spotyka się całkowicie sferoidalne wydzielania bez śladu odkształcenia. Częściowo odkształcone sferoidy przyjmują na zglądach charakterystyczne formy, będące jakby wynikiem przenikania kuli z dyskiem /przecinającym kulę na jej średnicy/ przy czym o stopniu odkształcenia może świadczyć średnica dysków.

5. ANALIZA WYNIKÓW

Z rysunku 6 wyraźnie widać, że zmniejszenie prędkości chłodzenia próbek po zgrzewaniu przez zastosowanie osłony, a szczególnie przez stopniowe chłodzenie w piecu, prowadzi nie tylko do zwiększenia wytrzymałości złączy, ale również do zmniejszenia przedziału ufnosci. Widoczne na rysunku 6 zmniejszenie się wartości średniego skrócenia i średnicy wypływki należy uznać za pozorne. Ze zmniejszeniem się bowiem prędkości chłodzenia, następowało zwiększenie grubości powierzchniowej warstwy utlenionej, o większej objętości właściwej.

Rysunek 8 wskazuje na rolę czołh na wytrzymałość na rozciąganie. Najlepsze wyniki osiągnięto przy czołh wg wariantu I, co jest zgodne z doświadczeniami zamieszczonymi w pracy [3], najmniejsze zaś przy czołh wg

wariantu II. Wykonanie nakiełka na jednej części próbek zgrzewanych /wariant III/ podnosi wyraźnie wytrzymałość na rozciąganie w stosunku do prób wg wariantu II. Również wprowadzenie przekładki stalowej /wariant IV/ prowadzi do podwyższenia wytrzymałości, lecz należy zwrócić uwagę na to, że złącza z przekładkami stalowymi wykonane zostały przy czasie tarcia $\tau_t = 25$ s, a pozostałe przy czasie tarcia $\tau_t = 20$ s. Z rysunku 8 widać również, że między wartością wytrzymałości na rozciąganie R_m a wartością strócenia występuje prosta zależność, czego nie ma przy porównaniu wartości R_m i średnicy wypłytki.

Z rysunków 9 i 10 widać, że przedłużenie czasu zgrzewania od 15 do 23 s dla obu gatunków żeliwa sferoidalnego /perlityczno-ferrytycznego i ferrytyczno-perlitycznego/ powoduje ciągłe zwiększenie wytrzymałości na rozciąganie. W próbkach z żeliwa sferoidalnego w stanie surowym /87% perlitu/ przedłużenie czasu zgrzewania do 25 s spowodowało dalsze zwiększenie wytrzymałości R_m , natomiast w żeliwie ferrytyzowanym /27% perlitu/ znaczy jej zmniejszenie. Charakterystyczne jest podobieństwo zmian R_m w funkcji czasu od 15 do 23 s dla obu gatunków żeliwa. Badanie statystyczne, wykazało że między średnimi wartościami R_m obu gatunków żeliwa dla każdego czasu zgrzewania 15, 18, 20 i 23 s, nie ma istotnej różnicy na poziomie prawdopodobieństwa 0,9. Należy zatem mniewać, że w tych warunkach zgrzewania rodzaj struktury osnowy żeliwa sferoidalnego nie miał wpływu na osiągniętą po zgrzewaniu wytrzymałość na rozciąganie, co jest sprzeczne z doświadczeniami przedstawionymi w pracy [3]. Znacząca różnica występuje dopiero przy czasie zgrzewania 25 s.

Skrócenie s i wartości średnic wypłytki powiększają się w miarę wzrostu czasu zgrzewania dla obu gatunków żeliwa, lecz dla żeliwa ferrytyzowanego są one zdecydowanie większe aniżeli dla żeliwa w stanie surowym.

Badania mikrostruktury wyjaśniają niektóre zjawiska towarzyszące zgrzewaniu żeliwa sferoidalnego.

Występujący w bezpośredniej bliskości zgrzeiny perlit ścisły /troostyt/, jak również zmniejszenie się zawartości rozartych i rozdrobnionych ziaren grafitu w obszarach, w których sferoidy grafitowe zostały rozbite, w miarę zbliżania się do powierzchni zgrzeiny, świadczy o zmniejszeniu się zawartości węgla w obszarze złącza. Należy sądzić, że grafit który znajduje się bezpośrednio na powierzchniach trących się zostaje w trakcie zgrzewania usunięty poza przestrzeń zgrzewania, gdzie w otoczeniu powietrza ulega spaleni. Rzeczywiście podczas zgrzewania żeliwa obserwuje się iskrzenie.

Pojawienie się w pobliżu zgrzeiny cementytu siatkowego nie wiąże się zasadniczo z procesem odwęglania. Jest to rezultat szybkiego chłodzenia nawęglonego austenitu, podczas którego nadmiar węgla usuwający się z przesyconego austenitu tworzy zarodki i ziarna nierównowagowego cementytu, zamiast tworzenia się zarodków i ziaren grafitu. Tworzenie zarodków cementytu jest energetycznie łatwiejsze aniżeli zarodków grafitu, przy których składowa odkształcenia sprężystego osnowy ma bardzo dużą wartość.

Pojawienie się cementytu siatkowego osłabia własności wytrzymałościowe osnowy żeliwa sferoidalnego.

Pojawienie się w pobliżu zgrzeiny ledeburytu płytkowego świadczy o nadtopieniu niektórych mikroobszarów żeliwa. Ledeburyt jest składnikiem wybitnie pogarszającym wytrzymałość złącza. Jednakże jego zawartość jest stosunkowo mała, zatem ten negatywny wpływ ledeburytu jest słaby. Świadczy o tym wzrost wytrzymałości złączy ze wzrostem czasu tarcia i jednocześnie ze wzrostem zawartości ledeburytu.

Zmiana szybkości chłodzenia złączy w etapie I powodowała, jak przedstawiiono w wynikach, zwiększenie wytrzymałości na rozciąganie. Jednakże przy sposobie 3 /Chłodzenie w piecu/, otrzymana w obszarze zgrzeiny struktura sorbityczna wskazuje, że nastąpiło w tym przypadku wysokie odpuszczenie struktury martenzytycznej. Zatem w czasie wyjmowania ze zgrzewarki i jej przeniesienia do pieca, nastąpiło schłodzenie jej do temperatury niższej od M_s żeliwa. Zatem sposób ten nie spowodował zmniejszenia szybkości chłodzenia, a jedynie usunął niebezpieczne naprężenia wewnętrzne oraz zapewnił wysokie odpuszczenie martenzytu, co w sumie doprowadziło do znacznego zwiększenia własności wytrzymałościowych.

W zgrzeinie próbek żeliwa powstaje struktura pasmowa /włóknista/, często ułożona poprzecznie do osi próbek. Opis tej struktury przedstawili autorzy publikacji [3]. W otworach nieprzelotowych powstaje również struktura pasmowa wypłytki wewnętrznej o pasmowości równoległej do osi próbki. Wiadomo, że struktury pasmowe, a w szczególności włókniste, cechują się silną anizotropią właściwości mechanicznych, potęgowaną dodatkowo w żeliwie przez odkształcenie grafitu sferoidalnego. W związku z tym, osiągnięcie w złączy zgrzewnym żeliwa sferoidalnego z żeliwem, a nawet ze stałą wytrzymałości żeliwa w stanie surowym będzie bardzo trudne, ale jak wykazały niniejsze doświadczenia, wytrzymałość złącza można znakomicie poprawić przez odpowiednią obróbkę cieplną. Za przyczynę spadku wytrzymałości na rozciąganie żeliwa ferrytyzowanego po czasie tarcia 25 s należy unąć powstanie w zgrzeinie stosunkowo grubej /0,8 mm/ i rozległej /średnica 6,4 mm/ warstwy żeliwa o włóknistej budowie i kierunku włókien prostopadłym do osi próbek /rys.16/.

Fakt wystąpienia w próbkach z czołami wg wariantu II nierównomiernej struktury złącza wzdłuż średnicy złącza, świadczy o dużej różnicy temperatury, która w środku próbki była znacznie wyższa aniżeli na jej krawędziach. Wynika stąd wniosek, że kąt stożka wynoszący 10° jest za duży i powinien być zmniejszony.

Jednakowa wytrzymałość żeliwa przy czasie zgrzania od 15 do 23 s, mimo różnej struktury początkowej /perlityczno-ferrytycznej lub ferrytyczno-perlitycznej/, świadczy o tym, że osnowa żeliwa ferrytycznego w czasie tarcia nawęgła się z grafitu do prawie takiej wartości, jaką ma w tych warunkach żeliwo surowe. Stąd, mimo różnej struktury początkowej żeliwa w stanie surowym i ferrytyzowanego, ma ono w złączy zgrzanym prawie jednakową strukturę i jednakową wytrzymałość, jeżeli czas zgrzewania nie przekracza 23 s.

Obróbka cieplna zgrzewanych złączy z żeliwa sferoidalnego prowadzić może do różnych rezultatów. Wyżarzanie normalizujące pozwoliło na prawie dwukrotne zwiększenie wytrzymałości na rozciąganie próbek z żeliwa sfero-

idalnego w stanie surowym, co należy uznać za rezultat bardzo dobry. Natomiast ponowne wyżarzanie ferrytyzujące próbek z żeliwa sferoidalnego ferrytyzowanego przyniosło raczej obniżenie wytrzymałości w stosunku do wytrzymałości osiągananej bezpośrednio po zgrzewaniu.

6. WNIOSKI

Przeprowadzone badania należy uważać za rozpoznawcze i można wnosić, że możliwe jest zgrzewanie żeliwa sferoidalnego z żelitem sferoidalnym, wymagać to jednak będzie przeprowadzenia poszerzonych badań, a mianowicie badań dotyczących:

- a/ stosowania sposobów zmniejszenia prędkości chłodzenia. Należy sądzić, że chłodzenie w piecu będzie w bardzo wielu przypadkach niemożliwe do wykonania. Należy zatem szukać możliwości stosowania efektywnych osłon,
- b/ dalszego poszukiwania najbardziej odpowiedniego kształtu czoł i ewentualnego stosowania przekładki stalowej, której obecność należy uważać za korzystną. Wykonanie otworów nieprzelotowych z ich odpowietrzeniem może być w wielu przypadkach niemożliwe lub trudne do wykonania,
- c/ dalszego i szerokiego poszukiwania optymalnych parametrów zgrzewania, w szczególności nad ustaleniem wzajemnej zależności między siłą tarcia a czasem tarcia,
- d/ zgrzewania pary żeliwo sferoidalne stal, z uwzględnieniem w procesie badawczym czynników omawianych wyżej.

LITERATURA

- [1] Ciechanowska-Brysiak M.: Zgrzewanie tarciove żeliwa szarego zwykłego. Praca dyplomowa, Wydział Mechaniczny ATR w Bydgoszczy 1985
- [2] Dette M., J.von Hirsch: Reibschweissen von Konstruktionen aus Kugel - grafitguss mit Stahlteilen. Schweissen und Schneiden 42, z.11, 578-581 1990
- [3] Kacpszak W., Lassociński J.: Badania możliwości zgrzewania tarciovego żelii sferoidalnych. Przegląd Spawalnictwa, nr 9, 205-208, 1976
- [4] Michalski R., Kamiński Z.: Zgrzewanie tarciove. WNT, Warszawa 1975
- [5] Oleszycki H.: Rola zabiegów cieplnych w kształtowaniu struktury perlitycznej i właściwości mechanicznych niestopowego żeliwa sferoidalnego. Rozprawy nr 7, ATR w Bydgoszczy 1982
- [6] Richter H., Patzkill A.: Uebertragung von Mikroreibschweissversuchen auf Bauteilgrosse Proben am Beispiel der Werkstoffkombination Baustahl /Gusseisen mit Kugelgrafit. Schweissen u. Schneiden 37, 2, 60-65 1985
- [7] Tolke P.: Schweissen von Eisen-Kohlenstoff-Gusswerkstoffen. Zeitschrift für Schweissttechnik, nr 10, 275-290, 1975

FRICTION WELDING OF SPHEROIDAL CAST IRON

Summary

Researches on joints of spheroidal cast iron with spheroidal cast iron were carried out. The joints were obtained with the application of the friction welding method. It was found out that the reduction of the cooling speed of the joints due to applying shields or cooling in the furnace causes the increase of their strength by partial or total tempering of martensite. The prolongation of the friction time from 15 to 23 seconds leads to the constant increase to tensile strength, and that strength is identical at any point of friction regardless of the initial state of the structure of cast iron: raw and ferritic. Heat refining almost doubles the tensile strength of the joints, but ferritic annealing decreases it.

Zdzisław Ławrynowicz

PRZEMIANA BAINITYCZNA JAKO FORMA PRZEMIANY EUTEKTOIDALNEJ

W artykule dokonano przeglądu morfologii i kinetyki powstawania bainitu. Zaprezentowano aktualny stan dwóch podstawowych definicji bainitu /tj. definicji mikrostrukturalnej i kinetycznej/. Bainit, według definicji mikrostrukturalnej, jest produktem eutektoidalnego rozpadu, powstałym za pomocą dyfuzyjnego, niekooperacyjnego, konkurencyjnego mechanizmu wzrostu dwóch faz. Według definicji kinetycznej, przemiana bainityczna jest ograniczona do zakresu temperatur znacznie niższego od temperatury eutektoidalnej. Ostatnie badania wykazały, iż zjawisko niepełnej przemiany nie występuje zawsze w czasie przemiany bainitycznej. Przedstawiono zasadnicze sprzeczności między tymi dwoma definicjami.

1. WPROWADZENIE

Przemiana bainityczna jest najmniej rozumiana ze wszystkich przemian austenitu w stalach. Złożoność kinetyki i mechanizmu powstawania bainitu oraz widoczna różnorodność jego mikrostruktury może nawet prowadzić do rozbieżności przy właściwym zdefiniowaniu bainitu. Jednakże, dobrze znana różnica w rozmieszczeniu węglików między bainitem utworzonym w wyższej i niższej temperaturze, która istnieje w większości stali mianowicie wydzielania międzylistwowe i wewnątrzlistwowe, pozwala na wprowadzenie klasycznego i użytecznego podziału na bainit górny i dolny [9, 23].

Ponieważ bainit tworzy się w zakresie temperatur dzielącym dyfuzyjne /odbudowujące - reconstructive/ przemiany $\gamma \rightarrow \alpha$ i $\gamma \rightarrow$ perlit, oraz bezdyfuzyjną /suwliwą - displacive/ przemianę martenzytyczną, istnieje naturalna potrzeba odniesienia przemiany bainitycznej do wymienionych przemian. Doprowadziło to do bardzo kontrowersyjnej debaty dotyczącej mechanizmu tworzenia się bainitu, która od początku lat 70 trwa do chwili obecnej i która doprowadziła do wyodrębnienia dwu zasadniczych szkół.

Przedstawiciele jednej szkoły myślenia twierdzą, że ferryt, jako zasadniczy składnik bainitu, tworzy się poprzez cały zakres przemiany bainitycznej za pomocą dyfuzyjnego mechanizmu stopniowego /ledge mechanism/ analogicznego do zaproponowanego dla tworzenia się przedutektoidalnego ferrytu Widmanstättena [19]. Uważa się, że zawartość węgla w tym ferrycie znajduje się między ekstrapolowanymi do temperatur zakresu bainitycznego liniami $\alpha/\alpha + \text{Fe}_3\text{C}$ i $\alpha/\alpha + \gamma$ wykresu układu równowagi Fe-Fe₃C, a bainityczne węgliki tworzą się głównie na granicy międzyfazowej α/γ [19]. Ażeby wyjaśnić istnienie zatoki na wykresach CTP w temperaturze B_S /bainite

start/, odwołano się do modelu wleczenia domieszek /solute drag model/ [4]. Utrzymuje się również, że zjawisko niepełnej przemiany /incomplete reaction phenomenon/ nie jest zjawiskiem generalnie towarzyszącym przemianie bainitycznej [31].

Reprezentanci przeciwnej szkoły myślenia uważają przemianę bainityczną za przemianę z suwliwą granicą /displacive transformation/, kontrolowaną zasadniczo przez szybkość, z jaką zmiana składu chemicznego osiągana jest poprzez usuwanie węgla do otaczającego austenitu, lub przez inne procesy kontrolujące szybkość przemiany, np. relaksację energii odkształcenia [11,19]. Uważa się, że granica międzyfazowa austenit /ferryt posiada taki sam charakter jak podczas przemiany martenzytycznej. Zatem, ferryt - czny składnik bainitu tworzy się przesycony węglem, który w dolnym bainicie jest usuwany poprzez wydzielanie węglików wewnątrz ferrytu [44]. Przemiana ta jest analogiczna do samoodpuszczania martenzytu. Stąd temperaturę B_s wyznacza punkt przecięcia dwu oddzielnych krzywych "C" dla przemian zachodzących w/g fundamentalnie różnych mechanizmów /dyfuzyjna i zachodząca mechanizmem ścinania/ [10].

W artykule tym przemiana bainityczna została przedstawiona jako nie-płytkowy, niekooperacyjny /noncooperative/ produkt przemiany eutektoidalnej, tworzący się za pomocą dyfuzyjnego mechanizmu stopniowego, w porównaniu do płytkowego, kooperacyjnego /cooperative/ produktu, jakim jest perlit. Bainit tworzący się w/g mechanizmu z suwliwą powierzchnią międzyfazową został omówiony w innej publikacji [33].

2. PRÓBY ZDEFINIOWANIA BAINITU

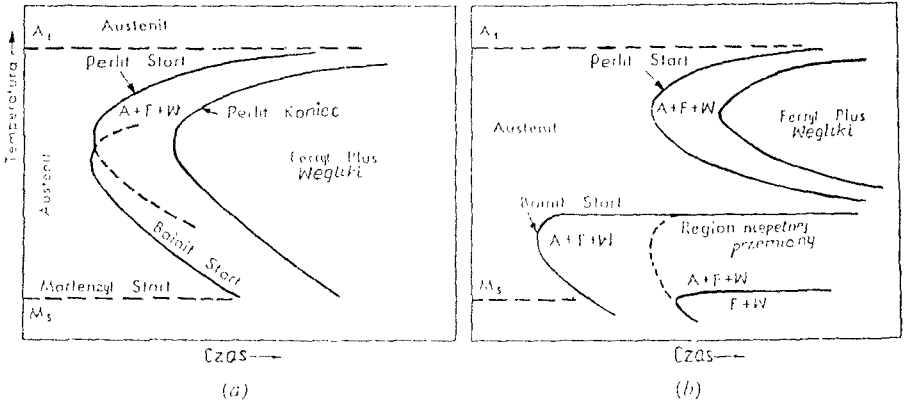
Ponieważ istnieją kontrowersje dotyczące mechanizmu przemiany bainitycznej, bainit jest definiowany w kategoriach zasadniczych charakterystyk doświadczalnych, z których należy mechanizm ten wyprowadzić. Obecnie w użyciu są przynajmniej trzy główne definicje bainitu, każda zawierająca różną grupę zjawisk zachodzących podczas przemiany bainitycznej [6]. Zatem, produkt przemiany, który w/g jednej definicji mógłby być opisany jako bainit, może nie zostać tak sklasyfikowany w/g pozostałych definicji.

1. Definicja ogólnej kinetyki przemiany [18,20] traktuje bainit jako posiadający swoją własną krzywą-C na wykresie CTP. Najwyższa temperatura krzywej "C" oznaczona jest jako kinetyczna temperatura początku przemiany bainitycznej, lub B_s . Temperatura ta znajduje się zazwyczaj 100-300°C poniżej temperatury eutektoidalnej. Ułamek austenitu, który przemienia się na bainit, wzrasta z obniżaniem temperatury przemiany izotermicznej oraz z wydłużeniem czasu izotermicznej przemiany. Przemiana jednak nie zachodzi do końca, co znane jest jako zjawisko niepełnej przemiany /incomplete transformation phenomenon/.

2. Uogólniona mikrostruktura definicji określa bainit jako produkt dyfuzyjnego zarodkowania i konkurencyjnego stopniowego /ledgewise dyfuzyjnego wzrostu dwu faz obejmujących produkty przemiany eutektoidalnej /ferryt i cementyt/. Zatem mikrostrukturalnie bainit jest określony jako niepłytkowy, niekooperacyjny produkt przemiany eutektoidalnej [1]. Definicja ta obejmuje mieszaniny ferrytu i węglików szeregowych /interphase boundary carbides/ utworzone powyżej i poniżej T_b /temperatury zatoki na wykresie CTP/. Bainit zatem nie jest ograniczony do temperatury poniżej T_b , lecz może występować w zakresie temperatur eutektoidu [38]. Termicznie aktywowana dyfuzja pojedynczych atomów jest tu jednostkowym atomowym procesem.
3. Definicja powierzchniowego reliefu określa bainit jako płytkowo ukształtowany produkt przemiany fazowej odbywającej się na drodze ścinania, zazwyczaj powyżej temperatury M_s lub nawet M_d [27]. Powstały efekt reliefu, gdy płytka tworzy się przy powierzchni przedmiotu, spowodowany jest odkształceniem z niezmienniczą płaszczyzną /invariant plane strain - IPS/. Według tej definicji, jednoczesny lub wysoce skoordynowany, nie aktywowany termicznie poślizg atomów poprzez przemieszczającą się granicę międzyfazową, jest jednostkowym atomowym procesem. Definicja bainitu na podstawie reliefu powierzchni, wielokrotnie krytykowana jako zasadniczo błędna [13,28], nie została przeanalizowana w dalszej części artykułu.

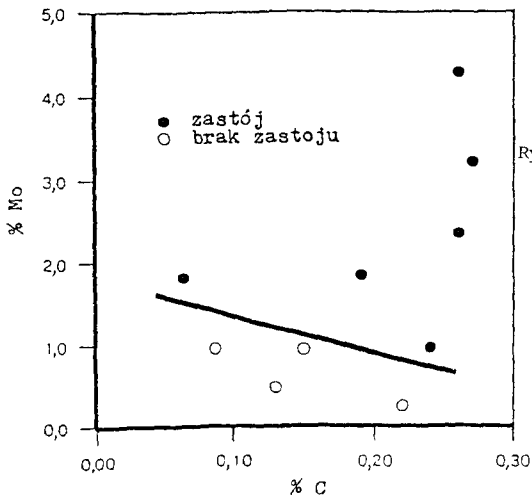
3. KINETYCZNA DEFINICJA BAINITU

Według kinetycznej definicji bainitu, przemiana bainityczna jest ograniczona do temperatur leżących około 100-300°C poniżej zakresu eutektoidalnego. Gdy zolizamy się do górnej granicznej temperatury tego zakresu, tj. kinetycznej B_g , przemiana bainityczna staje się coraz bardziej niekompletna, zatrzymując się całkowicie w tej temperaturze. Ponieważ brak przemiany bainitycznej powyżej kinetycznej B_g został potwierdzony, centralną kwestią jest uniwersalność zjawiska niecałkowitej przemiany [18]. Brak niepełnej przemiany w niektórych niskostopowych stalach, oraz w stopach Fe-C, przypisywany jest na ogół maskowaniu przemiany bainitycznej poprzez wydzielanie perlitu. Wybres CTP na rysunku 1a ilustruje tę sytuację [18]. Rysunek 1b pokazuje, że w przypadku stali dostatecznie stopowej /zawierającej szczególnie dodatek węglidotwórczych pierwiastków/, krzywe-C dla perlitu i bainitu są odseparowane i niepełna przemiana może zostać łatwo zaobserwowana. Jednakże, w stalach zawierających dodatki silnie węglidotwórczych pierwiastków, górna krzywa-C nie odpowiada przemianie perlitycznej ani w obszarze zatoki, ani w znacznym zakresie temperatur powyżej zatoki. Obecność perlitu, jeżeli w ogóle możliwa, ograniczona jest tylko do najwyższych temperatur, natomiast powszechna jest obecność nieperlitycznego eutektoidu /szeregowego i włóknistego/ [7,8,32,42]. Stąd powstawanie perlitu nie komplikuje obserwacji niecałkowitej przemiany w stopach ta-

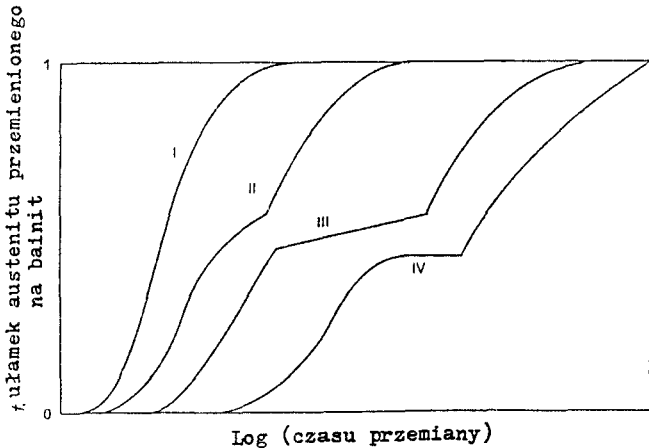


Rys.1. a/ wykres CTP_i, na którym obszary perlitu i bainitu zachodzą na siebie, b/ wykres CTP_i, na którym regiony perlitu i bainitu są odseparowane do oddzielnych zakresów temperatur, wewnątrz których występują [18]

kich, jak np. Fe-C-Mo lub Fe-C-V. W temperaturach powyżej zatoki, krzywa izotermicznej przemiany /ułamek przemienionego austenitu względem log.czasu przemiany/ posiada charakterystyczny kształt litery S /sigmoidalny lub tzw. "Johnsona-Mehla"/ [24]. Natomiast sposób, w jaki przemiana przebiega w stopach Fe-C-Mo, jest bardziej złożony aniżeli wcześniej sądzono [38]. Obecność zastoju przemiany /transformation stasis/ w temperaturach poniżej T_D zależna jest od zawartości Mo i C w stopie [42]. Poniżej minimalnej progowej zawartości Mo i C, zastój przemiany nie występuje /rys.2/ [38]. Dla składu stopu zapewniającego wystąpienie niepełnej przemiany, w temperaturze poniżej zatoki T_D , przemiana zachodzi w trzech wyraźnych etapach, z których środkowy posiada zerowe nachylenie, jak zaznaczono na rysunku 3



Rys.2. Obszar występowania zastoju przemiany w stopach Fe-C-Mo. Tylko dla składu stopów położonego powyżej ciemnej linii występuje zastój przemiany w temperaturach tuż poniżej zatoki na wykresie CTP_i [38]

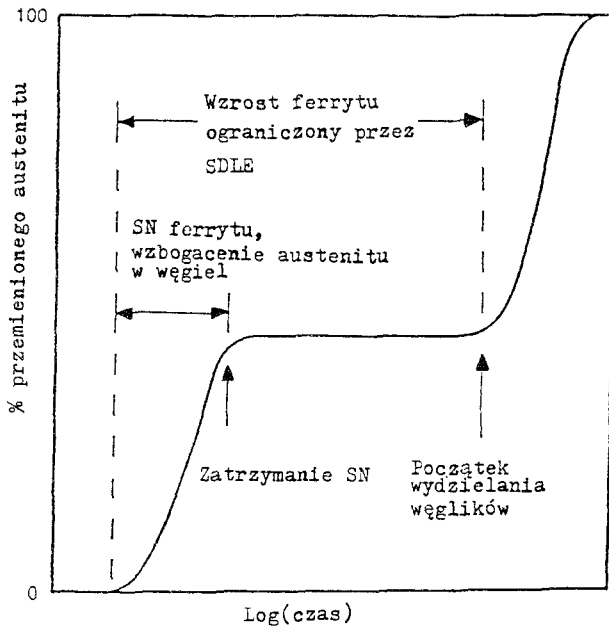


Rys.3. Schemat czterech typów krzywych kinetycznych przemiany bainitycznej, zaobserwowanych w temperaturach poniżej kinetycznej B_s w stopach Fe-C-Mo [6]

/krzywa IV/ [6]. Przedział czasu, w którym $df/d\log t$ /gdzie f jest % bainitu, t jest czasem przemiany/ jest równe zero, został nazwany zastojem przemiany /transformation stasis/ [6]. Jest to równoznaczne ze zjawiskiem niecałkowitej przemiany określonym przez Griffiths'a [16], czyli podczas takiego zastoju przemiana austenitu na bainit może być określona jako niepełna. Zastój przemiany /transformation stasis/ wymaga jednoczesnego zahamowania zarodkowania i wzrostu powstającej fazy [16]. Różni się zatem od zastoju wzrostu /growth stasis/, podczas którego zahamowany jest jedynie wzrost [42].

Skwencję przemiany bainitycznej tuż poniżej T_b , zaproponowaną przez Reynoldsa [38], pokazano schematycznie na rysunku 4 /odpowiada krzywej IV na rysunku 3/. Zarodkowanie ferrytu rozpoczyna się od granic ziaren austenitu, lecz z powodu "sympathetic nucleation" /zarodkowanie "bok do boku" lub "wierzchołek do wierzchołka"/ przemiana postępuje raczej w kierunku wnętrza ziaren austenitu niż wzdłuż granic ziaren. Nysycenie miejsc zarodkowania nie występuje w tych okolicznościach. Przeciwnie, powstanie nowych kryształów ferrytu zwiększa całkowitą powierzchnię granic $\alpha : \gamma$ i tym samym tworzy dodatkowe miejsca zarodkowania [38]. Połączenie wysokiej szybkości zarodkowania i szybkości wzrostu ferrytu prowadzi do stromo nachylonej krzywej kinetycznej I etapu przemiany w temperaturze poniżej T_b . Szybki wzrost ferrytu opóźnia również zarodkowanie węglików na granicach $\alpha : \gamma$ poprzez skrócenie średniego okresu "trwania" powierzchni tarasów pomiędzy kolejno przemieszczającymi się stopniami wzrostu. Dalszą konsekwencją przemiany jest wzbogacenie w węgiel pozostałego austenitu, co powoduje zatrzymanie zarodkowania bok do boku i rozpoczęcie drugiego etapu przemiany, z mniej stromo nachyloną krzywą kinetyczną.

^x "Sympathetic nucleation" zostało zdefiniowane jako zarodkowanie kryształu na granicy międzyfazowej innego wydzielanego kryształu tej samej fazy

Sekwencja przemiany poniżej T_b 

Rys.4. Schematyczne przedstawienie sekwencji przemiany w temperaturach tuż poniżej T_b [38]

Gdy nastąpi zatrzymanie zarodkowania bok do boku, każde zwiększenie objętościowej zawartości ferrytu może nastąpić tylko w wyniku wzrostu już istniejących kryształów ferrytu. Ponieważ wzrost ferrytu ograniczony jest przez efekt wleczenia /SDLE - solute drag-like effect/ [1], kinetyka przemiany jest znacznie wolniejsza w drugim etapie przemiany.

W swojej obecnej formie, efekt wleczenia /SDLE/ polega na stopniowym "zagarnianiu" nierównowagowej zawartości składnika stopowego przez ruchliwe odcinki przemieszczającej się granicy $\alpha:\gamma$ [15,38]. Odcinki te muszą być niekoherentne [2,41].

Reynolds sugeruje [39], że zastój przemiany może wystąpić po spełnieniu dwóch warunków: efekt wleczenia musi na tyle silny, aby powstrzymać wzrost ferrytu, oraz nie powinno zachodzić wydzielanie węglików. Pierwszy warunek sprzyja ponownemu zarodkowaniu ferrytu na nieruchomych powierzchniach $\alpha:\gamma$ granic przy dostatecznie dużej sile pędnej przemiany. Ten sposób zarodkowania /zarodkowanie bok do boku/ jest możliwy w temperaturach poniżej B_s [34,35] i prowadzi do powstania wiązek /pakietów/ ferrytu /ferrite sheaves/ oraz morfologii zdegenerowanego ferrytu Widmanstättena [45]. SDLE jest barierą dla wzrostu ferrytu, co czyni ponowne zarodkowanie ferrytu koniecznym, aby był możliwy dalszy postęp przemiany.

Początkowo występowanie efektu wleczenia odnoszono do granic ziarn [12]. Gdy energia wiązania atomów tworzących roztwór z granicami ziarn była dostatecznie wysoka w stosunku do działającej siły przemieszczającej

te granice, występowało wtedy zjawisko wleczenia tych atomów z granicą w czasie jej migracji. Zatem proces wleczenia jest równoznaczny z procesem obejmującym dyfuzję objętościową [6]. Z drugiej strony, gdy granica międzyfazowa przemieszcza się wskutek procesu dyfuzyjnego, np. podczas wydzielenia z roztworu stałego, długozakresowa dyfuzja objętościowa towarzyszy takiej migracji. Stąd, efekt wleczenia w dostrzegalny sposób obniży kinetykę migracji granicy tylko w przypadku, gdy objętościowy współczynnik dyfuzji kontrolujący wzrost jest kilka rzędów wyższy, aniżeli objętościowe współczynniki dyfuzji określające kinetykę procesów wleczenia [6]. Różnica ta może być osiągnięta tylko w przypadku stopów, w których długozakresowa dyfuzja dotyczy składnika międzywęzłowego, a współczynnik dyfuzji "wleczenia" odnosi się do składników substytucyjnych [6].

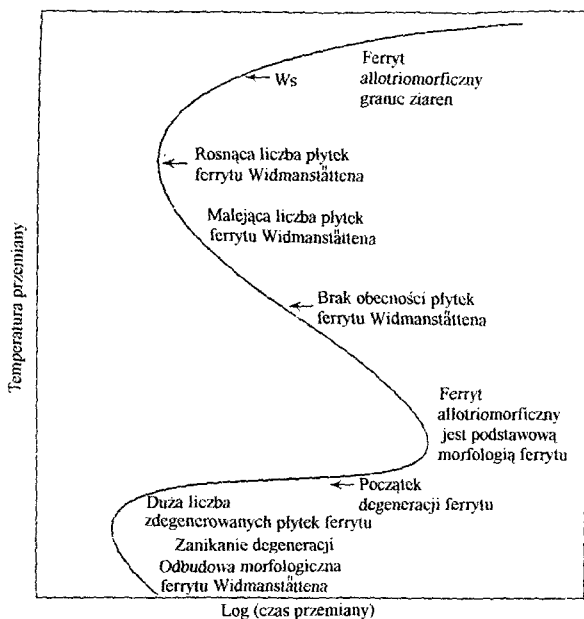
Możliwe jest, że istnieją inne bariery wzrostu ferrytu aniżeli SDLE, np. częściowo koherentne granice $\alpha:\gamma$ są nieruchliwe [41] i muszą przemieszczać się za pomocą mechanizmu stopniowego [26,36,41]. Substytucyjne składniki mogą wpływać na ruchliwość granic $\alpha:\gamma$ poprzez oddziaływanie na kinetykę tworzenia się stopni wzrostu, jak i na szybkość ich migracji. Jednakże, bez względu na to, jaki jest udział SDLE i struktury granicy międzyfazowej w barierze wzrostu, bariera taka jest konieczna dla powstania zastoju przemiany. Bez bariery, przemiana mogłaby być kontynuowana raczej poprzez wzrost już istniejących kryształów ferrytu, aniżeli poprzez konieczne ponowne zarodkowanie nowych [39] ..

Trzeci etap przemiany związany jest z wydzieleniem węglików na granicy międzyfazowej $\alpha:\gamma$ /na nieruchomych powierzchniach tarasów ferrytycznych stopni/ [42] . Wydzielenie węglików wywiera dwójaki efekt na kinetykę przemiany. Po pierwsze, ponieważ węgliki zawierają pewną ilość składnika stopowego, który adsorbują z granicy $\alpha:\gamma$, tym samym redukują efekt wleczenia /SDLE/ [42] . Po drugie, powodują lokalne obniżenie zawartości węgla w austenicie, przez co zwiększają siłę pędną dla wzrostu ferrytu. Razem oba efekty wpływają na przyspieszenie kinetyki przemiany [6].

Dla stopniowo niższych temperatur przemiany, uzyskuje się II i III typ kinetyki przemiany, w których "zastój" nie występuje /rys.3/ [38]. Ostatecznie, dla niższych stopowych stali, lub dla jeszcze niższych temperatur przemiany poniżej B_s , w stalach, w których występuje "zastój", otrzymujemy krzywą kinetyczną typu I /rys.3/. Jest to krzywa kinetyczna typu Johnsona-Mehla.

W stalach Fe-C-Mo morfologia ferrytu i banitu, w zależności od temperatury przemiany, zmienia się tak jak przedstawiono na rysunku 5 [6,38, 45]. Obecność "zatok" na tej krzywej, jak i występowanie zjawiska niepełnej przemiany tłumaczone jest również działaniem efektu wleczenia /SDLE/ [1,38].

Również rodzaj substytucyjnych składników w roztworze odgrywa istotną rolę w procesie występowania zjawiska niepełnej przemiany, np. niepełna przemiany nie była zaobserwowana w stopach Fe-C-Si, Fe-C-Ni oraz Fe-C-Cu [39]. Parametry oddziaływania Wagnera dla Si, Ni, Cu mają wartości



Rys.5. Schemat zmian morfologii ferrytu lub bainitu odniesiony do krzywej początku przemiany na wykresie CTP_i w stalach Fe-C-Mo [6]

albo dodatnie, albo w okolicy zera [46], tak więc te składniki albo zwiększają aktywność węgla w ferrycie i austenicie, albo wywierają na nią mały wpływ. Z drugiej strony, Mn, Cr, a szczególnie Mo obniżają aktywność węgla [46]. Przy nierównowagowej koncentracji w austenicie składników obniżających aktywność węgla obniża się w nim siła pędna wzrostu ferrytu w warunkach pararównowagi [14]. Pararównowaga jest ograniczoną równowagą, w której tylko dla atomów węgla umożliwiona jest dystrybucja między ferrytem i austenitem. Stosunek zawartości atomów substytucyjnych do zawartości atomów żelaza jest taki sam w ferrycie i austenicie. Chemiczny potencjał węgla jest jednakowy w tych dwóch fazach [25]. Gdy aktywność węgla w austenicie w pobliżu granicy $\alpha : \gamma$ osiągnie wartość taką samą jak w dalszej odległości od granicy, czyli powstanie zerowy gradient aktywności węgla w austenicie, rozpoczyna się wtedy "zastój wzrostu" /growth stasis/ [6]. Istnieje jednakże wiele zarzutów w stosunku do teorii SDLE. Przede wszystkim obecność takich składników stopowych, jak Si czy Ni [6], zwiększających aktywność węgla w austenicie, również prowadzi do wystąpienia zatoki na wykresie CTP i zjawiska niepełnej przemiany, czyli zjawisk sprzecznych z teorią SDLE. W przypadku stali krzemowej, zawierającej również 0,3% Cr, wzajemne oddziaływanie Si i Cr mogło być odpowiedzialne za te efekty. Natomiast w stali niklowej, gdzie wzrost ferrytu kontrolowany jest zasadniczo przez dyfuzję węgla w warunkach pararównowagi, obecność Ni powoduje wzrost średniej odległości między stopniami występującymi na powierzchni płytek bainitu, a zatem prowadzi do obniżenia kinetyki wzrostu bainitu [37].

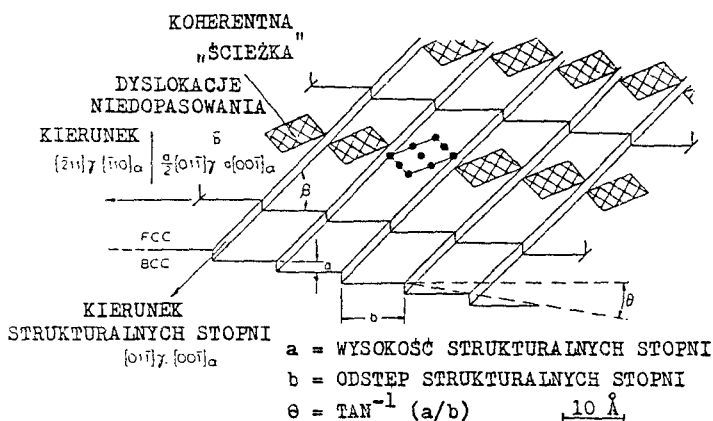
Reasumując, można stwierdzić, iż brak uniwersalności zjawiska niepełnej przemiany, związanego z kinetyczną definicją bainitu, ogranicza zakres jej stosowalności.

4. MIKROSTRUKTURALNA DEFINICJA BAINITU

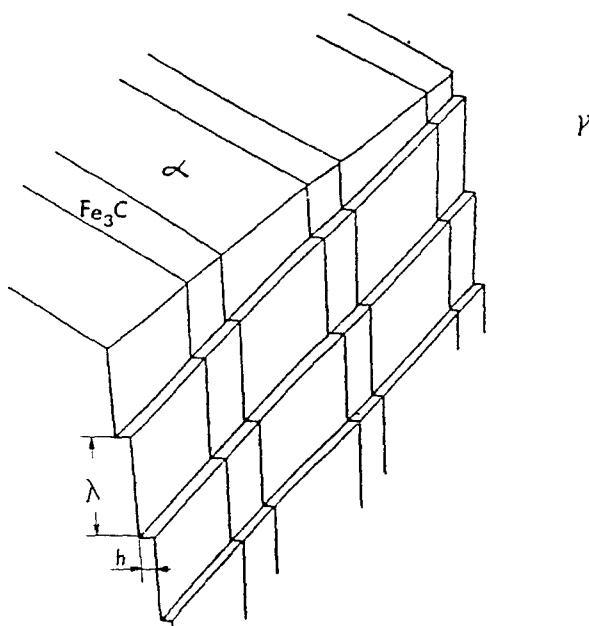
Według tej definicji, przemiana odbywa się za pomocą konkurencyjnego mechanizmu eutektoidalnego rozpadu, stąd bainit jest niepłytkowym produktem niekooperacyjnego sposobu eutektoidalnej przemiany [5,30,43]. Natomiast perlit płytkowy-odwrotnie- jest produktem kooperacyjnego sposobu eutektoidalnej przemiany [6]. Hillert [21] traktował tworzenie się perlitu jako ewolucyjny proces, w czasie którego dwie fazy wytworzone podczas eutektoidalnego rozpadu "uczą się" jak rosnąć razem w dyfuzyjny kooperacyjny sposób. Ten proces "uczenia się" był możliwy poprzez niekoherentne granice wydzielających się faz, szczególnie fazy przedutektoidalnej, inicjującej przemianę eutektoidalną [21]. Odwrotnie, gdy przedutektoidalna faza miała częściowo lub całkowicie koherentne granice, uważano, że kooperacja jest niemożliwa i wtedy powstawała niekooperacyjna eutektoidalna struktura bainitu [21]. Ostatnie badania jednakże odsłoniły wiele wad i luk tego bardzo atrakcyjnego poglądu. Stwierdzono, iż w wielu przypadkach granice międzyfazowe, które poprzednio były traktowane jako niekoherentne, mają strukturę złożoną ze stopni, lub stopni i dyslokacji niedopasowania /misfit dislocations - kompensujących niedopasowanie obu sieci na granicy, a zatem zabezpieczających przed zerwaniem ciągłości sieci/ świadczą, że są one częściowo koherentne /rys.6/ [40,41].

Przy stosunkowo małym stopniu przechłodzenia, dominującym czynnikiem determinującym pracę wymaganą do utworzenia zarodka o krytycznej wielkości, a tym samym wpływającym na szybkość dyfuzyjnego zarodkowania, jest czynnik minimalizacji energii granicy międzyfazowej. Stąd, krytyczny zarodek jednej fazy krystalicznej tworzącej się wewnątrz drugiej będzie tak koherentny, jak to tylko jest możliwe [3]. Jednakże, podczas jego wzrostu, udział energii powierzchniowej /w ogólnym bilansie energetycznym/ szybko staje się mniej istotny. Podczas gdy kształt krytycznego zarodka zdeterminowany jest koniecznością minimalizacji energii granicy międzyfazowej, to kinetyka jego dalszego wzrostu zależna jest od ruchliwości tej granicy w zależności od jej orientacji [2]. W przypadku istnienia granic międzyfazowych częściowo lub całkowicie koherentnych, granice te są całkowicie niemobilne w czasie dyfuzyjnego wzrostu w kierunku prostopadłym do nich, nawet przy istnieniu bardzo wysokiej siły pędnej, ponieważ ruch taki wymagałby umiejscowienia atomów substytucyjnych w miejscach, które mają /początkowo/ charakter interstycyjny [2,6]. Zatem przemieszczenie takich granic może być dokonane tylko za pomocą mechanizmu stopniowego /ledge mechanism / [2].

Ostatnio, Hackney i Shiflet [17] wykazali, że perlit powstały w stali Fe-0,81%C-12,3%Mn wzrastał krawędziowo za pomocą tzw. wspólnych stopni wzrostu /na granicach $\alpha:\gamma$ i $Fe_3C:\gamma$ /, co naszkicowano na rysunku 7.



Rys.6. Izometryczny szkic granicy międzyfazowej RSC:RPC, w przypadku występowania orientacji Nishiyamy-Wassermann, pokazujący strukturalne stopnie, najbardziej koherentne obszary na powierzchni tarasów tych stopni i dyslokacje niedopasowania [40]



Rys.7. Schemat ilustrujący wspólne stopnie wzrostu na granicy międzyfazowej perlit/austenit / λ -śr.odległość międzystopniowa, h-śr.wysokość stopni/ [17]

Stąd, z wykorzystaniem analizy Hillerta [22] dotyczącej krawędziowego wzrostu perlitu, przeanalizowano ponownie kinetykę wzrostu bainitu i perlitu [29] po wprowadzeniu do tej analizy dwu zmian: /1/ założono, że

wzrost obu autektoidalnych faz /oznaczonych α i β , oraz ulegającej przemianie jako γ , ich odpowiednik w stali to α , Fe_3C oraz γ / zachodzi jedynie za pomocą mechanizmu stopniowego, oraz że /2/ prędkości wzrostu fazy α i β /odpowiednio oznaczone G_α i G_β /, oszacowano niezależnie od siebie, a następnie porównywano je.

Analizę wykonano dla dwóch przypadków, tj. gdy całkowity transport masy odbywa się za pomocą dyfuzji objętościowej poprzez osnowę γ , oraz gdy jest kontrolowany przez dyfuzję granicami [29]. Przy tych założeniach, w przypadku gdy utworzone ilości fazy α i β są równowagowe, podstawowy warunek powstania perlitu, mianowicie $G_\alpha = G_\beta$, będzie spełniony, gdy:

$$\frac{h_\alpha}{\lambda_\alpha} = \frac{h_\beta}{\lambda_\beta}$$

gdzie:

λ - średnia odległość międzystopniowa

h - średnia wysokość stopni

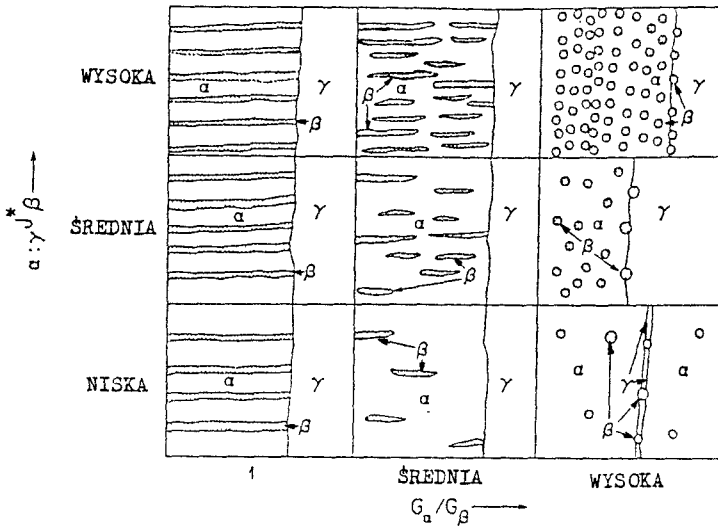
Natomiast, gdy:

$$G_\alpha \neq G_\beta \text{ i } \frac{h_\alpha}{\lambda_\alpha} \neq \frac{h_\beta}{\lambda_\beta}$$

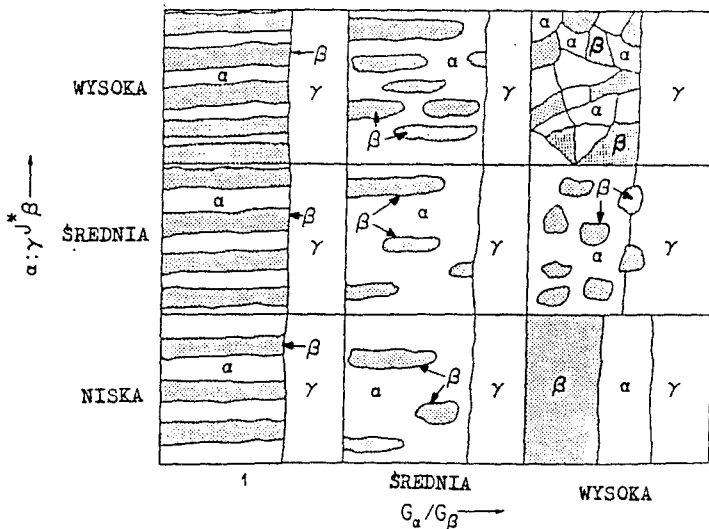
jest to sytuacja opisująca powstanie bainitu.

Faza zarodkuje tylko raz w przypadku perlitu /na kolonię, podczas działania mechanizmu rozgałęziania [5,21], lub na płytkę, gdy ten mechanizm nie występuje/, lecz w przypadku bainitu zachodzi wielokrotne zarodkowanie [29]. Stąd, na podstawie zmodyfikowanej analizy Hillerta [29] otrzymujemy dwa podstawowe czynniki określające morfologię bainitu: stosunek prędkości wzrostu faz eutektoidalnych α i β /odpowiednio G_α i G_β /, oraz szybkość ponownego zarodkowania fazy β na granicy $\alpha : \gamma$, oznaczoną $\alpha : \delta J_\beta^*$ [5].

Rysunek 8 [29] jest ilustracją uzyskanych morfologii w wyniku przemiany eutektoidalnej, jako funkcji G_α / G_β i $\alpha : \delta J_\beta^*$, w przypadku niskiej zawartości wolniej rosnącej fazy, oznaczonej jako β . Wyidealizowane mikrostruktury są naszkicowane dla niskich, średnich i wysokich wartości obu zmiennych. Rysunek 9 przedstawia sytuację dla wyższej zawartości fazy β /ok. 50% / [29]. Zmieniając G_α / G_β oraz $\alpha : \delta J_\beta^*$, uzyskujemy szeroki zakres bainitycznych struktur. Drugim istotnym spostrzeżeniem jest fakt, iż przy średnich wartościach G_α / G_β uzyskujemy mikrostruktury, które chociaż przypominają perlit, perlitem nie są. Chociaż kryształy β są w stanie podtrzymać swój wzrost z sąsiadującymi kryształami α przez dłuższy czas, co prowadzi do ich wydłużonych kształtów w kierunku wzrostu granicy międzyfazowej $\alpha : \gamma$, są one jednak nieuchronnie kolejno odcinane od dostępu do fazy γ i muszą zarodkować ponownie w celu kontynuowania przemiany eutektoidalnej. Stąd, takie mikrostruktury nie powinny dłużej być nazywane "semi-perlit" lub "zdegenerowany perlit" [21], lecz traktowane jako inny wariant morfologii bainitu [5,29].



Rys.8. Zmiana eutektoidalnej mikrostruktury wraz ze zmianą G_{α}/G_{β} i $\alpha:\beta J_{\beta}^*$, w przypadku gdy objętościowa zawartość wolniej rosnącej fazy β jest mała [29]



Rys.9. Zmiana eutektoidalnej mikrostruktury wraz ze zmianą G_{α}/G_{β} i $\alpha:\beta J_{\beta}^*$, w przypadku gdy objętościowa zawartość wolniej rosnącej fazy β jest stosunkowo duża [29]

Przy niskiej zawartości fazy β /rys.8/ i wysokiej wartości G_{α}/G_{β} , podczas wzrostu $\alpha:\gamma J_{\beta}^*$, schemat przedstawia struktury przypominające morfologią bainit, utworzony w stali w kolejno niższych temperaturach przemiany [20]. Gdy natomiast G_{α}/G_{β} oraz zawartość fazy β są wysokie/rys.9/ zaznaczone schematycznie struktury są podobne do eutektoidu $\gamma/\text{Fe-N}$, u-

tworzonego tuż poniżej temperatury eutektoidalnej [6] /wysokie $\alpha: \gamma J_{\beta}^*$ /, lub podobne do "struktury rozdzielonego eutektoidu", otrzymywanej w wysokich temperaturach w nadeutektoidalnych stalach z krzemem /niskie $\alpha: \gamma J_{\beta}^*$ / [21].

Jeżeli mechanizm "wspólnych stopni wzrostu" w perlicie, okryty przez Hackney'a i Snifleta [3], jest uniwersalny, to do zaproponowanej przez Hillerta [21] definicji perlitu - jako produktu kooperacyjnego wzrostu i-banitu - jako niekooperacyjnego wzrostu faz α i Fe_3C -należy wprowadzić uzupełnienie - stopniowy /za pomocą stopni wzrostu/, kooperacyjny wzrost i stopniowy, niekooperacyjny wzrost-odpowiednio dla perlitu i bainitu [30]

Zatem bainit może być określany jako niepłytkowy produkt przemiany eutektoidalnej, uzyskany w wyniku stopniowego, niekooperacyjnego i konkurencyjnego jej mechanizmu [5,6,30].

5. PRZYKŁADY RÓŻNIC WYNIKAJĄCYCH ZE STOSOWANIA KINETYCZNEJ I MIKROSTRUKTURALNEJ DEFINICJI BAINITU

1. Kinetyczna temperatura B_g , która odpowiada temperaturze zatoki T_b na wykresie CTP lub, w przypadku braku zatoki, najniższej temperaturze, w której ułamek przemienionego austenitu na bainit jest zerowy, znajduje się około 100-300°C poniżej temperatury eutektoidalnej /mikrostrukturalna B_g / w stalach.
2. W stalach Fe-C-Mo [42], Fe-C-Cr [15] i Fe-C-V [32] eutektoid szeregowy /węgliki szeregowy, które związane są z ferrytem allotriomorficznym/ jest bainitem utworzonym według definicji mikrostrukturalnej, w temperaturach znacznie powyżej kinetycznej B_g .
3. Zjawisko niepełnej przemiany nie występuje w niektórych stalach Fe-C-Ni, Fe-C-Si i Fe-C-Cu [39]. Jednakże mikrostrukturalnie określony bainit obecny jest we wszystkich tych stopach [38,39].
4. W stopach Fe-C-Mo, badanych przez Reynoldsą [38], podczas przemiany w temperaturze poniżej kinetycznej B_g powstała struktura przypomina raczej zdegenerowany ferryt Widmanstättena, aniżeli bainit. Podobna sytuacja występuje w stali Fe-C-Cr [15].

LITERATURA

- [1] Aaronson H.I.: The Mechanism of Phase Transformation in Crystalline Solids, Institute of Metals, London, 1969, s.270-281
- [2] Aaronson H.I. et al.: Phase Transformations, ASM, Metals Park, OH, 1970 313
- [3] Aaronson H.I., Russell K.C.: Proc.Int.Conf.on Solid-Solid Phase Transformations, TMS, Warrendale, 1983, s.371
- [4] Aaronson H.I., Reynolds W.T.: Scripta Metall., vol.21, 1987, s.1611

- [5] Aaronson H.I., Reynolds W.T.: Pro. of the Conf. "Phase Transformations '87", Institute of Metals, London, 1988, s. 301
- [6] Aaronson H.I. et al.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1343
- [7] Barbacki A.: Próba uogólnienia mechanizmu wydzielania węglików stopów węgla podczas przemiany austenitu w ferryt na przykładzie węglików wanadu i molibdenu, Rozprawy nr 73, Politechnika Poznańska, Poznań, 1976
- [8] Beeey F.G., Honeycombe R.W.K. Metall. Trans., vol. 1, 1970, s. 3279
- [9] Bhadeshia H.K.D.H., Edmonds D.V.: Metall. Trans. A, vol. 10A, 1979, s. 895
- [10] Bhadeshia H.K.D.H.: Metall. Sci., vol. 16, 1982, s. 159
- [11] Bhadeshia H.K.D.H., Christian J.W.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 767
- [12] Cahn J.W.: Acta Metall., vol. 10, 1962, s. 789
- [13] Der-Hung Huang, Thomas G.: Metall. Trans. A, vol. 8A, 1977, s. 1661
- [14] Gilmour J.B. et al.: Metall. Trans., vol. 3, 1972, s. 1455
- [15] Goldenstein H., Aaronson H.I.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1465
- [16] Griffiths W.T. et al.: 2nd Report of the Alloy Steels Research Committee, The Iron and Steel Institute, London, 1939, s. 343
- [17] Hackney S.J., Shiflet G.J.: Scripta Metall., vol. 19, 1985, s. 757
- [18] Hehemann R.F., Troiano A.R.: Met. Prog., vol. 70/2/, 1956, s. 97
- [19] Hehemann R.F. et al.: Metall. Trans., vol. 1, 1970, s. 1077
- [20] Hehemann R.F., Kinsman K.R.: Metall. Trans., vol. 3, 1972, s. 1094
- [21] Hillert M.: Decomposition of Austenite by Diffusional Processes, Interscience, New York, 1962, 197
- [22] Hillert M.: Metall. Trans., vol. 3, 1972, s. 2729
- [23] Honeycombe R.W.K., Pickering F.B.: Metall. Trans., vol. 3, 1972, s. 1099
- [24] Johnson W.A., Mehl R.F.: Trans. AIME, vol. 135, 1939, s. 416
- [25] Kinsman K.R., Aaronson H.I.: Transformation and Hardenability in Steels, Climax Molybdenum Co., Ann Arbor, MI, 1967, s. 39
- [26] Kinsman K.R. et al.: Metall. Trans. A, vol. 6A, 1975, s. 303
- [27] Ko T., Cottrell S.A.: J. Iron Steel Inst., vol. 172, 1952, s. 307
- [28] Lai G.Y.: Metall. Trans. A, vol. 6A, 1975, s. 1469
- [29] Lee H.J. et al.: Acta Metall., vol. 36, 1988, s. 1129
- [30] Lee H.J. et al.: Acta Metall., vol. 36, 1988, s. 1140
- [31] Liu S.K. et al.: Metall. Trans. A, vol. 16A, 1985, s. 457
- [32] Ławrynowicz Z., Barbacki A.: Met. Ob. Ciepł. Inż. Pow., nr 87, 1987, s. 9
- [33] Ławrynowicz Z.: Inż. Materiałowe /wysłany do redakcji/
- [34] Menon E.S.K., Aaronson H.I.: Acta Metall., vol. 35, 1987, s. 9
- [35] Pickering F.B.: Transformation and Hardenability in Steels, Climax Molybdenum Co., Ann Arbor, MI, 1967, s. 109
- [36] Purdy G.R.: Acta Metall., vol. 26, 1978, s. 487
- [37] Reynolds W.T., Aaronson H.I.: Scripta Metall., vol. 19, 1985, s. 1171
- [38] Reynolds W.T. et al.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1433
- [39] Reynolds W.T. et al.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1479
- [40] Riggsbee J.M., Aaronson H.I.: Acta Metall., vol. 27, 1979, s. 351
- [41] Riggsbee J.M., Aaronson H.I.: Acta Metall., vol. 27, 1979, s. 365
- [42] Shiflet G.J., Aaronson H.I.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1413
- [43] Spanos G. et al.: Metall. Trans. A, vol. 21A, 1990, s. 1381

- [44] Takahashi M., Bhádeshia H.K.D.H.: Mat. Sc.Technol., vol.6,1990,s.592
- [45] Tsubakino H., Aaronson H.I.:Metall. Trans.A, vol.18A,1987,s.2047
- [46] Uhrenius B.: Hardenability Concepts with Applications to Steel, eds. TMS-AIME, Warrendle, 1978, s.28

BAINITE REACTION AS A MODE OF EUTECTOIDAL TRANSFORMATION

Summary

The kinetics and morfology of bainite is reviewed. The present status of the two principal definitions of bainite /i.e.microstructural and overall reaction kinetics definitions/ is presented. The microstructural definition describes bainite as the product of the diffusional, noncooperative, competitive ledgewise growth of two precipitate phases formed during eutectoid decomposition. The overall reaction kinetics definition of bainite views this transformations as being confined to a temperature range well below that of the eutectoid temperature. Resent research has shown, however, that incomplite transformation is not generally operative.. The essential conflicts between the two definitions are presented.

Zdzisław Ławrynowicz

TECHNIKA IMPLANTOWANIA W PLAZMIE I JEJ ZASTOSOWANIE DO
MODYFIKACJI WŁASNOŚCI WARSTWY WIERZCHNIEJ MATERIAŁÓW

PSII jest nową techniką implantowania, powstałą dla modyfikacji własności warstwy powierzchniowej materiałów. W metodzie tej, implantowane obiekty umieszczane są bezpośrednio w komorze plazmy, następnie przykładane jest do nich pulsujące ujemne napięcie. Prowadzi to do utworzenia powłoki plazmy otaczającej obiekty, których wszystkie powierzchnie implantowane są jednocześnie. PSII zapewnia: uzyskanie koncentracji jonów i ich głębokości wystarczającej dla modyfikacji własności warstwy powierzchniowej, wzrost trwałości narzędzi w przemysłowych zastosowaniach, możliwą do zaakceptowania równomierność zaimplantowanej dawki w przypadku implantowania niepłaskich obiektów, bez konieczności manipulowania tymi obiektami.

1. WPROWADZENIE

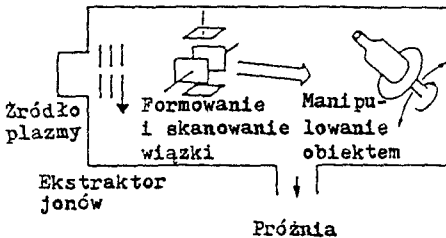
W okresie kilku ostatnich lat, trwają intensywne prace nad opracowaniem nowej techniki implantowania materiałów. W metodzie tej implantowany obiekt /target/, do którego przykładane jest wysokie ujemne napięcie, umieszczany jest bezpośrednio w plazmie. Wokół obiektu tworzy się wtedy nowa powłoka w której jony plazmy są przyspieszane implantując jego powierzchnię. Technika ta została nazwana "plasma source ion implantation - PSII" /w USA/, lub "plasma immersion ion implantation - PIII,PI³" /w Australii/.

Porównanie techniki konwencjonalnego implantowania /beamline ion implantation/ z techniką PSII /plasma source ion implantation/ przedstawiono na rysunku 1 [12,14]. Zastosowanie jonowego implantowania pozwala uzyskać poprawę zużycia, odporności na korozję, własności zmęczeniowych i ciernych materiałów oraz umożliwia modyfikację elektrycznych i optycznych właściwości materiałów [12,28]. Ponieważ proces ten nie jest limitowany ograniczeniami termodynamicznymi, przy pomocy implantowania możliwe jest wytwarzanie nowych materiałów, posiadających nowe własności. Implantowanie zarówno techniką konwencjonalną, jak i z wykorzystaniem plazmy /PSII/, posiada szereg zalet w porównaniu z innymi technikami obróbki powierzchniowej [12,14,15,33]:

a) własności powierzchni mogą być zmieniane bez zmiany własności pozostałej części materiału,

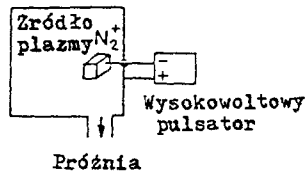
- b/ w metodzie tej nie istnieją problemy związane z brakiem spójności lub rozwarstwieniem warstwy powierzchniowej,
- c/ ponieważ implantowanie nie jest procesem "tworzącym powłokę", nie występują tu zmiany wymiarowe narzędzia, tnące ostrza zachowują swoją ostrość,
- d/ profil koncentracji implantowanych cząstek można łatwo zmienić poprzez zmianę energii implantowania,
- e/ PSII jest procesem niskotemperaturowym /poniżej 300°C/, w czasie którego nie występują zmiany wymiarowe, degradacja gładkości powierzchni obrabianego przedmiotu oraz zmiany struktury we wnętrzu materiału. Daje to możliwość implantowania stali odpuszczonych w niskiej temperaturze. W dodatku, narzędzia mogą zostać wykonane do swoich finalnych wymiarów przed implantowaniem.

TECHNIKA KONWENCJONALNEGO IMPLANTOWANIA WIĄZKOWEGO



- * Proces liniowy
- * Równomierność zaimplantowanej dawki wymaga manipulowania obiektem i skanowania wiązki

TECHNIKA IMPLANTOWANIA W PLAZMIE PSII



- * Powłoka plazmy otacza obiekt
- * Jony bombardują obiekt ze wszystkich stron bez skanowania wiązki i manipulowania przedmiotem

Rys.1. Porównanie konwencjonalnego wiązkowego implantowania z implantowaniem w plazmie /PSII/[12,14]

Konwencjonalne/wiązkowe/ implantowanie jest procesem liniowym, w którym jony przyśpieszone do wymaganej energii, po uformowaniu wiązki, skanują powierzchnię przedmiotu w celu jej jednolitego zaimplantowania. Wymaga to istnienia aparatury do formowania wiązki jonów i dalszego jej skanowania, oraz urządzenia służącego do manipulowania przedmiotem, na który pada skanowana wiązka, w celu zaimplantowania wszystkich jego odsłoniętych powierzchni. Szczególnie konieczność manipulowania przedmiotem zwiększa złożoność urządzenia i obniża wielkość obrabianego przedmiotu.

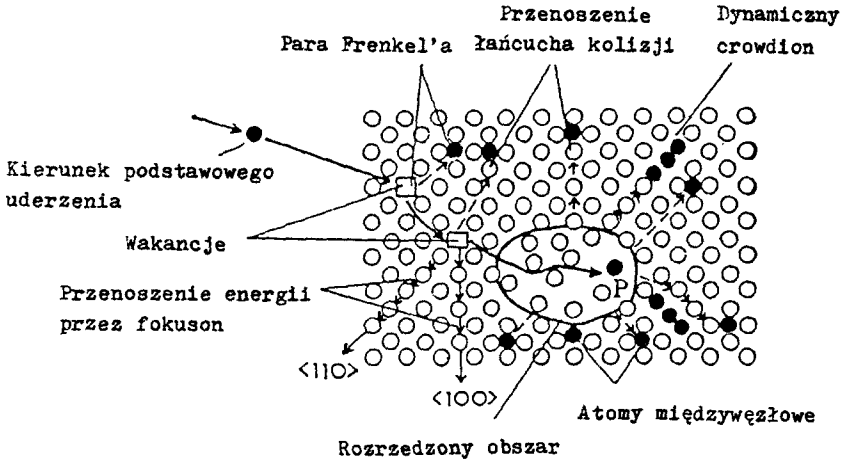
W PSII przedmiot jest umieszczany bezpośrednio w środowisku plazmy i poddany pulsującemu ujemnemu napięciu /max.100 kV/ względem ścian komory. Jony są przyśpieszane prostopadle do powierzchni, a wszystkie odkryte powierzchnie przedmiotu implantowane są jednocześnie. Korzyści, jakie daje zastosowanie PSII w stosunku do implantowania wiązkowego:

- a/ wyeliminowanie manipulatora oraz urządzeń formujących i skanujących wiązkę jonów,
- b/ wyeliminowanie urządzeń maskujących przedmiot /problem "szczątkowej dawki" po implantowaniu/,
- c/ zwiększenie wydajności implantowania, szczególnie dużych przedmiotów,
- d/ możliwość jednoczesnego implantowania całych partii przedmiotów o zakrzywionych powierzchniach zewnętrznych przy zachowaniu dużej jednorodności zaimplantowanej dawki,
- e/ urządzenie do PSII jest mniejsze, mniej kosztowne i prostsze w obsłudze.

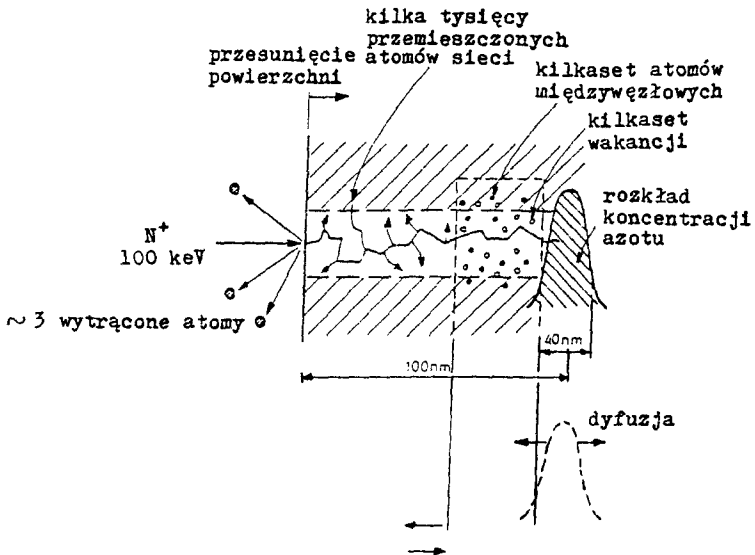
W artykule przedstawiono podstawowe problemy związane z nową techniką implantowania /PSII/, mianowicie: mechanizm implantowania, problem zaimplantowanej dawki, grubość jonowych powłok dla płaskiego, walcowego i kulistego kształtu elektrody, równomierność zaimplantowanej dawki oraz wpływ gęstości plazmy na wynik implantowania. Omówiono również podstawowe elementy i parametry urządzeń do implantowania techniką PSII oraz przedstawiono niektóre z przemysłowych zastosowań implantowania tą metodą. Z uwagi na opublikowany ostatnio obszerny artykuł omawiający istotę konwencjonalnego implantowania wiązkowego [4], informacje dotyczące tej metody ograniczono do minimum, niezbędnego przy prezentowaniu cech wspólnych i różniących te dwie techniki implantowania.

2. MECHANIZM IMPLANTOWANIA

Zjawiska fizyczne występujące w warstwie powierzchniowej implantowanego przedmiotu są w zasadzie podobne zarówno podczas implantowania wiązkowego, jak i techniką PSII. Podczas procesu implantowania, jony rozdane są do dużej prędkości, a następnie wszczepiane do powierzchni przedmiotu. Tracą wtedy swoją energię w rezultacie oddziaływania z elektronami i w wyniku sprężystych zderzeń z atomami implantowanego obiektu. Dla ciężkich jonów proces drugi dominuje przy energii do 200 keV, która to wartość jest na ogół wartością graniczną, stosowaną przy implantowaniu. Poprzez sprężyste zderzenia atomy implantowanego obiektu są przemieszczane z ich pozycji węzłowych /rys.2/ [31]. Prowadzi to do tworzenia silnie nieuporządkowanego obszaru z kaskadą wakancji i atomów międzywęzłowych wzdłuż drogi wnikażącego jonu, aż do osiągnięcia przez niego stanu spoczynku /rys.3/ [6]. Silne przegrupowanie atomów w kaskadzie prowadzi do utworzenia strefy kryształu bezpostaciowej lub odkształconej. Relaksacja odbywa się w czasie ok. 10^{-12} s i możliwa jest jedynie częściowa re-dystrybucja atomów [6]. Należy zaznaczyć, że implantowany obszar nie jest jednorodnie domieszczony na głębokości, lecz posiada w przybliżeniu rozkład koncentracji Gaussa z maksimum na głębokości 10-100 nm, zależnie od masy i energii jonów /rys.3/ [21,27,30]. Głębokość implantowania zmniejsza się przy wzroście masy jonów, a wzrost ich energii prowadzi do zwiększenia



Rys.2. Dwuwymiarowy schemat strefy rozrzedzonej i jej otoczenia w kryształcie typu Al. Uderzający z lewej strony atom osiąga stan spoczynku w miejscu P [31]



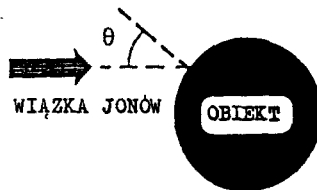
Rys.3. Schemat procesów energetycznych związanych z uderzeniami jonów w materiał [2]

szenia głębokości penetracji [3]. W celu uzyskania wzrostu odporności na ścieranie narzędzi, używano najczęściej do implantowania jonów azotu [20, 29, 35, 37]. W przypadku implantowania stali jonami azotu, poprawę własności zaobserwowano zwykle przy dawkach $2-5 \times 10^{17}$ jonów/cm². Przy dawkach mniejszych od 1×10^{17} jonów/cm² nie zaobserwowano wymaganej poprawy, a przy większych od 8×10^{17} jonów/cm² często pojawiały się szkodliwe efekty przedawkowania /szczególnie pogorszenie gładkości powierzchni/ [16, 20].

- Wzrost odporności na ścieranie możliwy jest do uzyskania poprzez:
- wytworzenie warstwy powierzchniowej z niższym współczynnikiem tarcia,
 - wykorzystanie dobrze znanego zjawiska umocnienia dyspersyjnego i międzywęzłowego. Struktura powierzchni stali po implantowaniu jonami azotu składa się z osnowy, którą stanowi przesycony roztwór stały międzywęzłowy azotu, oraz z wysokodispersyjnych azotków i węglikoazotków /1-10 nm/. Te drobne wydzielienia posiadają idealną wielkość do zakotwiczenia dyslokacji i hamowania ich ruchu w obrębie powierzchni [19,20,22,24].

3. PROBLEM ZAIMPLANTOWANEJ DAWKI

Nawet przy zastosowaniu bardzo skomplikowanych systemów do manipulowania implantowanym przedmiotem wydajność implantatorów wiązkowych jest ograniczona przez tzw. problem "szczątkowej dawki" [25,32], gdyż maksimum zaimplantowanej dawki zależne jest od kąta padania wiązki na przedmiot /rys.4/ oraz dodatkowo, przy wysokoenergetycznych strumieniach czą-



Rys.4. Maksimum zaimplantowanej dawki dla implantowania wiązkowego zależne jest od kąta padania wiązki na obiekt [25,32]

stek, od współczynnika rozpraszania jonowego. Dla niskoenergetycznej wiązki, wielkość zaimplantowanej dawki zależy tylko od kąta padania wiązki [25,32]:

$$D = \phi_0 \cos \theta$$

gdzie:

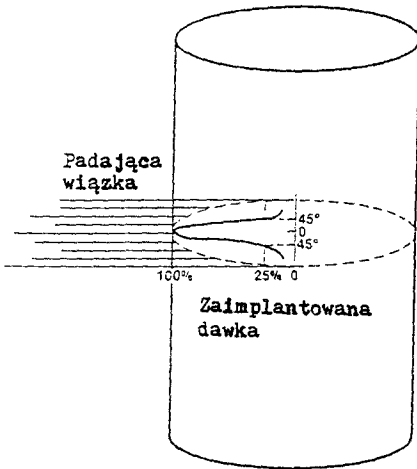
D - zaimplantowana dawka,

ϕ_0 - strumień cząstek padający pod kątem prostym na przedmiot,

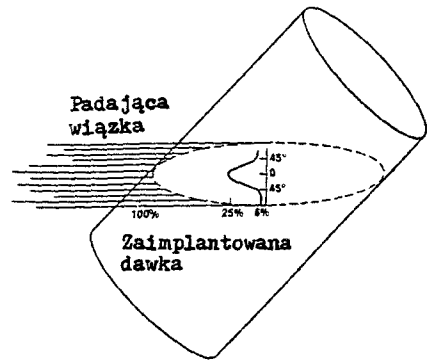
θ - kąt pomiędzy padającą wiązką a prostopadłą do powierzchni przedmiotu

Rysunki 5 i 6 [37] ilustrują zmianę wielkości zaimplantowanej dawki zależną od kąta padania wiązki.

W przypadku wysokoenergetycznych wiązek, najczęściej używanych do modyfikacji powierzchni materiałów, zachodzi konkurencja między procesem implantowania oraz jonowego rozpylania, która również prowadzi do obniżenia możliwej do uzyskania zaimplantowanej dawki. Stosownie do Grabowskiego i Smidta [25,32]:



Rys.5. Zaimplantowana dawka wokół walca implantowanego prostopadle do jego osi [37]



Rys.6. Wartość zaimplantowanej dawki wokół pochylonego o 45° w stosunku do kierunku wiązki wskazuje na konieczność implantowania pod kątem prostym do jego osi [37]

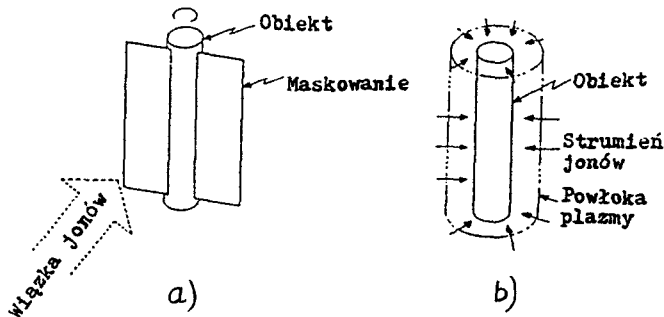
$$D = N / R_p / S / \cos^{8/3} \theta$$

gdzie:

- N - gęstość atomowa przedmiotu,
- R_p - zasięg efektywny jonu,
- S - wydajność rozpylania jonowego.

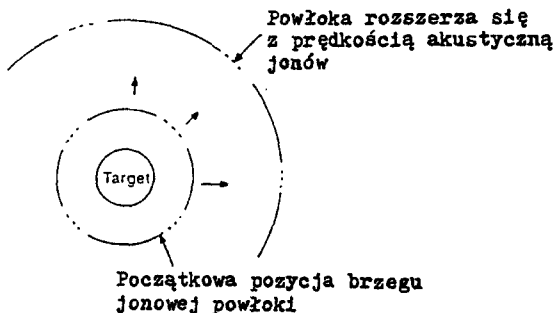
Zależności te obniżają, możliwy do uzyskania, stopień jednorodności zaimplantowanej warstwy w przypadku implantowania wiązką obiektów o złożonej powierzchni. W celu poprawy stopnia jednorodności warstwy implantowanej w obiektach o zakrzywionej powierzchni, stosuje się maskowanie obiektu, które ogranicza kąt padania wiązki do wartości max. 20° - 30° /rys.7a /. Jednakże, dla obiektów o skomplikowanej geometrii jest to trudne, a nawet czasami niemożliwe. Nawet w przypadku obiektów o dostatecznej symetrii, gdzie maskowanie jest ułatwione, występuje obniżenie wydajności procesu, gdyż wiązka w części operuje nie na powierzchni obiektu, a na osłaniającej obiekt masce. Z kolei, jeżeli materiał implantowanego obiektu i maski różni się, to rozpylanie jonowe materiału maski może zanieczyszczać implantowany przedmiot. Dodatkowo, oprócz problemu zaimplantowanej dawki, istnieje inny problem, związany z brakiem prostopadłego padania wiązki na zakrzywioną powierzchnię implantowanego przedmiotu. Sprowadza się on do stosowania urządzeń z wyższą energią implantowania aniżeli konieczna byłaby przy prostopadłym padaniu wiązki na przedmiot. Np. implantatory Zymet, dostosowane do implantowania stali azotem [18], zaprojektowane są do stosowania 100 keV energii implantowania, pomimo faktu, iż przy prostopadłym padaniu wiązki na przedmiot energia 50 keV byłaby wystarczająca do większości zastosowań.

W implantowaniu metodą PSII jony są przyspieszane w kierunku prostopadłym do powierzchni obiektu /rys.7b/. Wszystkie odkryte powierzchnie



Rys.7. Porównanie techniki konwencjonalnego implantowania i implantowania w plazmie /PSII/ ze względu na problem zaimplantowanej dawki, a/ konwencjonalne wiązkowe implantowanie często wymaga maskowania wypukłych obiektów w celu maksymalizacji zaimplantowanej dawki /minimalizacji jonowego rozpylania/, b/ prostopadły kierunek padania jonów na powierzchnię w PSII eliminuje konieczność maskowania [12]

przedmiotu są implantowane jednocześnie, bez konieczności manipulowania przedmiotem, gdyż plazma otacza obiekt ze wszystkich stron. Eliminuje to konieczność manipulowania przedmiotem, jak również zasadniczo eliminuje proces jonowego rozpylania, przez co nie istnieje tzw. problem szczątkowej zaimplantowanej dawki, zwłaszcza podczas implantowania jonami lekkich pierwiastków. Model jonowej powłoki dla PSII przedstawia rysunek 8.



Rys.8. Model jonowej powłoki wokół implantowanego obiektu metodą PSII /na jeden puls/ [12]

4. GRUBOŚĆ POWŁOK JONOWYCH DLA ELEKTROD PŁASKICH, WÁLCOWYCH I KULISTYCH

Analizę tę wykonano po eksperymentach z PSII, gdzie zastosowano przetwarzający się skokowo ujemny potencjał, przyłożony do obiektów zanurzonych w plazmie [7,9,10]. Jony w plazmie przyspieszane były w gradiencie potencjału powłoki i implantowały obiekt. Eksperymenty laboratoryjne [1,5

10,9,34,36] oraz symulacje [7,36] sugerowały, że ewolucja jonowej powłoki odgrywa zasadniczą rolę przy określaniu strumienia jonów w kierunku elektrody. Istotnymi parametrami procesu są: rozkład energii jonów oraz strumień jonów na jeden plus. Określenie tych parametrów wymaga znajomości grubości jonowej powłoki oraz jej profilu potencjału: najistotniejsza jest znajomość pierwszego czynnika.

Powłoka plazmy jest obszarem między guasi-naładowaną neutralną plazmą a elektrodą, której neutralność została naruszona. Tworzy się ona wokół elektrod zanurzonych w plazmie bezpośrednio po przyłożeniu ujemnego potencjału $-U_0$ do elektrody /rys.7b,8/. Analiza jonowej powłoki, w przypadku płaskiej powierzchni elektrody, istniała już wcześniej [2], uzupełnił ją Conrad [11] włączając walcowy i kulisty kształt elektrody. W przypadku gdy

$$U_0 \gg T_e/e$$

gdzie:

- T_e - "temperatura" elektronowa,
 e - ładunek elektronu

wyodrębnić można trzy zakresy czasowe, w których występuje reakcja jonowej powłoki na przyłożone skokowo ujemne napięcie:

- gdy czas $t = 0$, elektroda posiada zerowy potencjał,
- gdy potencjał $-U_0$ został przyłożony do elektrody, elektrony znajdujące się w pobliżu elektrody są wydalane z tego obszaru. W tym czasie jony zachowują swoje dotychczasowe położenie,
- następnie jony przyspieszane są w kierunku elektrody, wpadając na nią,
- ostatecznie, obniżająca się gęstość jonów wewnątrz obszaru powłoki powoduje odpowiednio obniżenie gęstości elektronów i obrzeże powłoki rozszerza się.

Wartość promieni obrzeża jonowych powłok, tworzących się wokół elektrod, uwzględniając wartości fizyczne, przyjmują postać [11]:

- dla płaskiej powierzchni:

$$r_s = U_0 / 2\pi n_0 e^{1/2}$$

$$r_s / \text{cm} = 1050 \left[U_0 / \text{wolt} / n_0 / \text{cm}^{-3} \right]^{1/2}$$

- dla walcowej powierzchni:

$$r_s / \text{cm} = 352 \frac{\left[U_0 / \text{wolt} \right]^{5/12} \left[r_0 / \text{cm} \right]^{1/6}}{\left[n_0 / \text{cm}^{-3} \right]^{5/12}}$$

jeżeli $r_s \gg r_0$

dla kulistej powierzchni

$$r_s \approx \sqrt[3]{3 U_0 r_0 / 4\pi n_0 e^{1/3}}$$

jeżeli $r_s \gg r_0$

$$r_s / \text{cm} \approx 118 \left(\frac{U_0 / \text{wolt} / r_0 / \text{cm}}{n_0 / \text{cm}^{-3}} \right)^{1/3}$$

gdzie:

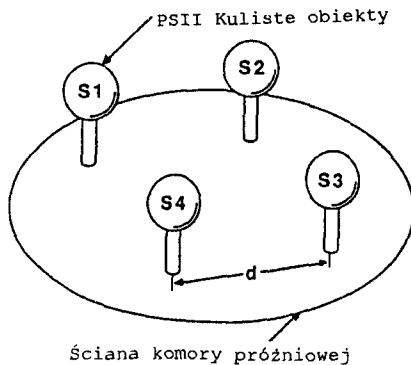
- U_0 - przyłożony potencjał,
- r_0 - promień elektrody,
- r_s - promień powłoki,
- n_0 - gęstość plazmy,
- e - ładunek elektryczny.

Zatem grubość jonowej powłoki przy płaskiej powierzchni elektrody zależy jedynie od wartości przyłożonego potencjału i gęstości plazmy. W przypadku walcowych i kulistych elektrod, grubość powłoki uzależniona jest ponadto od promienia krzywizny elektrody /t.j. promienia krzywizny implantowanego obiektu/. Długość pulsu w urządzeniu do PSII, powinna być dobrana tak, ażeby rozszerzająca się powłoka jonów nie stykała się ani ze ściankami komory próżniowej, ani z innymi powłokami otaczającymi sąsiednie implantowane obiekty, co ma miejsce w przypadku jednoczesnego implantowania wielu przedmiotów w komorze [11].

5. RÓWNOMIERNOŚĆ ZAIMPLANTOWANEJ DAWKI

Ażeby uzyskać wysoką równomierność zaimplantowanej dawki w procesach PSII, parametry implantowania powinny być tak dobrane, aby rozszerzająca się powłoka wokół określonego obiektu nie przesłaniała ani ścian komory próżniowej, ani rozszerzających się powłok sąsiadujących obiektów. Jeżeli dobrane parametry nie zapewniają spełnienia tego warunku, to gęstość jonów nakładających się obszarów będzie obniżona podczas każdego PSII pulsu, co doprowadzi do obniżenia równomierności zaimplantowanej dawki.

W celu ilościowej oceny stopnia równomierności zaimplantowanej dawki, możliwej do osiągnięcia techniką PSII, poddano implantowaniu cztery kuliste obiekty /rys.9/, które traktowano jako komórkę jednostkową. Ku-



Rys.9. Układ kulistych przedmiotów ze stopu Ti-6Al-4V, które zaimplantowano w celu zbadania stopnia równomierności zaimplantowanej dawki, uzyskanej za pomocą PSII [15]

liste obiekty ze stopu Ti-6Al-4V /stop ten jest wykorzystywany na protezy stawów biodrowych/zaimplantowano w plazmie azotu o gęstości $3 \times 10^9 \text{ cm}^{-3}$ przy energii 50 keV, do nominalnej dawki 3×10^{17} jonów/cm² [15]. W tabelicy 1 zamieszczono zestaw parametrów używanych do tego implantowania, które wybrano na bazie modelu, pozwalającego na uniknięcie nadmiernego nakładania się jonowych powłok [11]. Obliczone wymiary jonowych powłok przedstawiono w tabelicy 2.

Tabelica 1

Parametry implantowania w plazmie PSII [15]

Rodzaj implantowanych jonów	N^+, N_2^+
Energia implantowania	50 keV
Dawka	3×10^{17} atomów/cm ²
Implantowany materiał	Ti-6Al-4V
Promień implantowanego obiektu	R=1,4 cm
Gęstość plazmy	$3 \times 10^9 \text{ cm}^{-3}$
Temperatura elektronowa	2 eV
Prędkość akustyczna jonów	$0,25 \text{ cm } \mu\text{s}^{-1}$
Ciśnienie neutralnego azotu	2×10^{-4} Torr
Częstotliwość powtarzalna impulsów PSII	100 Hz
Długość pulsu PSII	15 μs
Czas implantowania	2,6 h

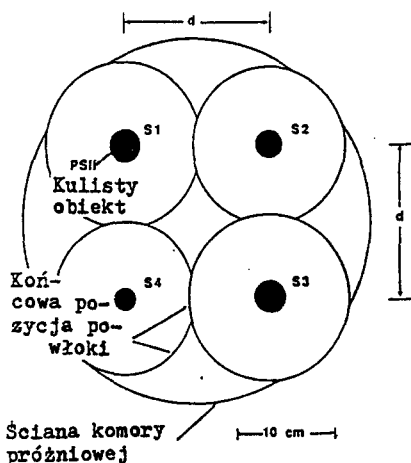
Tabelica 2

Obliczone parametry jonowej powłoki [15]

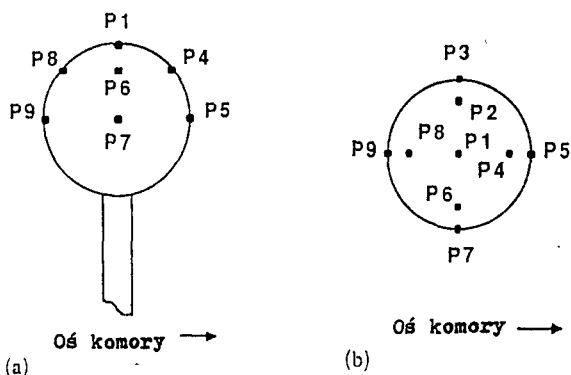
Umiejscowienie obiektu	Promień obiektu /cm/	Obliczone promienie jonowej powłoki	
		Początkowy /cm/	Końcowy /cm/
S1	1,6	4,48	8,23
S2	1,4	4,17	7,92
S3	1,6	4,48	8,23
S4	1,1	3,74	7,49

Narysowaną w skali geometrię jonowych powłok wraz z geometrią komory pokazano na rysunku 10. Dla jednego z zaimplantowanych obiektów /obiekt oznaczony jako S2 na rysunkach 9 i 10 oraz w tabl.3/ wybrano dziewięć miejsc, w których wykonano pomiary zaimplantowanej dawki oraz jej głębokości rys. 11/. Z wyników zamieszczonych w tabelicy 3 widać, iż największa dawka i największy zasięg zaimplantowanych jonów wystąpił w punkcie P1, leżącym na wierzchu kuli S2. Można oczekiwać, iż w tym punkcie osiągnięto najkorzyst-

niejsze parametry implantowania, gdyż na plazmę bezpośrednio przylegającą do punktu P1 nie wywiera wpływu ani bliskość sąsiadujących obiektów, ani ścian komory.



Rys.10. Wykres obliczonej końcowej pozycji powłoki przy parametrach implantowania zamieszczonych w tabelicy 1 [15]



Rys.11. Dziewięć miejsc na implantowanym przedmiocie w których zmierzono rozkład zaimplantowanych jonów azotu a/widok z boku, b/ widok z góry [14,15]

Odwrotna sytuacja wystąpiła w punkcie P9, w którym aparametry implantowania osiągnęły najniższe wartości. Punkt P9 leży bezpośrednio naprzeciw ściany komory. Końcowe położenie jonowej powłoki sąsiadującej z tym punktem w rzeczywistości przecina ścianę komory, co pokazano na rysunku 10. Przy nieznacznie większej komorze, lub mniejszej długości pulsu, efekt ten prawdopodobnie nie byłby obecny.

Zatem można wnioskować, iż PSII umożliwia implantowanie niepiaskich obiektów z możliwością do zaakceptowania równomiernością zaimplantowanej dawki, uzyskaną podczas jednoczesnego implantowania wielu przedmiotów w partii.

Tablica 3

Wartość zaimplantowanej dawki i jej średnia
głębokość [15]

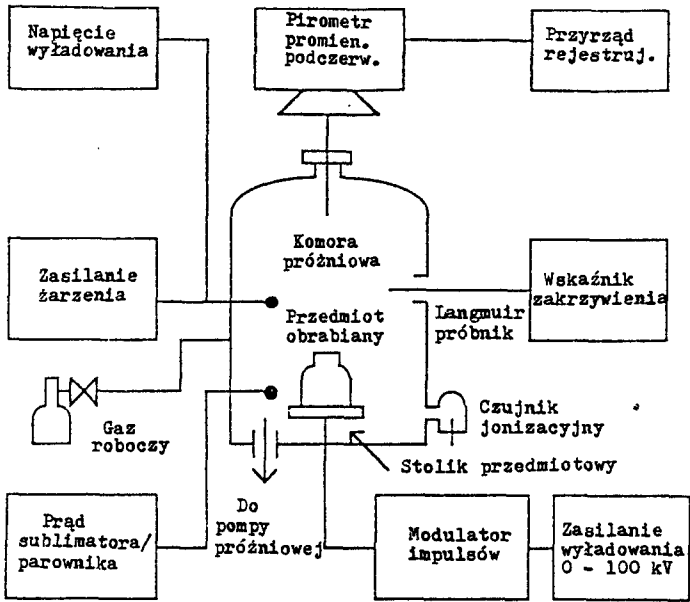
Miejsce	Zaimplantowana dawka / $\times 10^{17}$ atomów/cm ² /	Średnia głębokość /Å/
P1	3,5	1050
P2	2,4	800
P3	2,7	900
P4	2,6	850
P5	3,0	1050
P6	2,8	900
P7	2,5	800
P8	2,4	750
P9	2,3	650

6. WPŁYW GĘSTOŚCI PLAZMY NA WYNIK IMPLANTOWANIA

Czas implantowania wymaganej dawki obniża się przy wzroście gęstości plazmy. Również większe gęstości plazmy powodują obniżenie grubości powłoki, /patrz rozdział 4/, co oznacza, iż w przypadku obiektów o złożonym kształcie, mogą one być zaimplantowane bardziej równomiernie. Gęstości plazmy używane w pionierskich eksperymentach Conrada [12] były rzędu $2 \times 10^8 \text{ cm}^{-3}$. Stąd czynione próby sprawdzenia, czy plazma azotu o średniej $3 \times 10^9 \text{ cm}^{-3}$ / i wysokiej gęstości $3 \times 10^{12} \text{ cm}^{-3}$ / może być odpowiednia dla PSII [33]. Przy wykorzystaniu plazmy o wysokiej gęstości, na zaimplantowanej powierzchni zaobserwowano erozję, spowodowaną zajarzeniem się łuku. Natomiast po implantowaniu w plazmie N_2^+ , 20 keV o średniej gęstości $3 \times 10^9 \text{ cm}^{-3}$, twardość próbek wzrosła około dwukrotnie, a odporność na ścieranie sześciokrotnie, przy zachowaniu lustrzanej powierzchni wypolerowanych próbek. Stąd, wydaje się, iż plazma o wysokiej gęstości jest niewłaściwa z powodu problemów związanych z zajarzeniem się łuku, które usiłuje się pokonać m.in. poprzez skrócenie długości pulsu [33].

7. URZĄDZENIA DO PSII

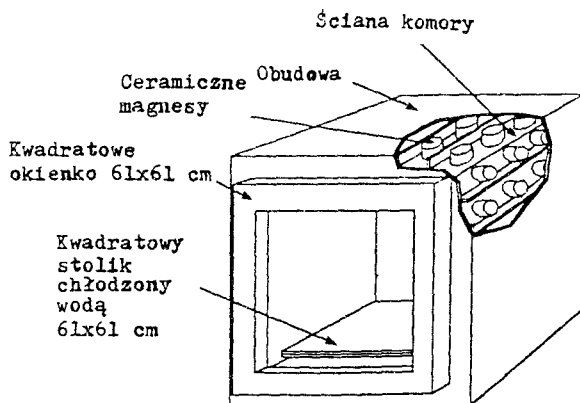
Urządzenie do PSII przedstawiono schematycznie na rysunku 12 [12,14]. Plazma wytwarzana jest w walcowej komorze próżniowej o wysokości 40 cm i średnicy 35,5 cm. Ściany komory pokryte są układem magnesów trwałych, które wzmacniają ograniczenie obszaru plazmy. Plazma wytwarzana jest w komorze za pomocą konwencjonalnego wyładowania, które jonizuje roboczy gaz /w badaniach Conrada i Tendys jest to najczęściej azot; posiadają oni również urządzenia pracujące z wodorem, helem, argonem i metanem/ [14,



Rys.12. Schemat urządzenia do PSII przedstawiający komorę próżniową, układ zasilania i układ diagnostyczny [14,15]

33]. Urządzenie pracuje przy ciśnieniu $2,66 \times 10^{-2}$ Pa / 2×10^{-4} Tr/. Gęstość plazmy może być zmieniana od 10^7 do 10^{11} cm^{-3} poprzez regulowanie prądu żarzenia i napięcia wyładowania. Segment sublimator/parownika zapewnia możliwość osadzania warstw dla dynamicznego mieszania jonowego /ion mixing implantation/ [8,13]. Generator pulsów dostarcza do implantowanego obiektu napięcie do 100 kV. Amplituda pulsów, ich szerokość oraz przerwy między nimi, mogą być niezależnie od siebie zmieniane w sposób ciągły. Próbnik Langmuir używany jest do mierzenia gęstości plazmy i temperatury elektronowej. Temperatura implantowanego przedmiotu śledzona jest za pomocą pirometru promieniowania podczerwonego. Implantowane obiekty mogą być chłodzone przepływającą wodą lub olejem przez wydrążony w środku stolik przedmiotowy.

Na rysunku 13 przedstawiono schematycznie komorę dla komercyjnego PSII, produkowaną przez Applied Science and Technology, Inc. /AST_eXTM/ [14]. Komora ta jest sześcianiem o boku 91,5 cm lub 61 cm. Implantator ten posiada średni prąd implantowania od 50 do 500 mA, w zależności od rodzaju modulatora pulsów.



Rys.13. Komora do PSII wykonana przez AST_eXTM [14]

3. ZASTOSOWANIE IMPLANTOWANIA W PLAZMIE /PSII/

Tablica 4 przedstawia zestawienie kilku przykładów zastosowania jonowego implantowania narzędzi w celu zwiększenia ich odporności na zużycie. Zastosowane dawki implantowanych jonów azotu były w granicach $2-6 \times 10^{17}$ jonów/cm², przy energii 500-100 keV.

Tablica 4

Poprawa trwałości narzędzi osiągnięta po implantowaniu azotem

Zastosowanie	Materiał narzędzia	Wzrost trwałości, dodatkowe korzyści, literatura
Tłocznik wiek alu - miniowych puszek do napojów	D2 /odpowiednik polski NC11LV/	3x [37]
walcowanie wykończeniowe prętów Cu	1H13	nieistotne zużycie po pracy 3x dłuższej jak przy normalnej trwałości powierzchni wyrobu [23]
Nóż krążkowy do papieru	1,6%Cr, 1,0%C	3x [26]
Walcowanie gwintów	M2 /odpowiednik polski SW7M/	5x [26]
Precyzyjny stempel dla elektronicznych elementów	WC-15%Co	2x [37]
Matryca kształtowa, tłoczniaki dla kół	WC-Co	2x [17]
Ciągadło dla stalowego drutu	WC-6%Co	3x [26]

W porównaniu do metody wiązkowego implantowania, która znalazła sze-
 roknie zastosowanie przy domieszkowaniu półprzewodników, nowo opracowana
 metoda implantowania w plazmie /PSII/ wydaje się znajdować zastosowanie
 przy szeroko rozumianej modyfikacji własności powierzchniowych wyrobów.
 Dotychczasowe, ograniczone przemysłowe zastosowanie tradycyjnej techniki
 implantowania, spowodowane było stosunkowo wysokim kosztem tego procesu.
 Koszt ten wynikał z faktu, iż urządzenia te posiadały wiele cech nie przy-
 stających do przemysłowych zastosowań. Wad tych jednak nie posiada nowa
 technika implantowania w plazmie /PSII/.

LITERATURA

- [1] Alexeff I., Jones W.D.: Phys.Fluids, vol.12, 1969, s.345
- [2] Andrews J., Varey R.H.:Phys. Fluids, vol.14, 1971, s.339
- [3] Anttila A. et al.: J.Appl.Phys., vol.57, nr 4, 1985, s.1423
- [4] Burakowski T.: Metal.Obr.Ciepna Inż.Pow., nr 91-96,1988, s.29
- [5] Cho M.H. et al.: Proceedings of the 39 th Annual Gaseous Electronics
 Conference, Madison, WI, October 7-10, 1986
- [6] Colligon J.S.: Vacuum, vol.36, nr 7-9, 1986, s.413
- [7] Conrad J.R., Forest C.: IEEE International Conference of Plasma
 Science, Saskatoon, Canada, May 19-21, 1986, /IEEE,New York/
- [8] Conrad J.R. et al.: Proc.ASM Conf. on Ion Implantation and Plasma Assi-
 sted Processes for Industrial Applications, Atlanta, GA, May 22-25,s.185
- [9] Conrak J.R., Castagna T.: Proceedings of the 39th Annual Gaseous Elec-
 tronics Conference, Madison, WI, October 7-10, 1986
- [10] Condar J.R., Castagna T.: Bull.Am.Phys.Soc., vol.31, 1986, s.1479
- [11] Conrad J.R.:J.Appl.Phys., vol.62, nr 3, 1987, s.777
- [12] Conrak J.R. et al.: J.Appl.Phys., vol.62, nr 11, 1987, s.4591
- [13] Conrad J.R. et al.: Proc.Int.Conf. of Metallurgical Coatings, San Diego,
 CA, April 11-15, 1988, s.927
- [14] Conrad J.R.: Mater.Sci.Eng., A116, 1989, s.197
- [15] Conrad J.R. et al.: J.Appl.Phys., vol.65, nr 4,1989, s.1707
- [16] Cui F.Z. et al.: Appl.Phys.Lett.,vol.53, nr 22, 1983, s.2152
- [17] Dearnaley G.: Proceedings of the Conference on Science of Hard Ma-
 terials, eds.R.K. Viswanadham, /Plenum Press, N.Y./,1983, s.467
- [18] Denholm A., Wittkower A.: Nucl.Instrum.Methods,B6, 1985, s.88
- [19] Didenko A.N. et al.: Mater.Sci.Eng., A115, 1989, s.337
- [20] Dienel G. et al.: Vacuum, vol.36, nr 11-12, 1986, s.813
- [21] Dodd C.G. et al.: Nucl.Instrum.Methods, B7/8, 1985, s.219
- [22] Fayeulle S., Treheux D.: Nucl.Instrum.Methods, B7/8, 1985, s.171
- [23] Fromson R.E., Kossowsky R.: Metastable Materials Formation by Ion Im-
 plantation, eds.S.T.Picraux, /Elsevier, New York/, 1982, s.355
- [24] Fujinana T. et al.: Nucl.Instrum.Methods, B39, 1989, s.548
- [25] Grabowski K.S. et al.: Ion Implantation and Ion Beam Processing of
 Materials, Materials Research Society Symposia Proceedings, Boston, Nov.
 14-17, vol.27, 1983, s.615

- [26] Hartley N.: Ion Implantation Case Studies-Manufacturing Applications, Harwell Report AERE-R 9065, 1978
- [27] Hashiguchi Y. et al.: Nucl.Instrum.Methods, B39, 1989, s.578
- [28] Jeybes C.: Vacuum, vil.39, nr 11-12, 1989, s.1047
- [29] Kustas F.M. et al.: Nucl.Instrum.Methods, B31, 1988, s.393
- [30] Reuther H. et al.: Vacuum, vol.38, nr 11, 1988. s.967
- [31] Seeger A.: Radiation Damage in Solids, vol.1,IAEA,Vienna, 1962
- [32] Smidt F.A., Sartwell B.: Nucl.Instrum.Methods, B6, 1985, s.70
- [33] Tendys J.et al.: Appl.Phys.Lett., vol.53, nr 22, 1988, s.2143
- [34] Varey R.H., Sander K.F.: Br.J.Appl.Phys., vol.2, 1969, s.541
- [35] Weist Ch. et al.:Mater.Sci.Eng., vol.90, 1987, s.399
- [36] Winder M.A. et al.: J.Appl.Phys., vol.43, 1973, s.1532
- [37] Wittkower A., Hirvonen J.: Nucl.Instrum.Methods, B6, 1985, s.78

TECHNIQUE OF PLASMA SOURCE ION IMPLANTATION AND ITS APPLICATION
FOR SURFACE MODIFICATION OF MATERIALS

Summary

Plasma source ion implantation is a new ion implantation technique which has been developed for surface modification of materials. In PSII, targets to be implanted are placed directly in plasma source chamber and then pulse biased to a high negative potential. A plasma sheath forms around the target and ions bombard the entire target simultaneously.

PSII has demonstrated: /1/ efficient implantation of ions to the concentrations and depths required for surface modification /2/improvement in the life of manufacturing tools in industrial applications, /3/ acceptable dose uniformity on non-planar targets without target manipulation achieved in a batch processing mode.

Jan Szafrąński
Jerzy Steinborn
Stanisław Dymski

ANALIZA PRZYCZYŃ AWARYJNEGO ZNISZCZENIA WAŁU WYTŁACZARKI DO TWORZYW SZTUCZNYCH

Wał wytłaczarki do tworzyw sztucznych uległ przedwczesnemu zniszczeniu. Przyczyna jego pęknięcia została ustalona w wyniku badań metaloznawczych i analizy zmęczeniowego współczynnika bezpieczeństwa. Zniszczenie zmęczeniowe wału wywołały robocze naprężenia giętno-skrętne w miejscu karbu konstrukcyjnego. Profil rowka wpustowego wału należało wykonać tak, aby koncentracja naprężeń nie przekraczała jego wytrzymałości zmęczeniowej.

1. WPROWADZENIE

W eksploatacji urządzeń technicznych zachodzą zdarzenia losowe, związane z awaryjnym niszczeniem ich części. Analiza skutków zniszczenia powinna doprowadzić do ustalenia przyczyn awarii, a w konsekwencji do podniesienia niezawodności pracy maszyny lub urządzenia.

Analiza dotyczy awaryjnego zniszczenia wału wytłaczarki dwuślimakowej do tworzyw sztucznych. Wytłaczarka służy do wymieszania napełniacza i innych rozdrobnionych dodatków z uplastycznioną żywicą, która ostatecznie została się lub pozostaje w stanie uplastycznionym [3]. Głównymi elementami konstrukcyjnymi wytłaczarki są dwa ślimaki spełniające w przestrzeni roboczej rolę transportera uplastycznionego tworzywa.

Wytłaczarka do tworzyw sztucznych uległa awarii wskutek pęknięcia jednego wału, na którym osadzono segmenty ślimaka /rys.1/. Wał jest jednostronnie ułożyskowany i w czasie pracy wykonuje 30 obrotów na minutę. W przestrzeni roboczej temperatura wynosi 140-150°C. Proces produkcyjny wytłaczarki trwał w ruchu ciągłym przez okres sześciu miesięcy. Awaria nastąpiła więc przedwcześnie.

Analizując przyczyny zniszczenia wału, staje się wobec oczywistego faktu, że procesy niszczenia są skomplikowane. Problem ten stał się więc przedmiotem niniejszych badań.

2. PROGRAM BADAŃ

Problem badawczy postanowiono zrealizować za pomocą badań metaloznawczych i obliczeń wytrzymałościowych. Przewidziano następujący zakres pracy:

- oględziny zewnętrzne,
- makrofraktografie,
- badania makro- i mikroskopowe,
- określenie składu chemicznego stali,
- badanie własności mechanicznych stali,
- analiza zmęczeniowego współczynnika bezpieczeństwa.

3. WYNIKI BADAŃ

3.1. Zniszczenie wału

Wał napędowy ślimaka jest bezstopniowy i posiada wzdłużny otwór o średnicy 22 mm.

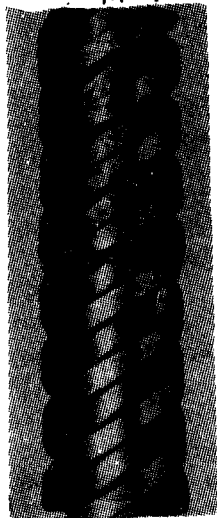
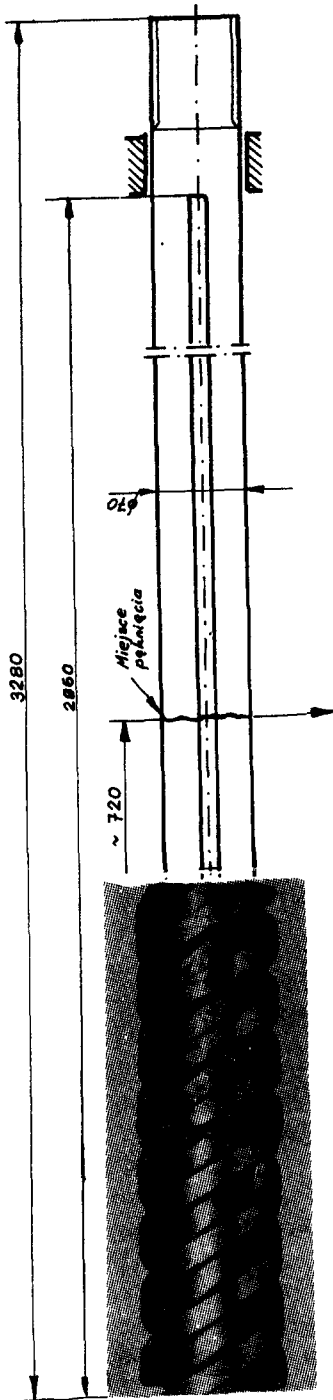
Zniszczenie wału nastąpiło w odległości około 3/4 jego roboczej długości. Miejsce pęknięcia pokazano na rysunku 1b. Pęknięcie przebiegało w dwóch płaszczyznach. Pierwsze pęknięcie, z prawej strony, mające kształt linii falistej, biegnie przez cały przekrój wału. Pęknięciu uległ również wpust wału, przymocowany do niego wkrętami. W końcowej fazie pracy wał uległ rozdzielaniu wskutek wzdłużnego przesunięcia się w lewo jego części, mimo to pracował jeszcze przez jakiś czas. Na skutek tego po prawej stronie wpustu, od dołu, powstało trwałe odkształcenie plastyczne spowodowane przez piastę segmentu ślimaka /rys.1b/. Na przedstawionym rysunku widać wyraźnie, iż pęknięcie wału nastąpiło wewnątrz piasty segmentu ślimaka, w pewnej odległości od krawędzi jego płaszczyzny czołowej.

Drugie pęknięcie, z lewej strony, charakteryzuje się początkowo linią prostą, a później schodkowo przemieszcza się w stronę prawą. Pęknięcie to nie objęło całego przekroju wału.

Dwa segmenty, które były osadzone na wale w miejscu jego pęknięcia i w pobliżu niego, pokazane są na rysunku 1a. Segment drugi ślimaka od strony lewej, to właśnie ten, w którego piastie, w odległości około 45 mm od czoła nastąpiło zniszczenie wału. Na zewnętrznych powierzchniach zwojów ślimaka zaobserwowano liczne ślady zużycia ściernego. Wielkości tego zużycia są zróżnicowane. Ślady zużycia powstały w czasie eksploatacji, gdy do przestrzeni roboczej wytłaczarki, wraz z tworzywem przypadkowo dostały się twarde cząstki metalowe lub inne. Świadczy to o chwilowych, dodatkowych obciążeniach wału.

3.2. Złom wału

Złom końcówki wału pokazano na rysunku 2. Powierzchnia złomu z prawej strony rozpoczynającą się od krawędzi rowka wpustowego, jest gładka, drobnoziarnista i posiadająca dobrze wykształcone linie zmęczeniowe. Powierzchnia tej części złomu znajduje się niżej od pozostałej jego części. Obie te powierzchnie łączą się ze sobą pod kątem około 45° , a na rysunku widoczna jest ona w dolnej części jako zaciemniony obszar. Płaszczyzna złomu z prawej strony odpowiada płaszczyźnie pęknięcia drugiego /rys.1b - strona lewa/. Drugą część złomu, lewa strona na rysunku, charakteryzująca

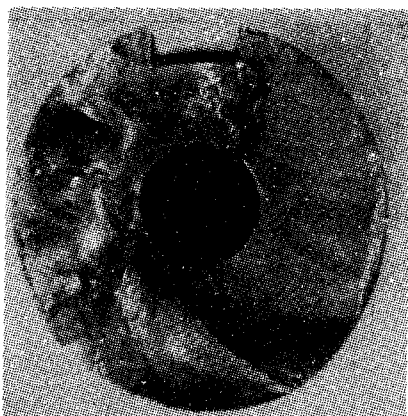


a)



b)

Rys.1. Wał wyciązarki
a/ z segmentami ślimaka
b/ miejsce pęknięcia



Rys.2. Złom wału wylączarki

się większą ziarnistością niż prawa strona, posiada również inną rzeźbę powierzchni. Na tym obszarze obserwuje się uskoki rozchodzące się promieniowo do wnętrza złomu. Stąd linia pęknięcia od strony walcowej wału, przedstawia się w formie falistej /rys.1b/. Płaszczyzna tego złomu należy do pierwszego pęknięcia wału.

Po ocenie tej części złomu dokonano odcięcia fragmentu wału tak, aby odsłonić płaszczyznę złomu biegnącą wzdłuż linii po stronie lewej /rys.1b/. W ten sposób ujawniono pozostałą część powierzchni złomu drugiego pęknięcia /rys.3/. Widoczna na obrazie płaszczyzna jest prostopadła do osi



Rys.3. Złom wału wylączarki po odcięciu jego górnego fragmentu

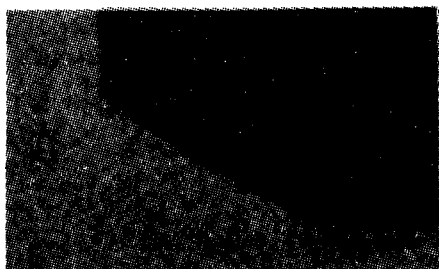
wału. Na "odkrytej" powierzchni złomu /strona lewa/ widoczne są nierówności w formie uskoków. Na tym fragmencie złomu znajdują się elementy złomu zmęczeniowego. Na jego powierzchni nie ma jedynie strefy resztkowej, gdyż pęknięcie nie objęło całego przekroju wału. Ognisko złomu znajduje się w narożu rowka wpustowego, od którego w głąb materiału biegną linie zmęczeniowe. W dolnej części obrazu widoczne są ślady po cięciu mechanicznym.

3.3. Makro- i mikrostruktura stali

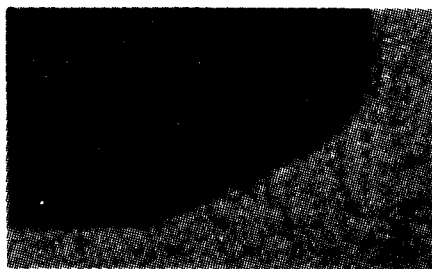
Badania makroskopowe przeprowadzone na przekroju poprzecznym i wzdłużnym wału nie wykazały istnienia żadnych pęknięć walcowniczych ani resztek jamy usadowej. Na odbitce Baumanna przekroju poprzecznego i wzdłużnego odcinka wału stwierdzono równomierne rozłożenie wtrąceń niemetalicznych w postaci siarczków, głównie żelaza i manganu. Badania makroskopowe wykonano na próbkach, które przed samym badaniem zostały poddane wyżarzaniu ujednorodniającemu.

Mikrostruktura w próbkach poddanych badaniom posiada charakterystyczny układ, właściwy wyjściowej strukturze martenzytycznej. Stal posiada strukturę odpowiadającą strukturze stali odpuszczonej w wysokiej temperaturze. Stąd można niewątpliwie ją zaliczyć do struktury sorbitycznej. Występująca niejednorodność strukturalna w formie pasmowości wtórnej znamionuje stal stopową.

Strukturę w okolicy dna i boku rowka wpustowego przedstawiono na rysunkach 4, 5; na obu widoczny jest dolny fragment profilu rowka wpustowego, linie boczne z linią dna rowka połączone są linią ukośną.



Rys.4. Lewa strona profilu dolnej części rowka wpustowego. Zgład poprzeczny, trawiony 2% alkoholowym roztworem HNO_3 Pow.40x



Rys.5. Prawa strona profilu dolnej części rowka wpustowego. Zgład poprzeczny, trawiony 2% alkoholowym roztworem HNO_3 Pow.40x

3.4. Własności mechaniczne i skład chemiczny stali

Twardość stali badano na przekroju poprzecznym wzdłuż linii prostopadłych do siebie. Średnia arytmetyczna na przekroju wzdłuż linii pierwszej wynosi 295HV30 przy rozstępie 14HV, linii drugiej - 298HV30 przy rozstępie 8HV.

Stal posiadała następujące własności mechaniczne:

- umowna granica plastyczności - $R_{0,2}$ - 781 MPa,
- wytrzymałość na rozciąganie - R_m - 909 MPa,
- wydłużenie - A_5 - 20%,
- udarność - KC - 97 J/cm².

Wyniki analizy chemicznej próbki odciętej z wału pozwala przypisać stali znak 26H2MF. Wał został wykonany ze stali do pracy przy podwyższonej temperaturze.

4. ANALIZA ZMĘCZENIOWEGO WSPÓŁCZYNNIKA BEZPIECZEŃSTWA

Wał ślimaka pracuje w złożonym stanie obciążeń, wynikającym z jednoczesnego występowania obciążeń osiowych - ściskających oraz skrętnych, wywołanych oporami wytłaczania.

Wartość momentu skręcającego, określona w przekroju przełomu, wynosi 236 Nm, a amplitudowe obciążenie skrętne - 479,2 Nm. Uwzględniając wpływ temperatury, określono wartość współczynnika $A = 0,767$ [4].

Współczynnik bezpieczeństwa przy obciążeniach skrętnych dla cykli symetrycznych obliczono z zależności:

$$\delta_s = \frac{z_{so}}{\frac{\beta \cdot \tau_{na}}{\varepsilon} + z_{so} \frac{\tau_m}{R_{es}}} \quad (1)$$

Po podstawieniu następujących danych wyliczonych z zależności:

$$z_{so} = 0,25 R_m \cdot A = 174,2 \text{ MPa},$$

$$R_{es} = 0,58 R_{0,2} \cdot A = 347,3 \text{ MPa},$$

$$\tau_m = \frac{M_m}{0,17D^3} = 41,1 \text{ MPa},$$

$$\tau_{na} = \frac{M_a}{0,17D^3} = 8,2 \text{ MPa},$$

$$\beta = \beta_k + \beta_p - 1 = 3,75,$$

$$\varepsilon = 0,7$$

/ β_k , β_p i ε wyznaczono z wykresów [2],

zmęczeniowy współczynnik bezpieczeństwa przy obciążeniach skrętnych wynosi 2,7.

Współczynnik bezpieczeństwa dla obciążeń ściskających obliczono z zależności:

$$\delta_c = \frac{z_{rc}}{\bar{\sigma}_{n \max}} \quad (2)$$

Po podstawieniu następujących danych wyliczonych z zależności:

$$z_{rc} = 0,33 \cdot R_m \cdot A = 230 \text{ MPa},$$

$$\bar{\sigma}_{n \max} = \frac{4 Q \max}{\pi/D^2 - d^2/4 \cdot s \cdot h} = 43,5 \text{ MPa}$$

$$/D = 70 \text{ mm}, d = 22 \text{ mm}, s = 16 \text{ mm} \text{ i } h = 7 \text{ mm} \text{ oraz } Q \max = 145896 \text{ N},$$

zmęczeniowy współczynnik bezpieczeństwa przy ściskaniu wynosi 5,28.

Naprężenie rzeczywiste wału wyraża się zależnością:

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma^2 + \frac{z_c}{z_s} \cdot \tau^2} \quad (3)$$

którą można przekształcić do postaci zawierającej ilorazy i zapisać następująco:

$$\frac{\sigma_z}{z_c} = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{z_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{z_s}\right)^2} \quad (4)$$

Wykorzystując wyrażenia określające współczynnik bezpieczeństwa dla:

$$\text{obciążeń ściskających } \delta_c = \frac{z_{rc}}{\sigma}$$

$$\text{obciążeń skrętnych } \delta_s = \frac{z_{so}}{\tau}$$

$$\text{złożonego stanu obciążeń } \delta = \frac{z_c}{\sigma_z} \text{ przy założeniu, że } \sigma > \tau$$

po podstawieniu do zależności (4) i przekształceniu wyniku, że wypadkowy zmęczeniowy współczynnik bezpieczeństwa przybiera postać:

$$\delta = \frac{\delta_c \cdot \delta_s}{\sqrt{\delta_c^2 + \delta_s^2}} \quad (5)$$

Wstawiając wartości otrzymane z zależności (1) i (2) do zależności (5), wyliczono wartość zmęczeniowego współczynnika bezpieczeństwa wału, która wynosi 2,4.

5. OMÓWIENIE WYNIKÓW BADAŃ

Analiza makrofraktograficzna złomu wału pozwoliła określić mechanizm jego niszczenia. Zniszczenie wału nastąpiło w odległości licząc 3/4 jego długości od podpory. Pęknięcie wału zachodziło wzdłuż dwóch równoległych do siebie płaszczyzn, oddalonych o około 20 mm. Proces przemieszczania się pęknięć w końcowej fazie doprowadził do ich połączenia. Wskutek tego nastąpiło rozdzielenie się wału na dwie części. Mimo tego wał jeszcze pracował przez pewien okres czasu, gdyż moment obrotowy na rozdzieloną część wału był przenoszony przez mocowany za pomocą wkretów do dna wpustu i jeden segment ślimaka.

Na obu powierzchniach pęknięcia wału znajdowały się elementy charakteryzujące złom zmęczeniowy. Według poczynionej szczegółowej obserwacji powierzchni obu złomów uznano, iż pęknięcie drugie /pęknięcie z lewej strony na rys.1b/, bliższe końca wału, jest pęknięciem zaistniałym w pierwszej kolejności. Pęknięcie pierwsze powstało zatem w drugiej kolejności niszczenia wału.

Powierzchnia złomu pęknięcia drugiego /rys.3/ posiada mieszaną rzeźbę, świadczącą o oddziaływaniu zróżnicowanego charakteru obciążenia. Na tej powierzchni widać wyraźnie, że inicjacja pęknięcia nastąpiła w miejscu istnienia rowka wpustowego. Jest to miejsce szczególne na całym

przekroju wału, gdyż tam właśnie wystąpiło w czasie jego pracy spiętrzenie naprężeń. W tym też miejscu powstało ognisko złomu zmęczeniowego. Dalsze przemieszczanie się czoła pęknięcia odzwierciedlają już linie zmęczeniowe. Ta część złomu posiada płaszczyznę prostopadłą do osi wału /środek i prawa strona obrazu - rys.3/. Po prawej stronie, z widocznymi uskokami na powierzchni, obszar jest nieznacznie odchyłony od płaszczyzny prostopadłej i cechuje się większą drobnoziarnistością niż jego pozostała część. Dowodzi to, że pęknięcie w tej części przełomu rozwijało się wolniej.

Złom charakteryzuje się jednym ogniskiem. Jego morfologia wskazuje, że powstał on przy obciążeniu giętno-skrętnym, przy czym dominowało gięcie. Skręcanie natomiast odgrywało drugorzędną rolę i spowodowało zmianę rzeźby złomu. Jego działanie ujawniło się w późniejszym okresie pęknięcia, przyczyniając się do wyraźnego odchylenia płaszczyzny złomu na pewnej części obwołu wału od płaszczyzny prostopadłej do jego osi.

Jakkolwiek pęknięcie drugie rozpoczęło się od rowka wpustowego, to pęknięcie pierwsze rozwinęło się od powierzchni walcowej wału. Charakterystyczny przebieg i kształt powierzchni złomu, w którym najprawdopodobniej istniało kilka ognisk, nadało gięcie i równoczesne skręcanie [1]. Brak linii zmęczeniowych i większa drobnoziarnistość złomu niż na powierzchni pęknięcia drugiego, pozwala wnioskować, że rozwój tego pęknięcia odbywał się przy udziale niższych naprężeń. Zarazem działanie obciążeń skrętnych i giętnych doprowadziło do połączenia obu pęknięć wału, rozwijających się w dwóch płaszczyznach.

Z praktyki wiadomo, że rowek wpustowy w wale wywołuje silne działanie karbu i stanowi często ognisko złomu zmęczeniowego [2]. Dlatego też karby utworzone przez rowki powinny być bardzo starannie wykonane. Jak wykazały badania mikroskopowe, rowek nie posiada typowego, zalecanego zaokrąglenia łączącego ściankę boczną z dnem rowka. W tym miejscu znajduje się linia skośna, która została wykonana przez frez z załamaną krawędzią ostrza. Taki sposób wykonawczy prowadzi wprawdzie do złagodzenia oddziaływania karbu, lecz w tym przypadku, korzystniejszym profilem dla rowka byłby promień zaokrąglenia dna rowka o wartości 1 mm.

Badania metaloznawcze materiału wału wykazały, że na jego wykonanie użyto stali stopowej do ulepszania cieplnego o wysokich własnościach wytrzymałościowych i własnościach plastycznych oraz bardzo wysokiej uderzalności. Zastosowana stal, odpowiadająca gatunkowi 26H2MF, cechuje się dużą hartowością. Stąd twardość na przekroju wału jest równomierna i nie można mieć żadnych zastrzeżeń do wyników obróbki cieplnej.

6. PODSUMOWANIE

W świetle przeprowadzonych badań i analizy wytrzymałości zmęczeniowej, udało się ustalić przyczynę awaryjnego zniszczenia wału wytłaczarki, możliwość zabezpieczenia wału przed ewentualną przypadkową awarią.

Stan obciążenia wału w przekroju w miejscu zaistniałego zniszczenia, wyrażony wypadkowym zmęczeniowym współczynnikiem bezpieczeństwa o wartości 2,4, świadczy o bezpiecznej rezerwie założonej przy projektowaniu. Na ogół współczynnik ten przyjmowany jest, dla tego typu urządzeń, w zakresie 1,7 ÷ 2,0.

Wał wylączarki wykonany został ze stali, zgodnie z dokumentacją techniczną. Stan kwalifikacyjny stali odznaczał się odpowiednimi własnościami mechanicznymi. Badania nie ujawniły istnienia wad materiałowych obniżających wytrzymałość zmęczeniową stali.

Działające naprężenia zmienne, pochodzące od obciążenia giętno-skrętnego, doprowadziły do zniszczenia zmęczeniowego wału wylączarki. Spięcie tych naprężeń w wale wystąpiło w miejscu istnienia karbu konstrukcyjnego, to jest w narożu dna rowka wpustowego, posiadającego akurat w tym miejscu profil o niekorzystnym kształcie.

ANALYSIS OF THE REASONS OF THE SHAFT DESTRUCTION OF EXTRUDING PRESS FOR PLASTICS

Summary

The shaft of the plastics extruding press underwent premature destruction. As a result of metallurgical researches the cause of that fracture was determined. The fatigue failure of the rotary-bent shaft was due to the stresses in the structural notch of the shaft. The profile of the splineway is to be made in such a way so that the concentration of stresses should not exceed its fatigue strength.

LITERATURA

- [1] Kocańda S.: Zmęczeniowe pękanie metali. WNT, Warszawa 1985
- [2] Korewa W., Zygmunt K.: Podstawy Konstrukcji Maszyn. WNT, Warszawa 1965
- [3] Sikora R.: Przetwórstwo tworzyw wielocząstkowych. PW, Warszawa 1987
- [4] Szafranski J., Łoś W., Dymski S.: Opracowanie nr 5/ZM i TM/85 pt. "Ustalenie przyczyn pęknięcia wału wylączarki". ATR, Bydgoszcz 1985 / praca niepublikowana/

Stanisław Mroziński
Józef Szala

NISKOCYKLOWE BADANIA ZMĘCZENIOWE W WARUNKACH OBROTOWEGO
ZGINANIA - STANOWISKO BADAWCZE ORAZ
WYBRANE WYNIKI BADAŃ*

W artykule dokonano oceny dotychczasowych badań w zakresie niskocyklowego zmęczenia, uwzględniających występowanie gradientu odkształceń. Przedstawiono stanowisko badawcze do realizacji niskocyklowych badań zmęczeniowych w próbie obrotowego zginania oraz wyniki badań weryfikacyjnych wykonanego stanowiska.

1. WSTĘP

W obliczeniach trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych w zakresie do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego coraz szersze zastosowanie znajdują metody oparte na zastosowaniu danych z badań w zakresie niskocyklowego zmęczenia materiałów [6]. Dostępne dane literaturowe dotyczą w większości osiowego rozciągania-ściskania. W warunkach tych określa się wpływ różnych czynników na własności niskocyklowe materiałów. Czynniki te ogólnie można podzielić na dwie grupy. Pierwsza dotyczy czynników związanych z materiałem próbki /rodzaj materiału, struktura wewnętrzna, skład chemiczny/ [5] i kształtem próbki /gładka, z karbem/ [2], druga natomiast - warunków obciążenia /wartość średnia naprężenia i odkształcenia, amplituda odkształcenia i naprężenia, częstotliwość obciążenia/ [3].

Pojęcie elementu konstrukcyjnego zawiera w sobie fakt istnienia karbów konstrukcyjnych. Wiąże się to z występowaniem silnych gradientów odkształceń w obszarach karbów. Oparcie obliczeń w tym przypadku o wyniki badań uzyskane w próbie rozciągania-ściskania budzi szereg wątpliwości. Konieczne jest zatem poszukiwanie metody badań uwzględniającej występowanie gradientu odkształceń.

* Prace zrealizowano w ramach projektu Nr 7 1282 91 01 finansowanego w latach 1991-1994 przez Komitet Badań Naukowych

2. SFORMUŁOWANIE PROBLEMU

Uzyskanie gradientu odkształceń jest możliwe w warunkach płaskiego lub obrotowego zginania. W literaturze światowej ukazały się nieliczne prace, w których opisano badania niskocyklowe realizowane w próbie płaskiego lub obrotowego zginania [1,4,9].

W pracy Gossa i wsp. [4] przedstawiono stanowisko oraz metodykę badań stali 18G2A w warunkach płaskiego zginania. Podczas badań wartość maksymalnych naprężeń obliczano z klasycznego wzoru na naprężenia gnące $\sigma = M_y / W_x$. Stosując tę zależność, zwrócono uwagę, że tak liczone naprężenia mają wartość przybliżoną, co wynika z faktu występowania znacznych odkształceń plastycznych. Wyniki badań przedstawiono w postaci zarejestrowanych pętli naprężeniowo-odkształceniowych oraz wykresów trwałości zmęczeniowej i cyklicznego odkształcenia.

W pracy Abela [1] porównywano trwałość metali w warunkach osiowego rozciągania-ściskania oraz w warunkach obrotowego zginania. Wykazano, że w warunkach obrotowego zginania trwałość jest wyższa niż w warunkach osiowego rozciągania-ściskania. Ponadto stwierdzono, że głównym czynnikiem wpływającym na wytrzymałość niskocyklową jest amplituda odkształcenia plastycznego na powierzchni próbki.

Charakter porównawczy miała także praca Urashimy i in. [9]. Porównywano w niej własności niskocyklowe stopów aluminium. Badania prowadzono w warunkach osiowego rozciągania-ściskania, obrotowego i płaskiego zginania. Próby prowadzono przy wartości średniej naprężenia równej zero. W analizie stwierdzono, że najwyższą trwałość stopy aluminium wykazują w warunkach płaskiego zginania, natomiast najniższą - w warunkach osiowego rozciągania-ściskania. Wartości pośrednie trwałości uzyskano dla obrotowego zginania.

Na podstawie badań przeprowadzonych i opisanych przez autorów [1,9], trudno jednoznacznie opisać zjawiska zachodzące podczas obrotowego zginania. Do tego niezbędne jest wyznaczenie pętli histerezy odkształceniowo-naprężeniowych. Są one bowiem zasadniczym źródłem informacji o procesie odkształcenia zachodzącym w materiale. Analiza niektórych parametrów pętli histerezy pozwala definiować własności niskocyklowe materiałów. Obecnie brak jest także opracowań na temat wpływu różnych czynników /jak ma to miejsce w próbie rozciągania-ściskania/ na trwałość zmęczeniową w warunkach obrotowego zginania. Realizacja powyższych badań pozwoliłaby zmodyfikować metody obliczeń oparte na wynikach prób zmęczeniowych zrealizowanych w warunkach rozciągania-ściskania.

Badania realizowane w próbie obrotowego zginania są znacznie trudniejsze w porównaniu z badaniami prowadzonymi w warunkach płaskiego zginania czy osiowego rozciągania-ściskania. Podstawowe trudności dotyczą wyznaczenia naprężeń w warunkach odkształceń sprężysto-plastycznych i pomiaru odkształceń w funkcji kąta obrotu próbki. Niemożliwe jest bowiem tutaj zastosowanie standardowych ekstensometrów wykorzystywanych podczas pomiaru odkształceń w próbie rozciągania-ściskania. Odkształcenia można

mierzyć jednak w sposób pośredni. Umiejętność interpretacji wyników pomiaru pośredniego może pozwolić na opis rzeczywistych odkształceń i zjawisk mających miejsce na powierzchni próbki.

Konieczność pomiaru i rejestracji parametrów związanych z cyklicznym odkształceniem próbki umożliwia sformułowanie założeń konstrukcyjnych do budowy stanowiska badawczego. Układ obciążenia stanowiska powinien zapewnić:

- stałą wartość momentu gnącego na długości pomiarowej próbki,
- możliwość realizacji badań w warunkach stałego naprężenia i stałego odkształcenia,
- możliwość badań z nieregularnym i losowym obciążeniem.

Układ sterujący pomiarowy powinien umożliwiać:

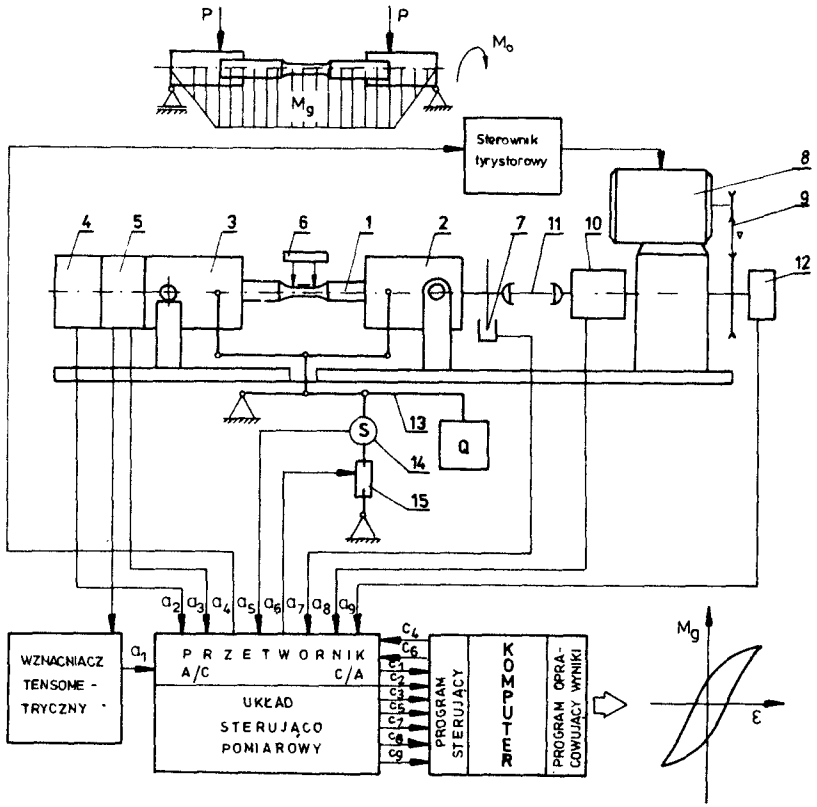
- pomiar odkształceń części pomiarowej,
- badania przy różnych częstotliwościach obciążenia,
- pracę w układzie sprzężenia zwrotnego z komputerem.

3. STANOWISKO BADAWCZE

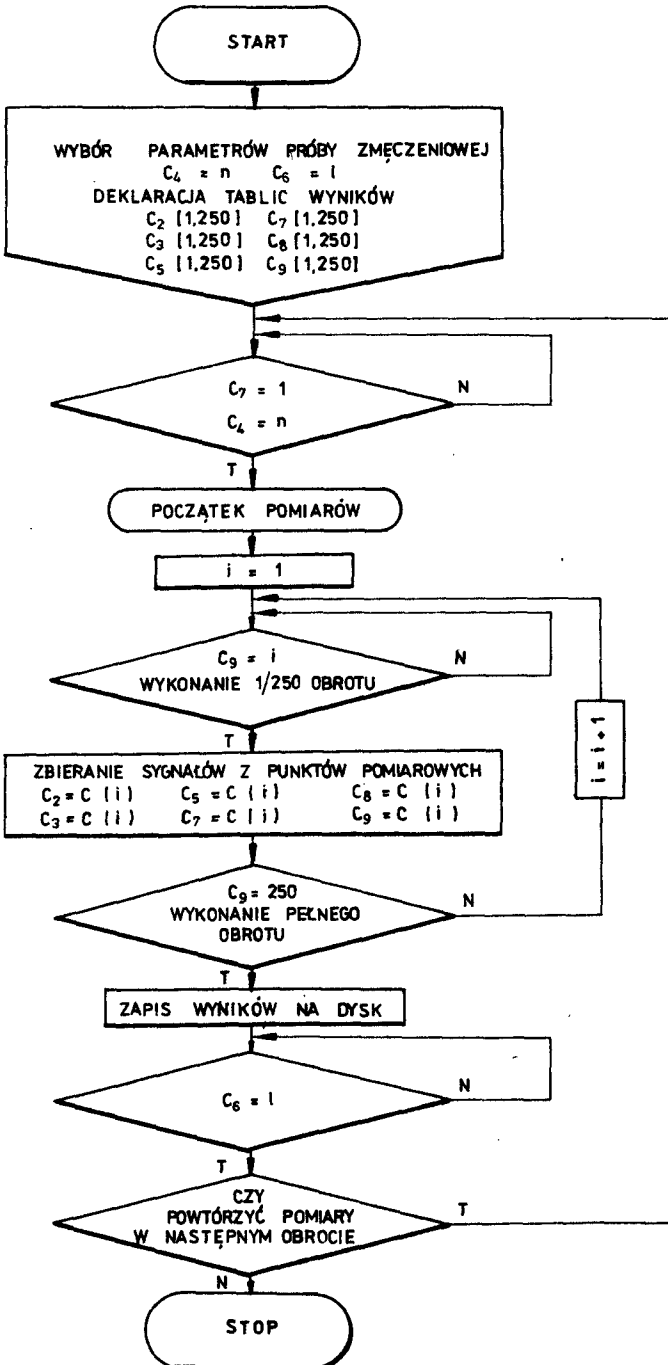
W oparciu o powyższe założenia zostało zaprojektowane i wykonane stanowisko badawcze do niskocyklowych badań zmęczeniowych realizowanych w próbie obrotowego zginania. Na rysunku 1 przedstawiono schemat ogólny stanowiska wraz ze schematem obciążenia realizowanym na stanowisku. Próbka 1 zamocowana w uchwytach 2 i 3 podlega zginaniu na skutek obciążenia Q przyłożonego na dźwigni 13 lub na skutek wymuszenia zadanego przez mechanizm ciągłej regulacji odkształcenia 15. Pomiar siły odbywa się przy użyciu siłomierza 14. Pomiar odkształcenia próbki jest realizowany przy użyciu czujnika 6 zamocowanego na próbce. Sygnał prądowy z czujnika jest przesyłany za pośrednictwem zbieracza prądowego 5 do przetwornika analogowo-cyfrowego, a następnie do programu sterującego komputera. Moment obrotowy z silnika prądu stałego 8 jest przekazywany do próbki za pośrednictwem przekładni pasowej 9 i sprzęgła przegubowego 11. W układzie napędowym zastosowano ponadto momentomierz 10. Prędkość obrotowa silnika jest ustalana przy użyciu sterownika tyrystorowego mającego możliwość współpracy z komputerem. W stanowisku zostały ponadto zastosowane czujniki kąta położenia 4, 12 oraz transoptor 7. Wyposażenie stanowiska uzupełnia ponadto system programów umożliwiających sterowanie próbą zmęczeniową oraz opracowanie i graficzne przedstawienie wyników.

4. OPIS PRÓBY ZMĘCZENIOWEJ

Sterowanie próbą zmęczeniową przebiega z poziomu programu sterującego. Na rysunku 2 przedstawiono jego schemat blokowy dla próby zmęczeniowej realizowanej przy stałym odkształceniu całkowitym. Po uruchomieniu programu zostają wybrane parametry próby zmęczeniowej C_4, C_6 /częstotliwość



SYGNAŁY ANALOGOWE	SYGNAŁY CYFROWE	ŹRÓDŁO SYGNAŁU	ADRES SYGNAŁU
1 Wejściowe			
a ₁	C ₁	tensometr na próbce	} program sterujący
a ₂	C ₂	czujnik kąta położenia	
a ₃	C ₃	czujnik przemieszczeń	
a ₅	C ₅	silomierz	
a ₇	C ₇	transceptor	
a ₈	C ₈	momentomierz	
a ₉	C ₉	czujnik kąta położenia	
2 Wyjściowe			
a ₄	C ₄	} program sterujący	} sterownik tyrystorowy mechanizm regulacji odkształcenia
a ₆	C ₆		



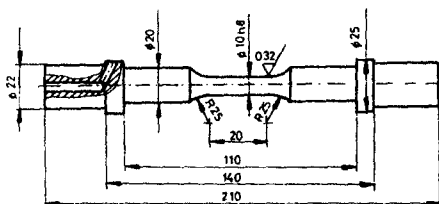
Rys.2.Schemat blokowy programu sterującego

obciążenia oraz odkształcenie całkowite/. Ponadto zostają zadeklarowane tablice dla sygnałów zbieranych z czujników pomiarowych w czasie próby C2,C3,C5,C7,C8,C9. Gdy zadana wartość odkształcenia zostaje osiągnięta, następuje uruchomienie stanowiska badawczego. Proces pomiaru sygnałów z czujników pomiarowych odbywa się po sygnale z transoptora. Pierwszy pomiar sygnałów następuje po impulsie z czujnika kąta położenia /wykonanie 1/250 obrotu/. Czujnik wysyła 250 impulsów na obrót. Pierwszy zestaw wyników pomiarowych jest przechowywany w pamięci operacyjnej komputera i zostaje zapisany na dysku po wykonaniu pełnego obrotu próbki. Jeśli zadana wartość odkształcenia uległa zmianie, następuje korekta i powtórzenie procesu pomiaru w następnym cyklu.

5. PRÓBY WERYFIKACYJNE

a/ Badania statyczne

Badania weryfikacyjne przeprowadzono stosując próbki zgodne z Polską Normą [10]. Dokładne wymiary próbki przedstawiono na rysunku 3. Kształt próbki został tak dobrany, aby istniała możliwość jednoznacznego umieszczenia jej w uchwytach mocujących oraz zamocowania czujnika przemieszczeń.



Rys.3. Próбка do badań

W celu przeprowadzenia przewodu od czujnika, w części chwytowej został wykonany otwór. Próbki wykonano z normalizowanej stali 35 o następujących parametrach wytrzymałościowych, wyznaczonych w próbie statycznego rozciągania:

- | | |
|--|-------------------------|
| - wytrzymałość na rozciąganie | $R_m = 520 \text{ MPa}$ |
| - wyraźna granica plastyczności | $R_e = 310 \text{ MPa}$ |
| - względne wydłużenie próbki proporcjonalnej | $A_5 = 30\%$ |
| - względne przewężenie próbki | $Z = 56\%$ |

Podczas wstępnych prób weryfikacyjnych okazało się, że do obrotu próbki obciążonej stałym momentem gnącym, wywołującym w strefie pomiarowej odkształcenia plastyczne, konieczny jest znaczny moment obrotowy. Celem pomiarów statycznych było:

- określenie wartości momentu skręcającego, występującego w próbce podczas obciążenia stałym momentem gnącym,

- określenie kąta skręcenia próbki po przyłożeniu odpowiedniego momentu obrotowego,
- zbadanie charakteru zmian wyżej wspomnianych parametrów, w zależności od momentu gnącego.

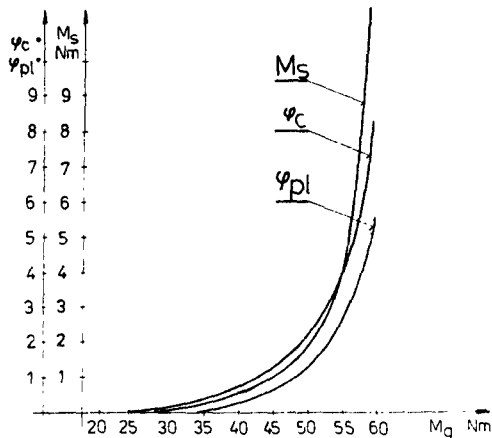
Pomiary momentu skręcającego oraz kąta skręcenia polegały na stopniowym obciążeniu próbki momentem gnącym oraz bezpośrednim pomiarze interesujących parametrów. Przyrosty momentu gnącego wynosiły 5 Nm. Za moment skręcający przyjmowano wartość momentu obrotowego M_0 , jaki był niezbędny do obrotu obciążonej próbki. Jako kąt skręcenia, przyjmowano kąt wynikający z różnicy wskazań czujników kąta położenia 4,12 /rys.1/. Pomiarowi podlegał całkowity kąt skręcenia φ_c oraz kąt odkształcenia plastycznego φ_{pl} .

$$\varphi_c = \varphi_{spr} + \varphi_{pl} \quad (1)$$

gdzie:

- φ_c - całkowity kąt skręcenia próbki,
- φ_{spr} - kąt odpowiadający odkształceniu sprężystemu,
- φ_{pl} - kąt odpowiadający odkształceniu plastycznemu.

Wyniki pomiarów momentu skręcającego oraz kąta skręcenia przedstawiono na rysunku 4. Przedstawione wyniki pomiarów momentu skręcającego mogły



Fys.4. Wyniki pomiarów statycznych momentu skręcającego

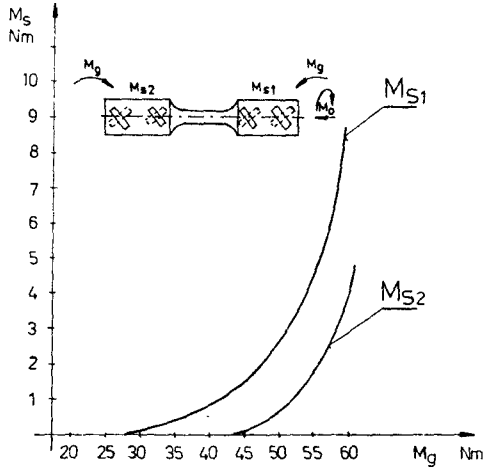
$$M_s = f/M_g / \text{ i kąta skręcenia } \varphi_c = f/M_g / , \quad \varphi_{pl} = f/M_g /$$

być obarczone błędami, nie uwzględniały bowiem:

- strat tarcia występujących w układzie łożysk tocznych,
- strat momentu w układzie podwójnego sprzęgła kąowego,
- strat związanych z błędami zamocowania.

W celu weryfikacji wyników wykonano pomiary momentu skręcającego przy użyciu tensometrów oporowych naklejonych bezpośrednio na próbce. Pomiarowi

podlegały wartości momentów skręcających występujących na częściach chwytowych próbki. Zmienną niezależną był moment gnący na długości pomiarowej. Otrzymane wyniki potwierdziły poprawność pomiarów momentu skręcającego wykonanych momentomierzem indukcyjnym. Wyniki pomiarów tensometrycznych przedstawiono na rysunku 5.



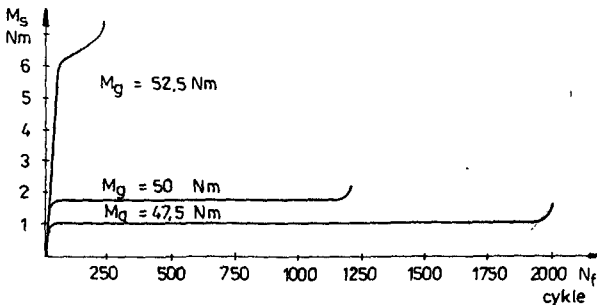
Rys.5. Wyniki pomiarów tensometrycznych momentu skręcającego $M_s = f/M_g$

b/ Pomiary dynamiczne

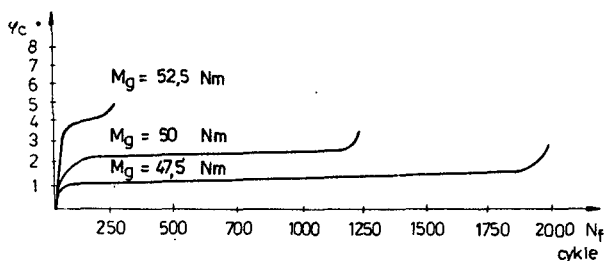
Podczas badań statycznych pomiary wartości parametrów zależnych /moment skręcający, kąt skręcenia/ były mierzone wyłącznie w funkcji zmiennej niezależnej /moment gnący/. Celem pomiarów dynamicznych był między innymi:

- pomiar momentu skręcającego w funkcji liczby cykli,
- pomiar kąta skręcenia w funkcji liczby cykli,
- pomiar odkształceń próbki w funkcji kąta obrotu /wyznaczenie pętli odkształceniowo-naprężeniowej/.

Badania dynamiczne realizowano dla wariantu stałego momentu gnącego $M_g = \text{const}$. Zarejestrowane na dysku komputera wyniki pomiarów momentu skręcającego i kąta skręcenia przedstawiono na rysunkach 6 i 7.

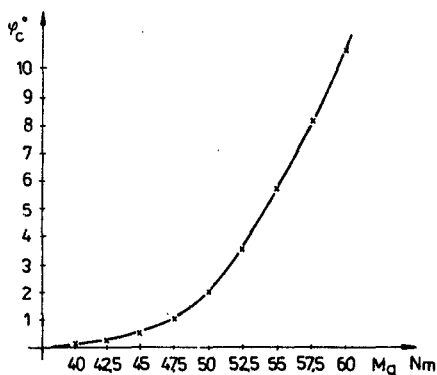


Rys.6. Wyniki pomiarów dynamicznych momentu skręcającego $M_s = f/N_f$



Rys. 7. Wyniki pomiarów dynamicznych kąta spręcenia $\varphi_c = f/N_f$

Na rysunku 8 przedstawiono zależność całkowitego kąta skręcenia /dla warunków stabilizacji/ od momentu gnącego.



Rys. 8. Wyniki pomiarów dynamicznych kąta skręcenia $\varphi_c = f/M_g$

Pomiar odkształceń części pomiarowej próbki w funkcji kąta obrotu zrealizowano przy użyciu czujnika przemieszczeń oraz tensometru foliowego. Celem tak przeprowadzonego pomiaru było znalezienie związku, jaki istnieje między odkształceniami mierzonymi tensometrem a odkształceniami uzyskanymi z pomiaru czujnikiem przemieszczeń.

Wyniki pomiarów tensometrycznych przedstawiają odkształcenia względne próbki $\epsilon_T = \Delta l/l$, gdzie: Δl - przyrost odkształcenia na długości bazy tensometru $l/l_0 = 1,2$ mm/. Odkształcenia te obliczano z zależności:

$$\epsilon_T = \frac{2 C}{A k n} \text{ a } \% \quad (2)$$

gdzie:

- C - wzmocnienie mostka tensometrycznego,
- A - kalibracja układu /bajt/,
- k - stała tensometru /2,21/,
- n - stała czynnych tensometrów,
- a - wielkość zapisu /bajt/.

Wynik pomiaru uzyskany przy użyciu czujnika przemieszczeń dotyczy przyrostu długości czujnika Δl_p . W analizie pomiarów przyjęto posługiwać się odkształceniem względnym czujnika $\epsilon_{CZ} = \Delta l_p / l_p$, gdzie: Δl_p - przyrost długości czujnika, l_p - długość pomiarowa próbki /20 mm/. Badania prowa - dzono dla 10 wartości momentu gnącego $M_g = 20-45 \text{ Nm}$ /. Przyrost momentu podczas badań wynosił 2,5 Nm. Szczegółowej analizie poddano wszystkie otrzymane wyniki /250 na obrót/. W tabelicy 1 przedstawiono zestawienie wyników pomiarów zrealizowanych przy użyciu tensometru i czujnika. Wyniki pomiarów dotyczą charakterystycznego położenia próbki, odpowiadającego kątomu obrotu 90° . W ostatniej kolumnie przedstawiono wartość ilorazu $k = \epsilon_{CZ} / \epsilon_T$.

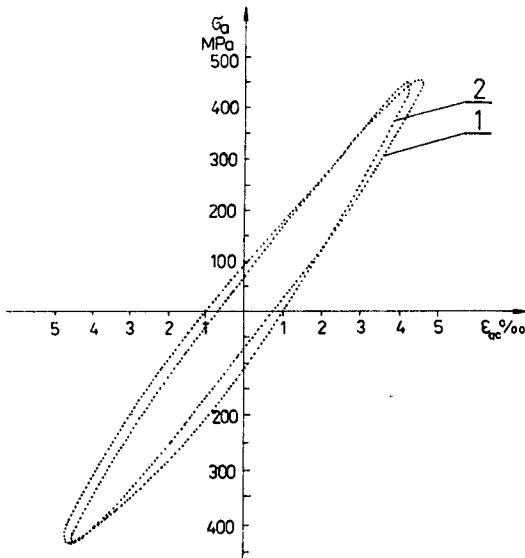
Tabela 1

Zestawienie wyników pomiarów odkształcenia całkowitego przy użyciu tensometru oporowego oraz czujnika dla kąta obrotu 90°

Lp	M_g Nm	$\sigma = M_g / W_x$ MPa	ϵ_T ‰	ϵ_T ‰	ϵ_{CZ} ‰	ϵ_{CZ} ‰	$k = \epsilon_{CZ} / \epsilon_T$
1 2 3	22,5	232	1,25 1,20 1,22	1,22	1,21 1,26 1,30	1,26	1,03
1 2 3	25	257	1,52 1,75 1,24	1,50	1,63 1,53 1,42	1,53	1,02
1 2 3	27,5	282	1,80 1,75 1,70	1,75	1,87 1,78 1,82	1,82	1,04
1 2 3	30	307	2,11 1,82 1,95	1,96	2,10 1,87 2,01	1,99	1,02
1 2 3	32,5	332	2,32 2,28 2,30	2,30	2,25 2,35 2,30	2,30	1,00
1 2 3	35	357	2,77 2,36 2,70	2,61	2,57 2,68 2,57	2,61	1,00
1 2 3	37,5	382	3,06 2,95 3,10	3,04	2,95 3,00 2,97	2,97	0,98
1 2 3	40	407	3,28 3,72 3,50	3,50	3,55 3,30 3,42	3,42	0,98
1 2 3	42,5	432	3,60 3,72 3,80	3,71	3,86 3,71 3,97	3,85	1,04
1 2 3	45	458	4,62 4,72 4,58	4,64	4,49 4,77 4,64	4,63	0,99

Na rysunku 9 przedstawiono pętle odkształceniowe uzyskane z pomiaru tensometrycznego (1) i z pomiaru uzyskanego przy użyciu czujnika przemieszczeń (2) dla stałego momentu gnącego $M_g = 45 \text{ Nm}$. Naprężenia nominalne

obliczono ze wzoru $\sigma = M_g / W_x$. Podziałkę na osi naprężenia przyjęto dla liniowego rozkładu naprężeń w przekroju próbki.



Rys.9. Pętle histerezy uzyskane w pomiaru tensometrem "1" i czujnikami przemieszczeń "2" / $M_g = 45 \text{ Nm}$ /

6. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Przeprowadzone próby weryfikacyjne wykazały, że podczas zginania obrotowego, realizowanego w zakresie dużych odkształceń, występuje dość znaczny udział momentu skręcającego. Analiza zmian momentu skręcającego i kąta skręcenia /rys.4/ ukazuje progresywny charakter zmian momentu skręcającego w zakresie momentu gnącego 40 - 60 Nm. Na podstawie wykresu można stwierdzić, że wartość sprężystych odkształceń skrętnych $\varphi_c - \varphi_{pl}$ w czasie próby nie ulega istotnym zmianom.

Wyniki pomiarów tensometrycznych /rys.5/ potwierdziły progresywny charakter zmian momentu skręcającego występującego na próbce. Moment skręcający występujący na części czynnej /od strony przyłożenia momentu obrotowego/ jest porównywalny co do wartości z momentem skręcającym zmierzonym momentomierzem indukcyjnym. Moment skręcający na części biernej jest znacznie mniejszy. Występowanie tego momentu jest związane z oporami ruchu pochodzącymi od elementów stanowiska, które znajdują się po stronie biernej próbki /czujnik kąta położenia, szczotkowy zbieracz prądowy, łożyska wrzeciona; rys.1/. Progresywny charakter zmian momentów skręcających można tłumaczyć wzrostem odkształceń plastycznych w próbce pod wpływem obciążenia.

Pomiary dynamiczne czynnego momentu skręcającego w funkcji liczby obrotów /rys.6/ wykazały jego istotny przyrost w kilku pierwszych cyklach obciążenia, a następnie stabilizację. Charakter zmian kąta skręcenia /przy-

rost w pierwszych kilku cyklach a następnie stabilizacja: rys.7; świadczy jednoznacznie o wpływie momentu skręcającego. Na podstawie rysunku 8 możemy stwierdzić, że kąt skręcania /dla stanu stabilizacji własności zmęczeniowych/ wykazuje charakter nieliniowy. W przedziale momentu gnącego 50-50 Nm charakteryzuje się on znaczną progresją.

Na podstawie analizy wyników przedstawionych w tablicy 1 można stwierdzić, że wartości odkształceń ϵ_{CZ} i ϵ_T wykazują dużą zbieżność. Oscylacja wartości współczynnika "k" może być wynikiem niedokładności pomiaru czujnikiem przemieszczeń - błąd pomiaru czujnika 0,039 mm. Wynikiem tego są błędy pomiaru odkształcenia względnego ϵ_{CZ} wynoszące 0,19%.

Analiza kształtu pętli histerezy uzyskanej przy użyciu czujnika przemieszczeń wykazuje pewne różnice w stosunku do pętli uzyskanej przy użyciu tensometru. Dla maksymalnych odkształceń całkowitych różnica odkształcenia wynosi 0,2%. Jest to wartość zbliżona do błędu pomiaru /0,19%.

7. WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych badań oraz analizy wyników można sformułować następujące wnioski:

1. Opisane w pracy stanowisko badawcze umożliwia realizację niskocyklowych badań zmęczeniowych prowadzonych w próbie obrotowego zginania.
2. W próbie obrotowego zginania w zakresie znacznych momentów gnących /wywołujących w próbce odkształcenia plastyczne/ mamy do czynienia ze złożonym stanem naprężenia, wynikającego z równoczesnego zginania i skręcania.
3. Występujący podczas znacznych obciążeń gnących moment skręcający wywołuje trwałe odkształcenia skrętne próbki.
4. Odkształcenia próbki mierzone czujnikiem przemieszczeń mogą być miarą rzeczywistych odkształceń na powierzchni próbki.
5. Cyklicznie rejestrowane pętle histerezy mogą być podstawą do analizy własności niskocyklowych materiałów badanych w próbie obrotowego zginania.

LITERATURA

- [1] Abel A.: Comparison of Low Cycle Axial, Rotating and Bendig Fatigue of Aluminium Alloys. Second International Conference on Low Cycle Fatigue and Elasto-Plastic Behaviour of Materials, 7-11 September 1987
- [2] Dowling N.E., Wilson W.K.: Analysis of Notch Strain for Cyclis Loading. Scientific Paper 79-1D3-PALFA-P2, Westinghouse R&D Centre, Feb 1979
- [3] Dubuc J., Vanasse J.R., Bazerqui A.: Effect of Mean Stress and of Mean Strain Low-Cycle Fatigue of A-517 and A-201 Steels. Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, Fe 1970

- [4] Goss Cz., Kocańda S., Kur J., Zielosko R.: Badania zmęczeniowe stali podwyższonej wytrzymałości 18G2A przy zginaniu w zakresie małej liczby cykli. Biuletyn Wojskowej Akademii Technicznej nr 10, 1986
- [5] Hatanaka K., Yamada T., Hirose Y.: An Effective Plastic Strain Component for Low Cycle Fatigue in Metals. Bulletin of the ASME, Vol.23, No. 180, Jun 1980
- [6] Kocańda S., Kocańda A.: Niskocyklowa wytrzymałość zmęczeniowa metali. PWN, Warszawa 1989
- [7] Seleh Y., Margolin H.: Low Cycle Fatigue Behaviour of Ti-Mn Alloys: Fatigue Life. Metallurgical Transactions A, Vol.13A, July 1982
- [8] Szala J., Mroziński S.: Metodyka i stanowisko do badań w zakresie niskocyklowego zmęczenia w próbie obrotowego zginania. XIV Sympozjum MDCS, Warszawa 1990
- [9] Urashima C., Nishida S.: Comparison between Rotating Bending and Push-Pull Fatigue Strength in Low Cycle Region. Second International Conference on Low Cycle Fatigue and Elasto-Plastic Behaviour of Materials, 7-11 September 1987
- [10] PN-84/H-04334-Badania niskocyklowego zmęczenia metali

LOW CYCLE FATIGUE INVESTIGATIONS IN ROTARY BENDING
CONDITIONS-TEST STAND AND SELECT RESULTS

Summary

This article contains on appreciation of the hitherto investigations in the range of a low cycle fatigue, with regard to a strain gradient existence.

It has been presented a test stand for the realization of low cycle fatigue research in rotary bending trial, as well as the results of a verifying studies concerning this test stand.

Janusz Sempruch

OCENA WYTRZYMAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ W WARUNKACH ZŁOŻONEGO STANU
NAPRĘŻENIA NA PODSTAWIE HIPOTEZ WYŁĘŻENIOWYCH ORAZ INNYCH
ZNANYCH METOD OBLICZENIOWYCH

W pracy wskazano podstawowe problemy związane z oceną wytrzymałości zmęczeniowej w warunkach złożonego stanu naprężenia oraz dokonano przeglądu danych literaturowych dotyczących aktualnie w tym zakresie wykorzystywanych metod obliczeniowych. Wskazano różnorodność znanych metod oraz ograniczenia ich stosowania.

1. WPROWADZENIE DO ZAGADNIENIA OCENY WYTRZYMAŁOŚCI W ZŁOŻONYM STANIE
NAPRĘŻEŃ

Główne założenie, wspólne wszystkim hipotezom wyłężeniowym, polega na tym, że uszkodzenie nastąpi wówczas, jeżeli maksymalna wartość wybranej wielkości w złożonym stanie naprężenia /wielkość zredukowana σ_z / stanie się równa lub większa od wartości K , dla której wystąpi uszkodzenie w prostym stanie naprężenia m.in. [3]:

$$\sigma_z \geq K \quad (1)$$

Hipotezy wyłężeniowe sformułowane dla obciążeń statycznych określają kryteria, jakie powinien spełnić stan naprężenia ze względu na niebezpieczeństwo powstania odkształceń plastycznych lub niebezpieczeństwo utraty spójności. Ich celem jest określenie wyłężenia jako funkcji składowych stanu naprężenia oraz pewnych parametrów charakteryzujących materiał [28].

Istnieje szereg hipotez wyłężeniowych opracowanych dla przypadku obciążeń statycznych. Według zastosowanych parametrów zniszczenia, można podzielić je na cztery grupy [41]:

- kryteria naprężeniowe,
- kryteria odkształceniowe,
- kryteria energetyczne,
- kryteria formalne /nazywane są one także naprężeniowo-odkształceniowymi [6,10] /.

Hipotezy opracowane dla obciążeń statycznych nierzadko wykorzystywane są dla przypadku obciążeń zmęczeniowych. Analiza wyników badań zmęczeniowych w warunkach złożonego stanu naprężenia wykazuje, że stosunek granic zmęczenia Z_{SO} do Z_{RC} wynosi 0.5-0.7 dla stali oraz 0.75-0.9 dla żeliw [29]. Odpowiada to relacjom wynikającym z większości teorii wytrzymałości sta-

tycznej. Wg Olejnika [29] świadczy to o formalnej możliwości rozszerzenia zakresu zastosowania zadowalająco eksperymentalnie zweryfikowanych hipotez dla obciążeń statycznych na przypadek naprężeń zmęczeniowych. Należałoby zatem zastanowić się nad zakresem zastosowań poszczególnych hipotez. Dostępne dane eksperymentalne pozwalają sformułować następujące zalecenia [3,28,29]:

- dla materiałów izotropowych wykazujących złom kruchy, zaleca się stosowanie hipotezy głównego naprężenia normalnego, pamiętając, że w szeregu przypadków daje ona wyniki z nadmiarem; w przypadku materiałów, dla których doraźna wytrzymałość przy ścisaniu jest zasadniczo różna od doraźnej wytrzymałości przy rozciąganiu, zaleca się stosowanie zmodyfikowanej hipotezy Mohra'a,
- dla izotropowych materiałów wykazujących złom plastyczny, zaleca się stosowanie hipotez opartych na koncepcji Hubera-Mises'a-Henky'ego; należy zaznaczyć, że spośród tych hipotez, hipoteza energii odkształcenia postaciowego daje najlepsze wyniki zgodności wyników obliczeń z wynikami eksperymentu dla większości stali konstrukcyjnych.

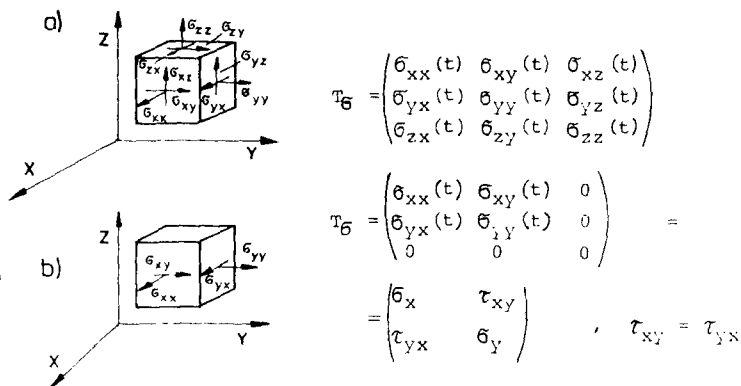
Przeniesienie wprost wymienionych hipotez na przypadek obciążenia zmęczeniowego napotyka jednak na przeszkody formalne.

Większość rzeczywistych elementów konstrukcyjnych składa się z brył trójwymiarowych, w których panuje przestrzenny stan naprężenia i odkształcenia. Trójwymiarowy stan naprężenia jest jednoznacznie określony sześcioma składowymi tensora naprężenia - rys.1a, gdzie $\sigma_{xx} = \sigma_x$, $\sigma_{yy} = \sigma_y$, $\sigma_{zz} = \sigma_z$ są naprężeniami normalnymi, a $\sigma_{xy} = \sigma_{yx} = \tau_{xy}$, $\sigma_{xz} = \sigma_{zx} = \tau_{xz}$, $\sigma_{yz} = \sigma_{zy} = \tau_{yz}$ są naprężeniami stycznymi. Każda ze składowych tensora naprężenia może być wyrażona w sposób następujący:

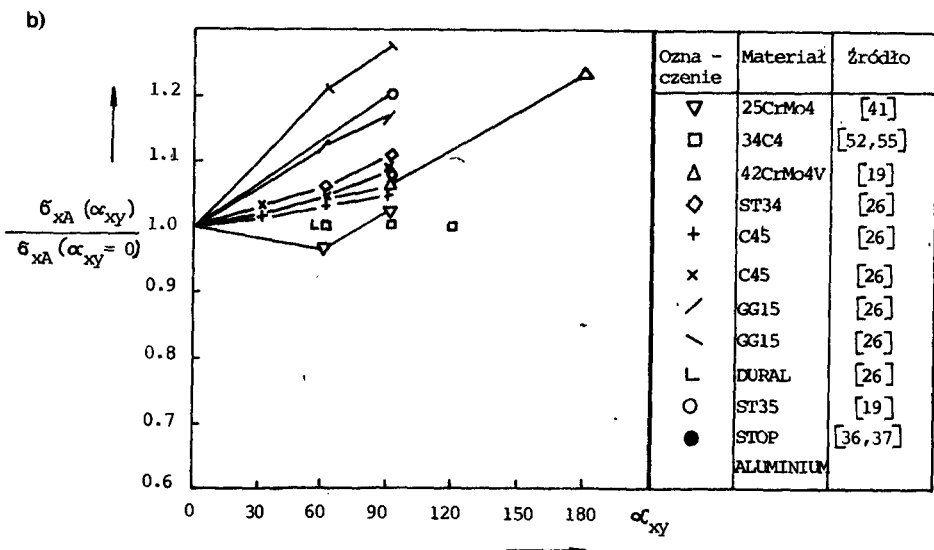
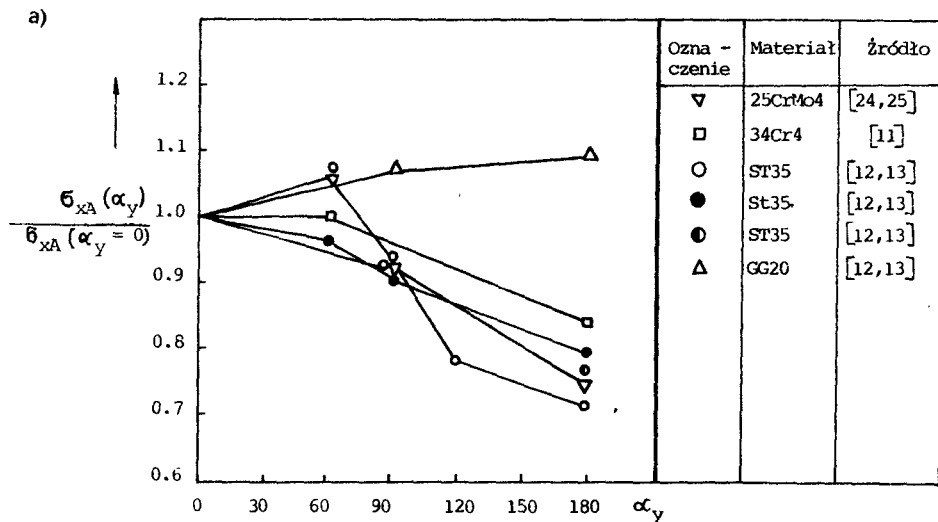
$$\sigma_{ij}(t) = \sigma_{ijm} + \sigma_{ija} f_{ij}(\omega_{ij}, t, \alpha_{ij}) \quad (2)$$

gdzie:

f_{ij} - dowolna funkcja harmoniczna.



Rys.1. Przestrzenny /a/ i płaski /b/ stan naprężeń zmęczeniowych



Rys.2. Wpływ przesunięć fazowych α_y (rys.a) i α_{xy} (rys.b) na wytrzymałość zmęczeniową

Uwzględniając, że:

- źródłem większości pęknięć zmęczeniowych jest stan naprężenia w warstwie wierzchniej elementu konstrukcyjnego lub próbki /w większości technicznie ważnych przypadków, z wyjątkiem naprężeń kontaktowych i naprężeń własnych, największe naprężenia występują na powierzchniach elementu konstrukcyjnego/, o przebiegu procesu zmęczenia na etapie inicjacji pęknięcia decyduje zatem głównie płaski stan naprężenia na powierzchni elementu konstrukcyjnego /próbki/ [16] /rys.1b/,

- ze względów praktycznych przyjmuje się, że składowe zmęczeniowe zmieniają się w sposób sinusoidalny [18],

oraz zakładając, że poszczególne składowe stanu naprężenia zmieniają się ze stałą częstotliwością, składowe te można wyrazić następująco:

$$\sigma_x(t) = \sigma_{xm} + \sigma_{xa} \sin(\omega t) \quad (3a)$$

$$\sigma_y(t) = \sigma_{ym} + \sigma_{ya} \sin(\omega t + \alpha_y) \quad (3b)$$

$$\tau_{xy}(t) = \tau_{xym} + \tau_{xya} \sin(\omega t + \alpha_{xy}) \quad (3c)$$

Składowe σ_x , σ_y i τ_{xy} mogą być określone na podstawie teoretycznej lub eksperymentalnej analizy rozkładu naprężeń i odkształceń.

Jak wynika z zależności (3a-3c), każda ze składowych tensora naprężeń zmęczeniowych charakteryzowana jest przez σ_{ija} , σ_{ijm} i α_{ij} . Hipotezy wyteżeniowe w swej podstawowej postaci /wynikającej z zapisu dotyczącego obciążeń statycznych/ nie dają możliwości uwzględnienia tych wszystkich parametrów, jak i uwzględnienia jakościowego i ilościowego oddziaływania wartości średnich cykli zmęczeniowych czy też występujących przesunięć fazowych.

Wracając do przedstawionego podziału kryteriów /ze względu na przyjęty parametr uszkodzenia/ należy podkreślić, że w zakresie problematyki oceny trwałości i wytrzymałości zmęczeniowej zainteresowanie poszczególnymi grupami kryteriów jest związane z analizowanym zakresem wykresu zmęczeniowego Wöhler'a. W obszarze granicy zmęczenia, ze względu na przyjęty, ogólny opis zjawisk zmęczeniowych tam występujących, wykorzystywane są przede wszystkim kryteria naprężeniowe. Ponieważ zdecydowana większość elementów maszyn /blisko 90%/ konstruowana jest z uwzględnieniem postulatu wytrzymałości nieograniczonej, w niniejszej pracy przyjęto naprężeniowe podejścia do opisu procesu zmęczenia. W przedstawionej w dalszej części pracy analizie pominięto grupę kryteriów odkształceniowych. Wyczerpujący przegląd danych literaturowych dotyczących tej grupy, można znaleźć w [10,17].

2. ADAPTACJA HIPOTEZ WYTEŻENIOWYCH DLA PRZYPADKU ZŁOŻONEGO WAHADŁOWEGO OBCIĄŻENIA ZMĘCZENIOWEGO O SKŁADOWYCH NIE PRZESUNIĘTYCH W FAZIE

W przypadku, kiedy składowe stanu naprężenia nie wykazują wzajemnych przesunięć w fazie i zmieniają się w cyklu wahadłowym, kierunek osi głównych pozostaje niezmienny, a wartości ekstremalne naprężeń głównych σ_1 i

σ_2 koreluja w czasie z ekstremami σ_x , σ_y i τ_{xy} . Naprężenie zredukowane hipotezy wytrzymałościowej opracowanej dla obciążeń statycznych zastąpione zostanie przez amplitudę naprężenia zredukowanego σ_{za} , a składowe stanu naprężenia wyrażone są jako ich składowe amplitudowe.

Zestawienie najczęściej w literaturze wymienianych hipotez zaliczanych do omawianej grupy pokazano w tabeli 1. Zestawienie to pokrywa obszar analizy siedmiu prac przeglądowych [1,3,9,20,31,39,53] i może być uznane za reprezentatywne.

Tabela 1

Najczęściej wykorzystywane zależności dla oceny wytrzymałości zmęczeniowej w przypadku obciążeń wahadłowych pozostających w fazie

Lp.	Określenie kryterium	Postać kryterium
1	Głównego naprężenia normalnego	$\sigma_{za} = \sigma_{1a}$
2	Odkształcenia głównego	$\sigma_{za} = \sigma_{1a} - \nu(\sigma_{2a} + \sigma_{3a})$
3	Maksymalnego naprężenia statycznego	$\sigma_{za} = \sigma_{1a} - \sigma_{3a}$
4	Maksymalnego odkształcenia	$\sigma_{za} = (1 + \nu)(\sigma_{1a} - \sigma_{3a})$
5	Całkowitej energii odkształcenia	$\sigma_{za} = \sqrt{\sigma_{1a}^2 + \sigma_{2a}^2 + \sigma_{3a}^2 - \frac{-2\nu(\sigma_{1a}\sigma_{2a} + \sigma_{2a}\sigma_{3a} + \sigma_{3a}\sigma_{1a})}{\sigma_{1a} + \sigma_{2a} + \sigma_{3a}}}$
6	Energii odkształcenia postaciowego	$\sigma_{za} = \sqrt{\sigma_{1a}^2 + \sigma_{2a}^2 + \sigma_{3a}^2 - \frac{(\sigma_{1a}\sigma_{2a} + \sigma_{2a}\sigma_{3a} + \sigma_{3a}\sigma_{1a})}{\sigma_{1a} + \sigma_{2a} + \sigma_{3a}}}$

1. ROZWINIĘCIA HIPOTEZ WYTRZYMAŁOŚCIOWYCH DLA PRZYPADKU OBCIĄŻENIA BEZ PRZESUNIĘĆ FAZOWYCH, ZAWIERAJĄCEGO SKŁADOWĄ STATYCZNĄ

Wg [30], w przypadku kiedy składowe /lub składowa/ stanu naprężenia będą dane jako:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ijm} \pm \sigma_{ija} \quad (4a)$$

wówczas naprężenie zredukowane może być wyrażone:

$$\sigma_z = \sigma_{zm} \pm \sigma_{za} \quad (4b)$$

σ_{zm} i σ_{za} są rozumiane tutaj jako wartości naprężeń zredukowanych, wyznaczonych odrębnie dla składowych σ_{ijm} i σ_{ija} . Zarówno składowa sta-

tyczna σ_{zm} , jak i składowa zmęczeniowa σ_{za} w równaniu (4b) wynikają z zaistniałego stanu naprężenia, jak i przyjętej hipotezy wyężeniowej [30]. Z porównania wartości dopuszczalnej amplitudy $\sigma_A = f(\sigma_{zm})$

gdzie: (5)

$$\sigma_A \stackrel{\text{def}}{=} \sigma_{akryt}$$

/ustalonej w oparciu o wykres zmęczeniowy Haigh'a/ z σ_{za} uzyskamy odpowiedź, czy przyłożone obciążenie może być przeniesione, czy też nie.

Podobny sposób postępowania zaproponował Marin [22]. Naprężenie zredukowane tworzone jest tutaj z wykorzystaniem hipotezy odkształcenia postaciowego w następujący sposób:

$$\sigma_{zm} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{1m} - \sigma_{2m})^2 + (\sigma_{2m} - \sigma_{3m})^2 + (\sigma_{3m} - \sigma_{1m})^2} \quad (6)$$

$$\sigma_{za} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2} \quad (7)$$

Zależność pomiędzy przenoszoną amplitudą a wartością średnią cyklu zmęczeniowego opisuje Marin równaniem elipsy. Linia ograniczona opisana zostanie zatem równaniem:

$$\left(\frac{\sigma_{za}}{Z_{rc}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{zm}}{R_m} \right)^2 = 1 \quad (8)$$

Dyskusja równań (6) - (8) pozwala sformułować następujące uwagi i wnioski:

- równanie (8) jest słuszne dla stosunku $Z_{so}/Z_{rc} = 1/\sqrt{3}$ [53],
- rozszerzenie hipotezy na ogólny stan naprężenia określony składowymi σ_x , σ_y i τ_{xy} jest zasadniczo możliwe, ale jedynie przy założeniu stałości kierunków głównych [5];
- σ_{zm} wyznaczone wg (6) jest zawsze dodatnie, także gdy wszystkie σ_{ijm} będą ujemne; zaleca się przyjąć σ_{zm} jako dodatnie, gdy przynajmniej jedna ze składowych σ_{ijm} jest dodatnia i $\sigma_{zm} = 0$, gdy wszystkie $\sigma_{ijm} < 0$ [5],
- w przypadku gdy $\sigma_{1m} = \sigma_{2m} = \sigma_{3m}$, wówczas $\sigma_{zm} = 0$, co jest praktycznie nie do przyjęcia [5].

Formalne trudności wskazane w dyskusji równań (6) - (8) nie występują, jeżeli w miejsce hipotezy energii odkształcenia postaciowego wykorzystamy inną zależność. Tę drogę wykorzystał Sines [35] w odniesieniu do σ_{zm} . Zaproponował on następującą postać hipotezy wyężeniowej:

$$\frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2} \leq k_1^{-k_2} (\sigma_{1m} + \sigma_{2m} + \sigma_{3m}) \quad (9)$$

gdzie:

k_1 i k_2 - stałe materiałowe:

$$k_1 = \frac{\sqrt{2}}{3} z_{rc} \quad (10)$$

$$k_2 = \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{z_{rc}}{R_m}$$

/przy założeniu słuszności opisu prostą Gerbera zależności $\sigma_A = f(\sigma_m) /$. Lewa strona równania (9) jest naprężeniem stycznym oktaedrycznym, natomiast zapis w nawiasie po prawej stronie znaku równości jest proporcjonalny do normalnego naprężenia oktaedrycznego. Równanie (9) stanowi zatem zarazem związek pomiędzy τ_{okt} i σ_{okt} . Równanie (9) dla ogólnego płaskiego stanu naprężenia przyjmuje następującą postać /po uwzględnieniu k_1 i k_2 /:

$$\sqrt{(\sigma_{xa}^2 - \sigma_{xa} \sigma_{ya} + \sigma_{ya}^2 + 3\tau_{xya}^2)} = z_{rc} - \frac{z_{rc}}{R_m} (\sigma_{xm} + \sigma_{ym}) \quad (12)$$

Dyskusja równania (12):

- dla $\sigma_{ym} = -\sigma_{xm}$ zanika wpływ naprężenia średniego,
- dla $\sigma_{xm} + \sigma_{ym} = R_m$ lewa strona równania jest równa zero,
- wg równania (12) wartość τ_{xym} nie posiada żadnego wpływu na uzyskiwaną wytrzymałość zmęczeniową.

Rozwinięciem równania (12) jest pozycja Kakuno i Kawada [32]. W pozycji tej uwzględniono ponadto amplitudę oktaedrycznego natężenia normalnego. Dla ogólnego płaskiego stanu naprężenia:

$$\sqrt{(\sigma_{xa}^2 - \sigma_{xa} \sigma_{ya} + \sigma_{ya}^2 + 3\tau_{xya}^2)} = 3 \left[z_{so} - \left(\sqrt{3} \frac{z_{so}}{z_{rc}} - 1 \right) (\sigma_{xa} + \sigma_{ya}) - \left(\frac{2z_{rc}}{z_{rj}} - 1 \right) \frac{z_{so}}{z_{rc}} (\sigma_{xm} + \sigma_{ym}) \right] \quad (13)$$

W stosunku do równania (13) można sformułować te same zastrzeżenia, które zostały przedstawione w dyskusji równania (12).

W propozycji McDiarmid'a [23] jako odpowiedzialną za wystąpienie uszkodzenia uznano amplitudę maksymalnego naprężenia stycznego, jednakże w płaszczyźnie, w której występuje τ_{amax} uwzględniono ponadto składową stałą i zmienną naprężenia normalnego. Dla $z_{so}/z_{rc} = 1/\sqrt{3}$:

$$\tau_{max} = \left[\left(\frac{\sigma_{xa} - \sigma_{ya}}{2} \right)^2 + \tau_{xya}^2 \right] = \left[\frac{z_{rc}}{\sqrt{3}} - \frac{0.225}{\sqrt{z_{rc}}} \left(\frac{\sigma_{xa} + \sigma_{ya}}{2} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{\sigma_{xm} + \sigma_{ym}}{R_m} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (14)$$

Także w tym przypadku można sformułować te same zastrzeżenia, które zostały przedstawione w dyskusji równania (12).

W pracy El-Magd'a [8] przedstawiono zależność uwzględniającą fakt silnego zróżnicowania wartości Z_{rc}/Z_{so} dla tworzyw konstrukcyjnych /dla elipsy Mises'a i propozycji jej pochodnych $Z_{rc}/Z_{so} = \sqrt{3}$ /. Zakładając, że Z_{rc}/Z_{so} może zmienić się w granicach od 1.0 do 2.0 zaproponowano:

$$\sigma_{za} = (1 - \nu) \sigma_{zaHMNS} + \nu \sigma_{zaHGNN} \quad (15a)$$

gdzie:

σ_{zaHMNS} - jest naprężeniem zastępczym, wyznaczonym wg hipotezy maksymalnego naprężenia stycznego,

$$\sigma_{zaHMNS} = 2 \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xa} - \sigma_{ya}}{2}\right)^2 + \tau_{xya}^2} \quad (15b)$$

gdzie:

σ_{zaHGNN} - jest naprężeniem zastępczym, wyznaczonym wg hipotezy głównego naprężenia normalnego,

$$\sigma_{zaHGNN} = \frac{\sigma_{xa} + \sigma_{ya}}{2} + 2 \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xa} - \sigma_{ya}}{2}\right)^2 + \tau_{xya}^2} \quad (15c)$$

gdzie:

ν - jest współczynnikiem równania (15a),

$$\nu = 2 - \frac{Z_{rc}}{Z_{so}} \quad (15d)$$

W pracy El-Magd'a [8] podano także możliwości uwzględnienia wartości średnich cykli zmęczeniowych. Na podkreślenie zasługuje fakt uwzględnienia w powyższej propozycji alternatywności zachowania się różnych tworzyw konstrukcyjnych w tych samych warunkach obciążeń.

Poza podanymi powyżej, do omawianej grupy hipotez zaliczyć można rozwiązania szczególne hipotez o szerszym zakresie zastosowań, które przedstawione zostaną w punkcie 5. Są to propozycje Troost'a-El-Magd'a [48] i propozycja Zenner'a [51].

4. EKSPERYMENTALNE DANE DOTYCZĄCE WPŁYwu PRZESUNIĘĆ FAZOWYCH NA WYTRZYMAŁOŚĆ ZMĘCZENIOWĄ

Istnieje dosyć znaczna grupa prac eksperymentalnych dotyczących wyznaczenia wytrzymałości zmęczeniowej próbek poddanych działaniu dwóch składowych obciążenia: zmiennego rozciągania-ściskania /składowa $\sigma_x(t)$ / wraz ze zmiennym ciśnieniem wewnętrznym w cylindrycznej próbce /składowa $\sigma_y(t)$ / oraz zmiennego rozciągania-ściskania /składowa $\sigma_x(t)$ / wraz ze zmiennym skręcaniem /składowa $\tau_{xy}(t)$ /.

Przegląd prac z lat 1945-1989 pozwolił zestawić aż 365 wyników dotyczących różnych warunków badań i różnych materiałów konstrukcyjnych. Część z tych wyników pozwala prześledzić wpływ przesunięcia fazowego α_y / pierwszy z wymienionych przypadków obciążenia/ oraz α_{xy} / drugi z wymienio-

nych przypadków obciążenia/ na uzyskiwaną w warunkach eksperymentalnych wartość granicy zmęczenia.

Na rysunku 2 przedstawiono 54 najbardziej reprezentatywne wyniki. Wybrano prace, w których badania były prowadzone dla przynajmniej dwóch wartości przesunięć fazowych. Punkty odpowiadające α_y i α_{xy} równym 0 dla przyjętego sposobu prezentacji pokrywają się dla wszystkich warunków badań, stąd na rys.2 sumaryczna liczba oznaczonych punktów jest mniejsza niż 54.

Wartość granicy zmęczenia może początkowo wzrastać, wraz ze wzrastającą wartością α_y /rys.2a/, wykazując maksimum dla $\alpha_y = 60^\circ$, by następnie obniżyć się, osiągając minimum dla $\alpha_y = 180^\circ$. Uzyskany spadek wytrzymałości dla $\alpha_y = 180^\circ$ wynosi od 15,5% [11] do 28,2% [12,13]. Z rezultatów podanych przez Isslera [12] wynika, że rozstęp pomiędzy wartością maksymalną uzyskaną dla $\alpha_y = 60^\circ$ a wartością minimalną uzyskaną dla $\alpha_y = 180^\circ$ wynosi aż 33,8%. Odmienny od dotąd omawianego, charakter zmienności wartości granicy zmęczenia /wyrażonej przez wartość składowej σ_{xA} / w zależności od α_y uzyskano w pracy [13] dla próbek wykonanych z żeliwa GG20. W przypadku tym, wzrastającej wartości α_y towarzyszy wzrost wytrzymałości.

Na rys.2b zestawiono wyniki badań dla zmiennego α_{xy} . Dla tych warunków istnieje zdecydowanie większa liczba danych. Ich wadą jest to, że praktycznie wszystkie dostępne wyniki dotyczą badań w zakresie zmienności α_{xy} od 0 do 90 stopni. Generalnie, na podstawie rys.2b, można powiedzieć że wzrostowi α_{xy} /w zakresie od 0 do 90°/ towarzyszyć może wzrost wytrzymałości zmęczeniowej sięgający dla badań próbek wykonanych z żeliwa GG15 [26] dla $\alpha_{xy} = 60^\circ$ - 21% i dla $\alpha_{xy} = 90^\circ$ - 28%. Dla próbek wykonanych z większości wymienionych na rys.2 stali konstrukcyjnych wzrost ten nie przekracza kilku procent. Dla duralu [26] i dla stali 34 Cr 4 [11]nie uzyskano żadnego wpływu α_{xy} .

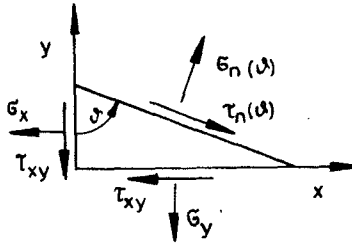
Przedstawiony przegląd wyników prac eksperymentalnych wskazuje, że w obu analizowanych przypadkach należy liczyć się z możliwością istotnego oddziaływania występujących przesunięć fazowych na wartość uzyskiwanej wytrzymałości zmęczeniowej. Przedstawione dotychczas metody obliczeniowe nie posiadały możliwości uwzględnienia tego oddziaływania.

5. METODY OBLICZENIOWE STOSOWANE W PRZYPADKU PRZESUNIĘTEGO W FAZIE ZŁOŻONEGO NAPRĘŻENIA ZMĘCZENIOWEGO

Hipotezy uwzględniające możliwość wystąpienia przesunięć fazowych pomiędzy składowymi stanu naprężenia można określić wspólnym mianem hipotez "płaszczyzny krytycznej" [52] lub hipotezy "płaszczyzny wyężenia krytycznego" [38].

Koncepcję tę podał już w 1935 r. Stanfield G. /Proc.of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 131, 1935, p.93/. Później również Findley /1956 r./ i Stulen oraz Cummings /1954 r./.

Wg Buxbauma [2] pierwsza aplikacyjnie interesująca propozycja hipotezy wg koncepcji płaszczyzny wyłączenia krytycznego opracowana została w 1967 r. przez Gassner'a i Grubisic'a. Autorzy tej propozycji, bazując na obserwacjach makro - i mikrofraktograficznych pęknięć zmęczeniowych próbek ze stali, przyjęli, że odpowiedzialnym za wystąpienie złomu zmęczeniowego jest naprężenie normalne działające prostopadłe do powierzchni złomu $\sigma_n(\vartheta)$ - rys.3.



Rys.3. Schemat do metody obliczeń zaproponowanej przez Gassner'a i Grubisic'a

Dla dwóch cykli zmienności składowych stanu naprężenia można wyznaczyć wartość minimalną $\sigma_{n \min}$ i wartość maksymalną $\sigma_{n \max}$ dla każdej płaszczyzny nachylonej pod kątem ϑ . Można określić wartość naprężenia średniego σ_{nm} i amplitudy naprężenia normalnego σ do płaszczyzny określonej kątem ϑ jako:

$$\sigma_{nm} = \frac{\sigma_{n \max} + \sigma_{n \min}}{2} \quad (16a)$$

$$\sigma_{na} = \frac{\sigma_{n \max} - \sigma_{n \min}}{2} \quad (16b)$$

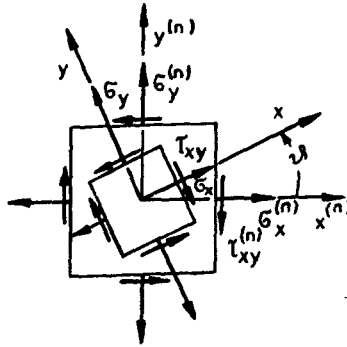
Wówczas naprężenie zmęczeniowe działające w analizowanej płaszczyźnie można wyrazić następująco:

$$\bar{\sigma}_n(\vartheta) = \sigma_{nm}(\vartheta) \pm \sigma_{na}(\vartheta) \quad (16c)$$

Krytyczna kombinacja amplitudy i wartości średniej zostaje ustalona z wykorzystaniem wykresu Haigh'a [36].

W latach '70 i '80 ukazała się seria prac [40-48] autorstwa Troost, El-Magd, w pracach tych autorzy podjęli próbę opracowania kryterium uszkodzenia w warunkach złożonego stanu naprężenia dla materiałów konstrukcyjnych przy wykorzystaniu koncepcji płaszczyzny krytycznej /rys.4/. W koncepcji tej zakłada się, że dla każdej dowolnie zorientowanej płaszczyzny /potencjalnej płaszczyzny pęknięcia/ możliwym jest wyznaczenie składowych: zmiennej $\sigma_{ija}(\vartheta)$ i statycznej $\sigma_{ijm}(\vartheta)$. Pomiedzy wielkościami tymi zachodzą związki znane z przypadku obciążenia jednoosiowego, tzn. obowiązuje warunek:

$$\sigma_{ija}(\vartheta, \sigma_{ijm}) \geq \sigma_{ija} \quad (17)$$



Rys.4. Powierzchnia elementarna poddana działaniu składowych obciążenia danych równaniem (3a-3c) przed $(x^{(n)}, y^{(n)})$ i po transformacji przez obrót (x, y)

Wykorzystując to założenie sformułowano następującą propozycję ujęcia hipotezy głównego naprężenia normalnego [7,43]:

$$\sigma_{xA}(\vartheta, \sigma_{xm}) - \sigma_{xa}(\vartheta) = \min \quad (18)$$

oraz maksymalnego naprężenia stycznych [7,45]:

$$\tau_{xyA}(\vartheta, \tau_{xym}) - \tau_{xya}(\vartheta) = \min \quad (19)$$

Przedstawione równania wyrażają zależność wartości dopuszczalnej amplitudy naprężenia normalnego /zależność (18)/ i naprężenia stycznego /zależność (19) / od kąta ϑ . Efekt ten wywołany jest poprzez związane z określonym kierunkiem składowe statyczne cyklu zmęczeniowego. Zaproponowano powiązania przedstawionego sposobu postępowania z ogólną teorią anizotropii [46]. Kryterium uszkodzenia przybiera wówczas następującą postać:

$$\frac{\sigma_{xA}(\vartheta)^2}{\sigma_{xA}(\vartheta)} - \frac{\sigma_{xA}(\vartheta)}{\sigma_{xA}(\vartheta)} \frac{\sigma_{yA}(\vartheta)}{\sigma_{yA}(\vartheta)} + \frac{\sigma_{yA}(\vartheta)^2}{\sigma_{yA}(\vartheta)} + \frac{\tau_{xyA}(\vartheta)}{\tau_{xyA}(\vartheta)} = F \quad (20)$$

Kryterium to nazwane zostało przez autorów "Quadratische Versagenshypothese", w skrócie QVH.

Wykorzystując wyniki obserwacji fraktograficznych pęknięć zmęczeniowych próbek wykonanych ze stali 25CrMo4, w pracach [32,33] zaproponowano następujące ujęcie kryterium uszkodzenia zmęczeniowego:

$$\sqrt{[\sigma_{xA}(\vartheta) - \sigma_{xa}(\vartheta)] [\sigma_{yA}(\vartheta) - \sigma_{ya}(\vartheta)] [\tau_{xyA}(\vartheta) - \tau_{xya}(\vartheta)]} = 0 \quad (21)$$

Poszczególne człony równania (21) stanowią zapisy hipotezy głównego naprężenia normalnego i maksymalnego naprężenia stycznego /w rozumieniu przedstawionym w równaniach (18) i (19)/. Przyjęta forma zapisu wskazuje na alternatywność zachowań tworzywa konstrukcyjnego w różnych warunkach obciążeń zmęczeniowych. Przeprowadzona weryfikacja doświadczalna kryterium wykazała jego wrażliwość na zmianę mechanizmu zmęczeniowego niszczenia /zmiana warunków obciążenia/ oraz poprawność w sensie uzyskiwanych wyników [32].

Bardzo interesująca wydaje się koncepcja Simbürger'a /1975/ rozwinięta następnie przez Zenner'a /1976/. Autorzy, szukając kryterium uszkodzenia dla materiałów sprężysto-plastycznych, jako punkt wyjścia przyjęli koncepcję Mises'a. Wg Mises'a, trwałe odkształcenie plastyczne nastąpi wówczas, kiedy J_2 tensora naprężenia osiągnie wartość krytyczną:

$$J_2 = \frac{1}{6} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] = J_{2\text{KRYT}} \quad (22)$$

Warunek Mises'a był w szeregu pracach różnie interpretowany [51]:

- krytyczna energia odkształcenia postaciowego /Maxwell 1856, Huber 1904, Hencky 1924/
 $W \sim J_2$,
- krytyczna wartość stycznego naprężenia oktaedrycznego /Nadai 1937 /
 $\tau_{\text{okt}} \sim J_2$,
- krytyczna wartość średniokwadratowa naprężenia stycznego /Paul 1968/,
- krytyczna wartość średniokwadratowa naprężenia stycznego wszystkich powierzchni chwilowych badanej objętości elementarnej /Novoshilov 1952/
 $\tau_{\text{int}} \sim J_2$.

Wg Zennera i Richtera [51] przedstawione interpretacje są równoważne dla przypadku naprężeń statycznych /pomijając ich interpretację fizyczną/, a z punktu widzenia naprężeń zmęczeniowych, jedynie interpretacja wg Novoshilov'a spełnia warunek konieczny /ze względu na zmienność kierunku osi głównych/, warunek niezależności od układu odniesienia. Wg Zennera i Richtera [51] intensywność naprężenia stycznego /w cytowanej pracy [51] użyto określenia proponowanej metody "Schubspannungsintensitätshypothese" i stąd wynikającej skrótowej nazwy metody SIH/ może być obliczona jako:

$$\tau_{\text{int a}} = \sqrt{\frac{1}{\Omega} \int_{\Omega} \tau_{r\varphi a}^2 d\Omega} = \sqrt{\frac{1}{4\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\varphi=0}^{\pi} \tau_{r\varphi a}^2 \sin\gamma d\gamma d\varphi} \quad (23)$$

gdzie:

- Ω - powierzchnia kuli jednostkowej, $\Omega = 2\pi r^2$,
- $d\Omega = r^2 \sin\gamma d\gamma d\varphi$,
- r, γ, φ - współrzędne biegunowe wyrażone w mierze łukowej.

Jak wynika z doświadczeń [34,51], całkowanie numeryczne zależności (23) jest nadzwyczaj kłopotliwe i czasochłonne. Wykazano, że wystarczającym jest całkowanie po obwodzie okręgu o $r = \text{const}$. Wskazano na $r = 90$ oraz $r = 63,4$ co spowoduje, że zależności (23) uprości się do postaci:

$$\tau_{\text{int a}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \tau_{\varphi a}^2 d\varphi} \quad (24)$$

dla $r = 90$ rozwiązanie równania (24) przyjmie następującą postać [34]:

$$\tau_{\text{int a}} = \frac{1}{\sqrt{8}} \sqrt{6\sigma_{xa}^2 - 2\sigma_{xa}\sigma_{ya}\cos\alpha_y + \alpha_{ya}^2 + 4\tau_{xya}^2} \quad (25)$$

Celem uwzględnienia wpływu naprężeń średnich oraz uzyskania zmienności stosunku Z_{so}/Z_{rc} , zaproponowano [12,13], aby w miejsce $\tau_{\varphi a}$ wprowadzić $\tau_{\varphi \text{effa}}$ o postaci:

$$\tau_{\varphi \text{effa}} = \sqrt{(a \tau_{\varphi a}^2 + b \sigma_{\varphi a}^2)} (1 + d \sigma_{\varphi m}) \quad (26)$$

gdzie:

a, b, d - są wielkościami przyjmowanymi jako stałe.

Nadmienić należy, że równanie (25), spełniające warunek niezależności od układu odniesienia, posiada bardzo wąski zakres zastosowania. Wprowadzenie natomiast zapisu (26) jest rezygnacją ze spełnienia postulatu niezależności od układu odniesienia. Problem ten nie znajduje jednak dalszego komentarza w publikacjach Zenner'a.

Publikacje [4,5,12,13,51-54] przynoszą szereg rozwiązań równania (24) w połączeniu z (26) dla konkretnych przypadków obciążenia.

W pracach [49,50,55] dokonano szerokiej weryfikacji doświadczalnej wybranych metod z grupy ostatnio omówionych. Uzyskano zadowalająco dobre wyniki obliczeń. Autorzy [49,50] wskazują na metodę QVH jako metodę lepszą /od SIH/ z punktu widzenia średniego błędu względnej /eksperymentalnej i obliczeniowej/ wytrzymałości zmęczeniowej oraz rozrzutu uzyskiwanych wyników.

6. UWAGI KOŃCOWE

a. Jak wynika z przedstawionego przeglądu, w literaturze podawanych jest bardzo wiele propozycji metod oceny wytrzymałości zmęczeniowej w warunkach złożonego stanu naprężenia. Stopień weryfikacji zarówno samych koncepcji, jak i proponowanych do wykorzystania zapisów, jest jednak częstoćko niezadowolający. Charakterystycznym jest, i pod tym kątem przeprowadzono zaprezentowany przegląd, że poszczególne metody posiadają na ogół bardzo ograniczony zakres zastosowania. Próby kompleksowej oceny większej grupy hipotez dla tych samych danych eksperymentalnych prowadzone przez postronnych badaczy [53,55], wskazują na duży rozrzut wyników i nie wykazują zdecydowanej wyższości określonej metody nad innymi.

b. Zwyczajowo, na podstawie wiedzy z zakresu obciążeń statycznych, zagadnienie złożonego stanu naprężenia czy odkształcenia wiąże się z pojęciem hipotezy wytężeniowej. Przy rozważaniach dotyczących różnych hipotez wytężeniowych istotne znaczenie ma warunek niezależności od przyjętego układu współrzędnych, tzn. charakterystyczne wielkości powinny być wyrażone przez niezmienniki stanu naprężenia, względnie stanu odkształcenia. W stosunku do przedstawionego przeglądu, stan taki można jedynie przypisać metodom omawianym w punkcie 2, tzn. metodom znajdującym zastosowanie dla obciążeń zmęczeniowych zmiennych w cyklu wahadłowym i nie wykazujących wzajemnych przesunięć fazowych. We wszystkich innych przypadkach trudno jest mówić o tak rozumianej niezależności. Dla ogólnej definicji obciążenia zmęczeniowego niezmienniki zachowują swoje znaczenie jedynie w sensie dyskretnym /dla określonej chwili/. Natomiast dla całego cyklu zmęczeniowego tracą swój dotychczasowy sens. Podkreślić należy, że problem ten bardzo rzadko jest podnoszony w literaturze i nie znalazł jak dotąd zadowalającej interpretacji. W powyższym ujęciu, stosowanie w stosunku do metod przedstawionych w punktach 3-5 określenia hipoteza wytężeniowa, byłoby błędnym. W literaturze powszechnie stosuje się określenie kryterium uszkodzenia zmęczeniowego w warunkach złożonego stanu naprężeń zmęczeniowych.

c. Na szczególną uwagę zasługują metody omawiane w punkcie 5. Wyróżnienie to związane jest z faktem, że metody te poza największą uniwersalnością /jeżeli idzie o przypadki obciążenia/, uwzględniają najszerzej dotychczasowy stan wiedzy, także wynikający z prób jednoosiowych. Podkreślenia wymaga fakt nowatorskiego podejścia do zagadnienia oceny wytrzymałości w warunkach złożonego stanu naprężenia, uwzględniającego specyfikę obciążenia zmęczeniowego /koncepcja płaszczyzny krytycznej/. Podkreślić jednak należy, że okupione to zostało w szeregu przypadkach utratą przejrzystości i zawartości zapisu. Ilustrują to doskonale prace dotyczące rozwiązań szczegółowych takich metod, jak QVH [15] czy SIH [54]. Częstokroć trudno jest tu mówić o określonej zależności stanowiącej kryterium uszkodzenia zmęczeniowego, a jest to raczej określony algorytm postępowania w celu znalezienia stanu krytycznego. W tym kontekście zauważenia godnym jest także fakt, że pomimo licznych publikacji dotyczących np. metody QVH i dobrych rezultatów jej eksperymentalnej weryfikacji podawanych przez autorów metody [49,50], nie doczekała się ona żadnych weryfikacji dokonanych przez badaczy spoza tego kręgu.

d. Z grupy metod przedstawionych w punkcie 3 /najczęściej wykorzystywane w praktyce/, na wyróżnienie zasługuje metoda opublikowana przez El-Magd'a w roku 1984 [8]. Różni się ona od wszystkich pozostałych tym, że wyraża swym zapisem możliwość alternatywnego uwzględnienia hipotez maksymalnego naprężenia stycznego i głównego naprężenia normalnego /lub ich równoległego wykorzystania/. Biorąc pod uwagę złożoność budowy złomu zmęczeniowego koncepcja ta wydaje się być zasadną i godną dalszej analizy.

LITERATURA

- [1] Brown M.W., Miller J.: A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions. Proc.Instn.Mech.Engrs, Vol.187 65, 745-755 i D229-D244, 1973
- [2] Buxbaum O.: Betriebsfestigkeit, sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1986
- [3] Dietmann H.: Werkstoffverhalten unter mehrachsiger schwingender Beanspruchung, Teil 1: Berechnungsmöglichkeiten, Teil 2: Experimentelle Untersuchungen. Z.f.Werkstofftech. H.4, H.5, 255-263 und H.6, 322-333, 1973
- [4] Dietmann H., Issler L.: Festigkeitsberechnung bei mehrachsiger phasenverschobener Schwingbeanspruchung mit körperfesten Hauptspannungsrichtungen. Konstruktion 28, 23-30, 1976
- [5] Dietmann H., Lempp W.: Untersuchungen zum Festigkeitsverhalten von Stählen bei mehrachsiger phasenverschobener Dauerschwingbeanspruchung, Konstruktion 31, H.5, 191-200, 1979
- [6] Dietrich L., Turski K.: Badania zmęczeniowe w złożonym stanie naprężenia. Mechanika Teoretyczna i Stosowana 1, Vol.10, 9-28, 1972
- [7] El-Magd E.: Versagensbedingung bei mehrachsig schwingender Beanspruchung metallischer Werkstoffe. Habilitationsschrift. RWTH Aachen, 1974
- [8] El-Magd E.: Einfache schwingfestigkeitsrechnung für synchrone Beanspruchung auf der Basis der Versagensgrenze nach Moh. Konstruktion 36, H.2, 59-64, 1984
- [9] Garud Y.S.: Multiaxial fatigue. A survey of the state of the art. J. of Testing and Evaluation 9, H.3, 165-178, 1981
- [10] Gołoś K.: Trwałość zmęczeniowa stali w ujęciu energetycznym. Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, z.123, Mechanika, 1989
- [11] Heidenreich R., Schütz W., Richter I., Zenner H.: Schubspannungsintensitätshypothese - Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung - Abschlußbericht. IABG-Vorhaben nr 59, Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., z.105, 1983
- [12] Issler L.: Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe bei mehrachsiger phasenverschobener Schwingbeanspruchung. Dissertation, TU Stuttgart, 1973
- [13] Issler L.: Festigkeitsverhalten bei mehrachsiger phasengleicher und phasenverschobener Schwingbeanspruchung. VDI-Ber, nr 268, 92-100, 1976
- [14] Kakuno H., Kawada Y.: A new criterion of fatigue strength of a round bar subjected to combined static and repeated bending and torsion. Fatigue of Engineering Materials and Structures, vol.2, 229-236, 1979
- [15] Kaniut C.: Zur Betriebsfestigkeit metallischer Werkstoffe bei mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation, RWTH Aachen, 1983
- [16] Kocańda S.: Zmęczeniowe pękanie metali. WNT, Warszawa, 1985
- [17] Kocańda S., Kocańda A.: Niskocyklowa wytrzymałość zmęczeniowa metali. PWN, Warszawa, 1989
- [18] Kocańda S., Szala J.: Podstawy obliczeń zmęczeniowych, PWN, Warszawa, 1985
- [19] Lempp W.: Festigkeitsverhalten von Stählen bei mehrachsiger Dauerschwingbeanspruchung durch Normalspannungen mit überlagerten phasengleichen und phasenverschobenen Schubspannungen. Dissertation, TU Stuttgart, 1977

- [20] Macha E.: Modele matematyczne trwałości materiałów w warunkach losowego złożonego stanu naprężenia. Prace Naukowe Instytutu Materiałoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wrocławskiej 41, Seria: Monografie 13, Wrocław, 1979
- [21] Macha E.: Generalization of fatigue failure criteria for multiaxial sinusoidal loadings in the range of random loading. Biaxial and Multiaxial Fatigue, Mechanical Engineering Publikations Limited, London, 425-436, 1989
- [22] Marin J.: Biaxial tension-tension fatigue strengths of metals. Journal of Applied Mechanics, 383-388, Dec. 1949
- [23] McDiarmid D.L.: A new analysis of fatigue under combined bending and twisting. The Aeronautical Journal of the Royal Aeronautical Society, Vol. 78, 325-329, July 1974
- [24] Mielke S., Troost A., El-Magd E.: Festigkeitsverhalten von Stählen unter zweiachsig synchron und phasenverschoben schwingenden Normalspannungen. Z.f.Werkstofftechnik 12, H.1, 1-7, 1982
- [25] Mielke S., Troost A., El-Magd E.: Schwingfestigkeitsverhalten unter zweiachsiger Beanspruchung mit phasenverschoben schwingenden Normal- und Schubspannungen. Konstruktion 34, H.5, 197-202, 1982
- [26] Nishihara T., Kawamota M.: The strength of metals under combined alternating bending and torsion. Mem. Coll. Eng. Kyoto Imp. University, Vol. 11, No 5, 85-112, 1945
- [27] Novozhilov V.V.: Theory of elasticity. Pergamon Press, London, 78, 1961
- [28] Nowacki W.: Teoria sprężystości. PWN, Warszawa, 1970
- [29] Olejnik N.W.: Niesuscaia sposobnost' elementov konstrukcii pri ciklicieskom nagruženii. Naukova Dumka, Kiev, 1985
- [30] Richtlinie VDI 2227 /Entwurf/: Festigkeit bei wiederholter Beanspruchung, Zeit- und Dauerfestigkeit metallischer Werkstoffe, insbesondere von Stählen. Düsseldorf, VDI-Verlag, 1974
- [31] Rotvel F.: Biaxial fatigue tests with zero means stress using tubular specimens. Int. J. Mech. Sci., Pergamon Press, Vol. 12, 597-613, 1970
- [32] Sempruch J.: Kryterium wytrzymałości zmęczeniowej stali konstrukcyjnej 25CrMo4 w warunkach złożonego stanu naprężenia. Rozprawy nr 51, ATR, Bydgoszcz, 1992
- [33] Sempruch J.: Wytrzymałość zmęczeniowa w warunkach złożonego stanu naprężenia - metoda płaszczyzny krytycznej. Mechanika Teoretyczna i Stosowana, t. 30, z. 1, 141-154, 1992
- [34] Simbürger A.: Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen, phasenverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen. LFB - Bericht, nr FB-121, Darmstadt, 1975
- [35] Sines G., Ohgi G.: Fatigue criteria under combined stresses or strains. J. of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME 103, 82-90, April 1981

- [36] Sonsino C.M.: Schwingfestigkeitsverhalten von Sinterstahl unter kombinierten mehrachsigen phasengleichen und phasenverschobenen Beanspruchungszustände, LBF Darmstadt, Bericht, Nr FB-168, 1983
- [37] Sonsino C.M., Grubisic V.: Mechanik von Schwingbrüchen an gegossenen und gesinterten Konstruktionswerkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung. Konstruktion 37, Nr 7, 261-269, 1985
- [38] Szala J., Sempruch J.: Multiaxial fatigue stress state - the theoretical analysis of the influence of phase angles various. Prace 28 Konferencji Mechaniki Ciężła Stałego, IPPT PAN, Kozubnik, 1990
- [39] Toor P.M.: A unified engineering approach to the prediction of multiaxial fatigue fracture of aircraft structures. Engineering Fracture Mechanics, Vol.7, 731-741, 1975
- [40] Troost A.: Einführung in die allgemeine Werkstoffkunde metallischer Werkstoffe. Bd.I, B.I.-Wissenschaftsverlag, 2, Auflage, 1984
- [41] Troost A.: Ermittlung der Versagensgrenzen zweiachsig schwingender Spannungszustände mit drei zeitabhängigen phasenverschobenen Spannungskoordinaten. DFG - Abschlußbericht Tr 73/27-1, Aachen, 1986
- [42] Troost A., El-Magd E.: Anisotropes Ermüdungsverhalten isotroper metallischer Werkstoffe. Metall 28, H.1, 49-55, 1974
- [43] Troost A., El-Magd E.: Neue Auffassung der Normalspannungshypothese bei schwingender Beanspruchung. Metall 28, No 4, 339-345, 1974
- [44] Troost A., El-Magd E.: Allgemeine Formulierung der Schwingfestigkeitssamplitude in Haighscher Darstellung, Materialprüfung 17, 47-49, H.2, 1975
- [45] Troost A., El-Magd E.: Beurteilung der Schwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung auf der Grundlage kritischer Schubspannungen, Metall 30, 37-41, H.1, 1979
- [46] Troost A., El-Magd E.: Allgemeine quadratische Versagensbedingungen für metallische Werkstoffe bei mehrachsiger schwingender Beanspruchung. Metall 31, 759-764, H.7, 1977
- [47] Troost A., El-Magd E., Miekke S.: Gegenüberstellung neuer Festigkeitshypothesen bei zweiachsig schwingenden Spannungszuständen. Material und Technik, No 2, s.63-71, 1981
- [48] Troost A., El-Magd E.: Schwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung ohne und mit Phasenverschiebung. Konstruktion 33, H.8. 297-304 1981
- [49] Troost A., Akin O., Klubberg F.: Dauerfestigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe bei zweiachsiger Beanspruchung durch drei phasenverschobene schwingende Lastspannungen. Konstruktion 39, H.12, 479-488, 1987
- [50] Troost A., Akin O., Klubberg F.: Zur Dauerfestigkeit metallischer Werkstoffe bei zweiachsig synchron und phasenverschoben schwingender Beanspruchung. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 19, 406-407, 1988
- [51] Zenner H., Richter I.: Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. Konstruktion 29, 11-18, 1977

- [52] Zenner H., Heidenreich R., Richter I.: Schubspannungsintensitätshypothese - Erweiterung und experimentelle Abstützung einer neuen Festigkeitshypothese für schwingende Beanspruchung. Konstruktion 32, H.4, 143-152, 1980
- [53] Zenner H., Heidenreich R., Richter I.: Bewertung von Festigkeitshypothesen für kombinierte statische und schwingende sowie synchrone schwingende Beanspruchung. Z.Werkstofftech. 14, 391-406, 1983
- [54] Zenner H.: Neue Vorschläge zur Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung. Konstruktion 35, H.8, 313-318, 1983
- [55] Zenner H., Heidenreich R., Richter I.: Dauerschwingfestigkeit bei nichtsynchrone mehrachsiger Beanspruchung. Z.Werkstofftech. 16, H.3, 101-112, 1985

FATIGUE STRENGTH ESTIMATION IN TERMS OF MULTIAXIAL STRESS
STATE ON THE BASIS OF FAMED COMPUTATIONAL METHODS

Summary

Fundamental issues of evaluation of fatigue strength prediction in terms of the multiaxial stress state conditions have been presented and also bibliographic data related to currently known and used computational method have been discussed.

Diversity and applicability limitation have been presented.

Andrzej Przybylski
Maciej Woropaj

ZASTOSOWANIE MODELI TOPOLOGICZNYCH DO OPTIMALIZACJI
PROCEDUR DIAGNOSTYCZNYCH

W pracy została przedstawiona metoda projektowania testów diagnostycznych na bazie modeli topologicznych umożliwiających wykorzystanie techniki komputerowej do realizacji procedur optymalizacyjnych. Wprowadzenie wielu nowych pojęć z zakresu teorii diagnostyki stworzyło możliwości dla systemowego ujęcia reformowanego problemu.

1. WSTĘP

Diagnozowanie jest podstawowym procesem diagnostycznym, koniecznym do określenia bieżącego stanu technicznego obiektu. Innymi ważnymi procesami diagnostycznymi, związanymi bezpośrednio z wynikami diagnozy, są generezowanie i prognozowanie. Realizacja procesu generezowania i prognozowania jest możliwa w oparciu o znajomość przebiegu tzw. funkcji zużycia, odzwierciedlającej zależność między parametrami obiektu technicznego w procesie jego degradacji. Posiadając odpowiednie dane oraz matematycznie sformułowaną funkcję zużycia, możliwe jest przeprowadzenie pełnej automatyzacji większości procedur odnoszących się do procesów generezowania i prognozowania.

Zastosowanie techniki komputerowej w badaniach eksploatacyjnych stwarza nowe możliwości do automatyzacji również podstawowej formy procesu diagnostycznego, jaką jest proces diagnozowania. Zadawalające rezultaty otrzymano w zakresie eksperymetalnej diagnostyki, w której jako symptom diagnostyczny wykorzystuje się parametry wibracji, zjawiska cieplne, procesy dynamiczne i inne [4], [5].

Wykorzystanie techniki komputerowej do funkcjonalnej diagnostyki obiektów technicznych, ograniczającej się do wstępnej lokalizacji miejsc uszkodzeń z dokładnością do wyróżnionych podzespołów, jest złożone.

Podstawowymi przyczynami takiego stanu rzeczy są: trudności dotyczące budowy prostego matematycznego modelu opartego na metodach logicznych, brak prostych sposobów wprowadzenia danych o przyczynowo-skutkowych związkach między urządzeniami, stosunkowo mały obszar pamięci w przenośnych komputerach oraz brak zasad projektowania prostych algorytmów obliczeniowych, niezbędnych do optymalizacji diagnostycznych testów lokalizacyjnych.

W niniejszej pracy podjęto próbę rozwiązania części przedstawionych problemów.

2. WYBÓR MODELU MATEMATYCZNEGO I SPOSOBU PRZYGOTOWANIA DANYCH

Stosowanie w diagnostyce modeli matematycznych opartych na metodach logicznych jest możliwe przy założeniu, że w obiekcie udaje się "wyodrębnić" oddzielne podzespoły /bloki/, dla których wyodrębnione symptomy diagnostyczne tworzą jednolitą przyczynowo-skutkową sieć sygnałów.

Przy projektowaniu testów lokalizacyjnych uszkodzeń przyjmuje się dwa podstawowe postulaty. Pierwszy postulat zakłada ścisłą zależność między wartością sygnału diagnostycznego a stanem technicznym bloku. Drugi postulat dotyczy identyfikacji wartości sygnału diagnostycznego. Zakłada się że istnieje wartość kryterialna, na podstawie której rzeczywistej wartości sygnału mierzonego podporządkowuje się jedną z liczb $\{0, 1\}$.

Proces budowy testu lokalizacyjnego rozpoczyna się od określenia zbioru stanów, tj. uszkodzeń, które mogą mieć miejsce w każdym z bloków /urządzeń/ - $S = \{s_k\}$, $k = \overline{1, m}$ oraz zbioru możliwych sprawdzeń $\Pi = \{\pi_j\}$, $j = \overline{1, n}$.

Do zaprojektowania testu umożliwiającego pełną obserwowalność obiektu /rozróżnialność m-stanów/ konieczne jest posiadanie trzech grup danych. Pierwsza grupa /grupa podstawowa/, to dane dotyczące przyczynowo-skutkowych związków w obiekcie, zakodowanych w postaci tzw. macierzy stanu obiektu. Druga grupa danych związana jest z rozkładami prawdopodobieństw wybranych stanów.

Jako przykład konieczny dla ilustracji metodyki budowy testu diagnostycznego wybrano układ hydrauliczny sterująco-napędowy koparki /EO-3322B / podczas realizacji operacji gromadzenia urobku ruchem pośrednim łyżki [2].

Zestaw urządzeń układu napędowego /X/, koniecznych dla realizacji danej operacji, jest następujący: x_1 - silnik koparki, x_2, x_3 - pompy agregatu pompowego, x_4, x_5 - zawory przeciążeniowe, x_6, x_7 - sekcje rozdzielaczy x_8 - system chłodzący hydronapędu, x_9 - system filtrujący, x_{10}, x_{11} - sekcje bloku serwo sterowania, x_{12} - akumulator serwo sterowania, x_{13} - zawory bloku funkcji "lub", x_{14} - siłownik hydrauliczny.

Dotychczas w procesie optymalizacji testów lokalizacyjnych podstawowym nośnikiem informacji o przyczynowo-skutkowych związkach w obiekcie była macierz stanu [4].

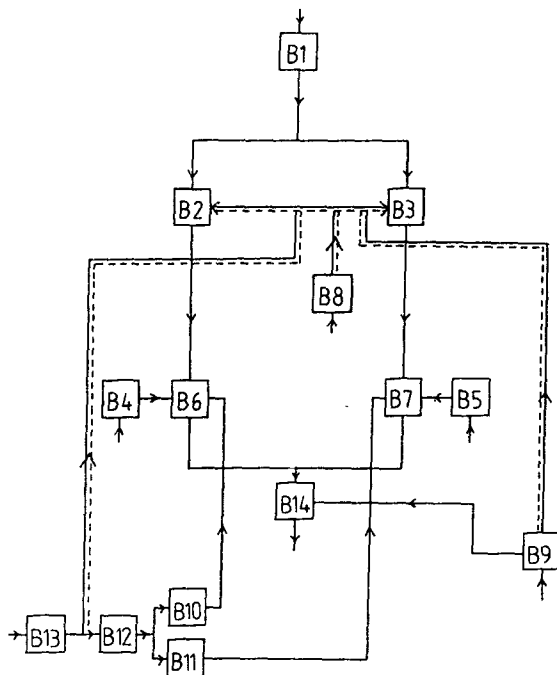
W proponowanej metodzie podstawą budowy testu jest macierz incydencji która odzwierciedla przyczynowo-skutkowe związki stanowiące punkt wyjścia do przetworzenia jej w macierz stanu, według opracowanego programu realizowanego przez komputer.

W tym celu na bazie strukturalno-logicznego modelu obiektu /rys.1/ należy zbudować model topologiczny obiektu /rys.2/.

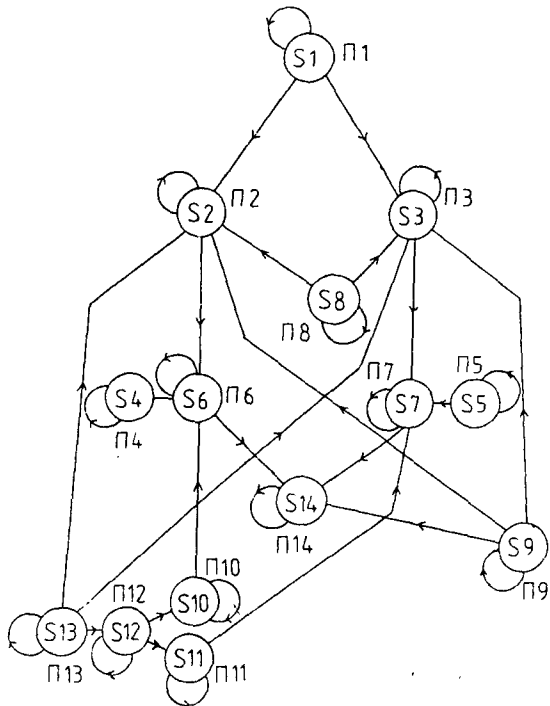
Niech C oznacza macierz incydencji grafu /modelu topologicznego obiektu/ oraz niech będą spełnione następujące relacje:

$$C_0 = C$$

$$C_k = /C_{k-1} \times C_{k-1}/ + C_{k-1}, \quad k = 1, 2, \dots \quad (1)$$



Rys.1. Strukturalno-logiczny model obiektu



Rys.2. Topologiczny model obiektu w postaci POD

W teorii tzw. macierzy zero-jedynkowych [10] dowodzi się, że istnieje takie k , dla którego $C_{k+1} = C_k$. Macierz, dla której spełniony jest ten warunek, określona jest jako macierz dróg. Po przeprowadzeniu operacji inwertowania każdego elementu macierzy dróg, otrzymuje się poszukiwaną macierz stanu obiektu. Dzięki zastosowaniu opisanej procedury przy budowie macierzy stanu, analiza związków przyczynowo-skutkowych ogranicza się tylko do elementarnych - z podzbiorów $\{\Gamma^T\}$, to znaczy $T \equiv 1$ [1].

"Swobodne" korzystanie z relacji typu Γ^1 i odpowiednich modeli topologicznych w celu zbudowania macierzy stanu, dla większości układów mechanicznych jest złożone. Niezbędne jest opracowanie kilku dodatkowych procedur, których wyjaśnienie jest możliwe na bazie podstawowych pojęć teoretycznej diagnostyki, takich jak: obiekt diagnozy, obiekt diagnostyki, proste, dualistyczne i złożone obiekty diagnostyki oraz diagnostyczna idealizacja.

Obiekt diagnozy to realnie istniejący w rzeczywistości technicznej obiekt, nad którym dokonana jest jedna z podstawowych operacji diagnostycznych: diagnoza, geneza, prognoza.

Diagnostyczną idealizację określa się jako szczególny sposób odwzorowania Ω , w którym najbardziej ogólne właściwości realnie istniejącego obiektu technicznego /OT/ wyrażone są przez pojęcia: prosty, dualistyczny i złożony obiekt diagnostyki /OD/. Można zapisać:

$$\Omega : OT \rightarrow OD.$$

Tam samym obiekt diagnostyki jest uogólniony konceptualnym modelem, obiektu diagnozowania.

Pojęcia prostego i złożonego obiektu diagnostyki w literaturze cybernetyki technicznej nie zostały określone w sposób jednoznaczny.

W niniejszym opracowaniu przyjęto, że złożony obiekt diagnostyczny /ZOD/ charakteryzuje się:

- dużą liczebnością zbioru parametrów określających bezpośrednio lub pośrednio stan techniczny obiektu /C₁/,
- brakiem prostych wzajemnie jednoznacznych przyczynowo - skutkowych związków między parametrami /C₂/,
- niejasnym charakterem wewnętrznych stanów towarzyszących procesowi degradacji obiektu /C₃/,
- trudnością zbudowania blokowej struktury imitującej funkcjonowanie obiektu /C₄/.

Cecha czwarta występuje jako naturalna konsekwencja posiadania trzech pierwszych cech jednocześnie:

$$OT \rightarrow ZOD : C_1 \wedge C_2 \wedge C_3 \Rightarrow C_4$$

W prostym obiekcie diagnostyki lokalizacji miejsca uszkodzenia dokonuje się w oparciu o model topologiczny w postaci skierowanego grafu. Węzły w topologicznym modelu odpowiadają jednocześnie trzem elementom: jednemu z bloków badanego obiektu, jednemu ze stanów oraz jednemu ze sprawdzeń.

Prosty obiekt diagnostyki charakteryzuje się:

- jednoznacznością zależnością między wielkością sygnału każdego z bloków obiektu technicznego a stanem technicznym bloku,
- możliwością stosowania tzw. zasady geograficznej, polegającej na sposobie poszukiwania miejsc uszkodzeń, w którym każde sprawdzenie związane jest /choćby myślowo/ z wyjściem tylko jednego bloku,
- prawdopodobieństwo uszkodzenia więcej niż jednego bloku jest bliskie zeru,
- identycznością macierzy stanów i zdarzeń.

Zdarzeniem będziemy nazywać taki stan obiektu, przy którym wartość rozpatrywanego parametru przekracza granice dopuszczalne.

W dualistycznym obiekcie diagnostyki lokalizacji miejsca uszkodzenia dokonuje się częściowo /nietrywialny dualistyczny obiekt/ lub całkowicie /trywialny dualistyczny obiekt/ w oparciu o model topologiczny w postaci skierowanego grafu. Węzły w topologicznym modelu tworzą dwa różne podzbiory D_{α}^{0v1} i D_{β}^{0v1} . Podzbiór D_{α}^{0v1} , w którym węzły odpowiadają trzem elementom: jednemu z bloków, jednemu ze stanów, jednemu ze sprawdzeń; podzbiór

WĘZŁY

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1	1	1	1												
2		1				1									
3			1				1								
4				1		1									
5					1		1								
6						1								1	
7							1							1	
8								1							1
9									1					1	1
10						1				1					
11							1				1				
12										1	1	1			
13													1		1
14														1	
15		1	1												1

Rys.3. Topologiczny model obiektu w postaci DOD

D_{β}^{0v1} , w którym węzły odpowiadają dwóm elementom: zdarzeniu i sprawdzeniu /rys.4/.

Dla trywialnego dualistycznego obiektu diagnostyki zachowana jest pełna jednoznaczność odwzorowań:

$$D_{\alpha v \beta}^0 \rightarrow D_{\alpha v \beta}^0$$

SPRAWDZENIA

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1				1	1			1	1	1	1	1	1		1
2	1		1	1	1		1	1	1	1	1	1	1		1
3	1	1		1	1	1		1	1	1	1	1	1		1
4	1	1	1		1		1	1	1	1	1	1	1		1
5	1	1	1	1		1		1	1	1	1	1	1		1
6	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1	1		1
7	1	1	1	1	1	1		1	1	1	1	1	1		1
8	1			1	1				1	1	1	1	1		
9	1			1	1			1		1	1	1	1		
10	1	1	1	1	1		1	1	1		1	1	1		1
11	1	1	1	1	1	1		1	1	1		1	1		1
12	1	1	1	1	1			1	1				1		1
13	1			1	1			1	1						
14	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1		
15	1			1	1			1	1	1	1	1	1		

S
T
A
N
Y

Rys.4. Macierz incydencji

dzięki czemu możliwe jest wykorzystanie metod logicznych dla projektowania testów lokalizacyjnych. W pracy analizie poddano tylko tę grupę obiektów diagnostycznych.

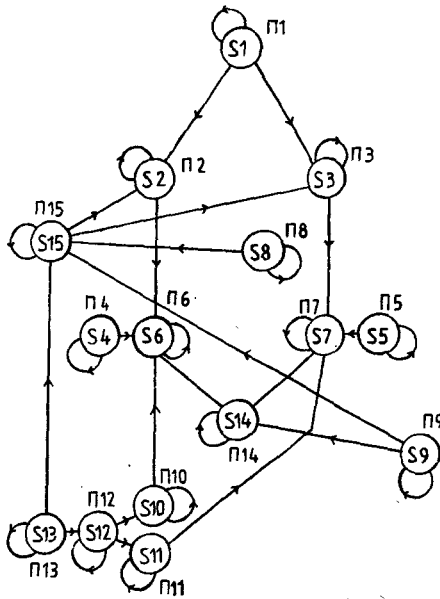
Wprowadzenie podzbioru D_{β}^0 jest konieczne dla większości realnych obiektów, zwłaszcza gdy bazową informacją o przyczynowo-skutkowych związkach jest macierz incydencji.

Dla wielu układów mechanicznych, obok sprawdzeń związanych bezpośrednio z "wyjściem" bloku, istnieje grupa sprawdzeń odnosząca się do stanu technicznego układu w całości. Sprawdzenia te dotyczą pomiarów tzw. parametrów ogólnego stanu technicznego /poziom oleju w baku, temperatura oleju, materiały zużycia w oleju, poziom szumu i wibracji i wiele innych/.

Na rysunku 5 przedstawiony jest węzeł "15", który może być utożsamiony z dwoma elementami: zdarzeniem - obniżeniem lepkości oleju i sprawdzeniem - pomiarem temperatury.

Algorytm przejścia od macierzy incydencji do macierzy stanu jest następujący:

- A - budowa topologicznego modelu w przestrzeni $D_{\alpha} \vee D_{\beta}$:
- podział elementów $D_{\alpha} \vee D_{\beta}$ na D_{α} i D_{β} ,
 - określenie relacji typu Γ^{-1} dla odwzorowań $D_{\alpha} \rightarrow D_{\beta}$ oraz $D_{\beta} \rightarrow D_{\alpha}$,
 - wprowadzenie takiej numeracji węzłów, w której mniejsze numery otrzymują węzły D_{α} , a większe numery otrzymują węzły D_{β} ,
- B - budowa macierzy incydencji,
- C - wyznaczenie macierzy dróg,



Rys.5. Macierz zdarzeń i macierz stanu

D - wyznaczenie macierzy zdarzeń,

E - wyznaczenie macierzy stanu.

Wyznaczenie macierzy stanu dla dualistycznego obiektu diagnostyki dokonuje się poprzez "odcięcie" w macierzy zdarzeń wierszy z największymi numerami, odpowiadającymi podzbirowi D_{β} . Relacja procedur C, D i E możliwa jest tylko przy pomocy techniki komputerowej i stanowi nieodzowny wstęp dla złożonej optymalizacji testów lokalizacyjnych.

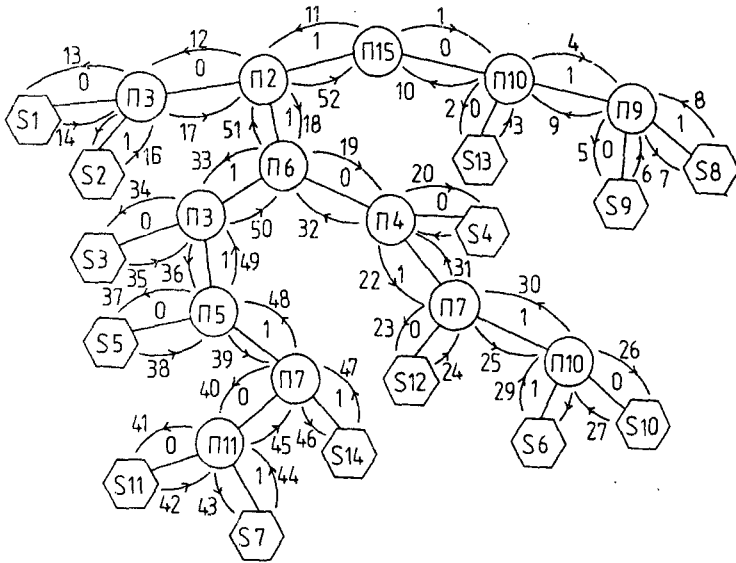
3. OPTIMALIZACJA TESTÓW LOKALIZACYJNYCH

Zakładamy, że test lokalizacyjny może być przedstawiony w postaci drzewa sprawdzeń $H/\Pi_h \vee S$; V /, gdzie: S - podzbiór węzłów zewnętrznych drzewa /hipotetyczne stany obiektu/, Π_h - podzbiór węzłów wewnętrznych /sprawdzenia testowe/, V - podzbiór gałęzi drzewa /rys.6/.

Projektowany test diagnostyczny będzie optymalny jeśli tzw. średnie uogólnione koszty realizacji diagnostycznych sprawdzeń - Q/Π - będą minimalne. Dla każdego sprawdzenia Π_k , powinien być spełniony warunek:

$$Q/S_k^0 = \min \left[q_k + p/S_{ki}^{00} / Q/S_{ki}^{00} / + p/S_{ki}^{01} / Q/S_{ki}^{01} / \right] \quad (3)$$

gdzie:



Rys. 6. Graf przejść automatu:

P/K - stan początkowy, π - wybór sprawdzenia, S - wybór stanu, 0 - wyznaczenie nowej macierzy stanu według negatywnego rezultatu sprawdzenia, 1 - wyznaczenie nowej macierzy stanu według pozytywnego rezultatu sprawdzenia, † - "ruch" w kierunku inicjującego węzła † - "ruch" w kierunku węzłów stanu

Stosunkowo szybką i nie wymagającą dużej pamięci metodą optymalizacji jest metoda gałęzi i granic [7].

Niech sprawdzenie π_1 dzieli zbiór stanów S na dwa niepuste podzbiory S_1^0 i S_1^1 . W proponowanej metodzie pewne nieznanne średnie uogólnione koszty realizacji diagnostycznych sprawdzeń $Q/S_1^0/$ i $Q/S_1^1/$ zamienia się ich dolnymi granicami $QM/S_1^0/$ i $QM/S_1^1/$.

Dolna granica średnich uogólnionych kosztów realizacji testu lokalizacyjnego, rozpoczynającego się od inicjującego sprawdzenia π_1 , wynosi:

$$QM/\pi_1, S/ = q_1 \sum_{s_t \in S} P_t + QM/S_1^0/ + QM/S_1^1/ \quad (4)$$

Ze wszystkich możliwych inicjujących sprawdzeń wybiera się to, które posiada najmniejszą wartość QM.

Dla każdego z podzbiorów S_1^0 i S_1^1 , określonych na pierwszym etapie, dokonuje się wyboru optymalnej kombinacji $\{\pi_k, \pi_j\}$:

$$QM/\pi_k, S_1^0/ = q_k \sum_{s_t \in S_1^0} P_t + QM/S_k^{00}/ + QM/S_k^{01}/, \quad (5)$$

$$QM/\pi_j, S_1^1/ = q_j \sum_{s_t \in S_1^1} P_t + QM/S_j^{10}/ + QM/S_j^{11}/$$

przy czym:

$$s_1^0 = s_k^{00} \cup s_k^{01}; \quad s_1^1 = s_j^{10} \cup s_j^{11}.$$

Stąd dolna granica dla zbioru $\{\pi_1, \pi_k, \pi_j; S\}$:

$$QM/\pi_1, \pi_k, \pi_j; S/ = q_1 \sum_{s_t \in S} p_t + QM/\pi_k, s_1^0/ + QM/\pi_j, s_1^1/. \quad (6)$$

Wzór na określenie wartości dolnej granicy testu lokalizacyjnego, rozpoczynającego się od sprawdzenia π_1 , ma następującą postać:

$$QM/\pi_1, S/ = q_1 \sum_{s_t \in S} p_t + \sum_{\lambda=1}^{f-1} p_{\alpha}^* q_{f-\alpha}^* + \sum_{\delta=1}^{k-f-1} p_{\delta}^* q_{k-f-\delta}^* \quad (7)$$

gdzie:

p^* - binarne prawdopodobieństwo [9],

q^* - bezpośredni uporządkowany koszt realizacji sprawdzenia,

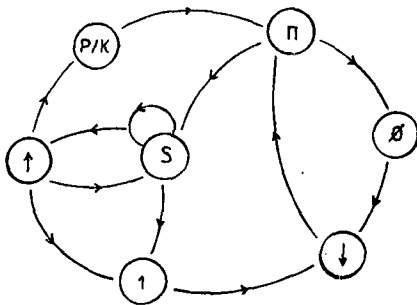
k - liczba rozróżnialnych stanów obiektu,

$f, k-f$ - liczba rozróżnialnych stanów obiektu w zależności od rezultatu sprawdzenia.

Ze wzoru (7) wynika, że budowa testu diagnostycznego w postaci drzewa sprawdzeń odbywa się od strony inicjującego sprawdzenia π_1 . Przy czym, kombinacja sprawdzeń, która okaże się optymalna na danym etapie optymalizacji, wchodzi zawsze w podzbiór optymalnego ostatecznego rozwiązania. Fakt ten umożliwia stopniowe odciążenie pamięci komputera w procesie optymalizacji. Z podanych wzorów nie wynika jednak, jaka powinna być kolejność obliczeń w podzbiórach s^{00} oraz s^{01} , a tym bardziej $s^{0001}, s^{0000}, s^{0011}, s^{0010}$ czy też $s^{0101}, s^{0100}, s^{0110}$ i podobnie w podzbiórach s^{10} i s^{11} , przy czym, liczba samych zbiorów i ich kombinacja nie jest znana.

Przedstawiony problem należy do tej grupy zadań, które nie są rozwiązywalne na bazie tradycyjnych metod matematycznych. Zadania tego typu odnoszą się do tzw. zadań sztucznego intelektu [8], z których część udaje się rozwiązać na bazie teorii automatów [3].

Program obliczeniowy można określić jako nietrywialny automat Mealy'ego. Graf przejść automatu przedstawiono na rysunku 7.



Rys.7. Drzewo decyzji i sposób jego "obrysowania" przez komputer

Z grafu przejść wynika, że w programie obliczeniowym założone są dwa priorytety: a/ priorytet przemieszczenia "w dół", b/ priorytet negatywnego rezultatu sprawdzenia. Na rysunku 6 przedstawiono przykład testu w postaci drzewa sprawdzeń, odpowiadający strukturalno-logicznemu modelowi na rysunku 1 i jego topologicznemu obrazowi na rysunku 2. Wyboru kolejnych węzłów komputer dokonywał w oparciu o wzory (5), (6), (7). Łuki ukazują kierunek optymalnego "ruchu" komputera w procesie obliczeń i wykreślenia drzewa sprawdzeń.

4. PODSUMOWANIE

Realizacja wielu bardzo kosztownych procedur diagnostycznych odnoszących się do tzw. eksperymentalnej diagnostyki musi być poprzedzona wstępną lokalizacją miejsca uszkodzenia. Ma to szczególne znaczenie dla dużych obiektów technicznych, których prawidłowe funkcjonowanie związane jest z istnieniem jednoznacznie wyrażonych przyczynowo-skutkowych związków między poszczególnymi urządzeniami lub podzespołami obiektu.

W takich przypadkach stosowanie modeli logicznych jest uzasadnione i konieczne. Wprowadzone przez autorów pojęcia z zakresu teorii diagnostyki i związane z nimi procedury optymalizacyjne umożliwiają wykorzystanie techniki obliczeniowej do automatyzacji budowy odpowiednich testów diagnostycznych.

LITERATURA

- [1] Berge C.: Théorie des graphes et ses applications. Ed. 2, Paris 1963
- [2] Brach I., Walczewski R.: Koparki jednonaczyniowe. WNT, Warszawa 1982
- [3] Brauer W.: Automaten theorie. Teubner, Stuttgart 1984
- [4] Hebda M. i inni: Podstawy diagnostyki pojazdów mechanicznych. WKŁ, Warszawa 1984
- [5] Kollakot R.A.: Diagnostowanie mechanicznego oborudowania. Sudostrojenie, Leningrad 1980
- [6] Lipiński J.: Hydrauliczne urządzenia transportu. WKŁ, Warszawa 1980
- [7] Mozgalewski A.W., Gaskarow D.W.: Techniceskaja diagnostika. Wysszaja Szkoła, Moskwa 1975
- [8] Popow E.W., Fridman G.R.: Algoritmiceskije osnovy intelektualnych robotow i iskustwennogo intelekta. Nauka, Moskwa 1976
- [9] Taha H.A.: Operations research. Macmillan CO., New York 1980
- [10] Tarakanow B.E.: Kombinatornyje zadaci i 0,1 - matricy. Nauka, Moskwa 1985

APPLICATION OF TOPOLOGY MODELS FOR OPTIMIZATION OF
DIAGNOSTIC PROCEDURES

Summary

In this paper has been presented design method of diagnostic tests on the base of topology models enabling using computers for optimization procedures.

Many new notions in the field of diagnostic theory have been introduced for give possibility to formulate the reporting problem in systematic way, touching it from various points of view.

Andrzej Przybylski
Maciej Woropay

METODA OPTIMALIZACJI PROCESÓW DIAGNOZOWANIA ZŁOŻONYCH OBIEKTÓW
TECHNICZNYCH

Wyznaczenie rzeczywistego stanu złożonego obiektu technicznego przy pomocy aparatury diagnostycznej odbywa się według wcześniej określonego algorytmu - testu diagnostycznego. Brak danych o rozkładach prawdopodobieństw uszkodzeń utrudnia przeprowadzenie optymalizacji ilości i kolejności pomiarów diagnostycznych.

W pracy zaprezentowano metodę budowy wskaźników istotności funkcjonalnej badanych urządzeń, umożliwiającą wprowadzenie dodatkowego kryterium optymalizacji, związanego z liczbą relacji i czasem ich trwania.

1. WSTĘP

Diagnozowanie określamy jako zespół procedur niezbędnych do oceny rzeczywistego stanu obiektu technicznego. Proces diagnozowania można podzielić na dwa etapy. Etap pierwszy to ocena zdadności obiektu. Etap drugi - w przypadku stanu niezdatności - to określenie przyczyny uszkodzenia.

Wyjaśnienie przyczyny uszkodzenia możliwe jest dzięki przeprowadzeniu specjalnych testów diagnostycznych.

Przez test diagnostyczny rozumie się zbiór sprawdzeń niezbędnych do wyznaczenia wyróżnionych stanów obiektu. Ze względu na sposób przeprowadzenia kolejnych sprawdzeń, dzieli się je na testy o stałej i zmiennej liczbie sprawdzeń. Te ostatnie dzieli się na testy bezwarunkowe i testy warunkowe [4]. Najbardziej efektywnymi testami są testy warunkowe, jednakże ich opracowanie i optymalizacja, nawet z wykorzystaniem nowoczesnych środków obliczeniowych, jest utrudniona.

Na ostateczną postać testu i jego miejsce w systemie diagnostycznym znaczny wpływ wywiera model matematyczny, jaki wykorzystuje się do opisu obiektu diagnozy. Rozpowszechnienie tzw. systemów operacyjnych korzystnie wpłynęło na rozwój modeli matematycznych opartych na metodach logicznych. W tym przypadku zakłada się, że w obiekcie technicznym można /choćbyśmy słowo/ wyróżnić odrębne bloki, przy czym sygnał "wyjścia" z jednego bloku jest sygnałem "wejścia" dla bloku sąsiedniego. Poważnym ograniczeniem stosowania takich modeli jest postulat o jednoznacznej zależności między wielkością sygnału wyjściowego a stanem technicznym elementu obiektu - bloku. Drugi postulat dotyczy konieczności identyfikacji wartości samego syg-

nału. Z reguły wprowadza się pewną wartość kryterialną sygnału diagnostycznego, na podstawie której, rzeczywistej wartości sygnału mierzonego porządkowuje się jedną z dwóch liczb $\{0,1\}$.

Pomimo tych ograniczeń, dla wielu układów, takich jak: układy hydrauliczne, układy pneumatyczne, niektóre układy sterujące, testy diagnostyczne oparte na modelach logicznych dają zadowalające rezultaty [7].

W testach tego typu istotną rolę odgrywają dwie grupy danych. Pierwsza grupa, to dane określające przyczynowo-skutkowe związki między blokami obiektu /opisuje się je w postaci macierzy incydencji/. Druga grupa, to dane dotyczące właściwości samych bloków, wyrażone w rozdziałach prawdopodobieństw ich stanów.

Projektowanie tego typu testów odbywa się przy pomocy maszyn liczących. Algorytm obliczeń układu się wykorzystując ogólne zasady metody dynamicznego programowania [8].

Realizacja testu rozpoczyna się od wyboru pierwszego sprawdzenia π_k , które dzieli zbiór możliwych stanów S na dwa podzbiory: S_k^0 i S_k^1 . Do pierwszego podzbioru wejść wszystkie te stany, dla których sprawdzenie π_k daje rezultat negatywny, do drugiego podzbioru wejść te stany, dla których rezultat sprawdzenia daje wynik pozytywny. Jeśli w rezultacie realizacji kolejnych sprawdzeń okazało się, że stan, w którym znajduje się obiekt, jest elementem podzbioru S_k^0 , to następne sprawdzenie dzieli podzbiór S_k^0 na dwa podzbiory: S_{ki}^{00} i S_{ki}^{01} .

Prawdopodobieństwa negatywnego i pozytywnego rezultat sprawdzenia π_k wynoszą odpowiednio:

$$p/S_{ki}^{00}/ = \sum_{s_t \in S_{ki}^{00}} p/s_t/ / \sum_{s_t \in S_k^0} p/s_t/ \quad (1)$$

$$p/S_{ki}^{01}/ = \sum_{s_t \in S_{ki}^{01}} p/s_t/ / \sum_{s_t \in S_k^0} p/s_t/$$

Projektowany test diagnostyczny będzie optymalny, jeśli tzw. średnie uogólnione koszty realizacji sprawdzeń diagnostycznych - $Q(\pi)$ będą minimalne. Dla każdego sprawdzenia π_k , powinien być spełniony warunek:

$$Q/S_k^0/ = \min [q_k + p/S_{ki}^{00}/ \cdot Q/S_{ki}^{00}/ + p/S_{ki}^{01}/ \cdot Q/S_{ki}^{01}/] \quad (2)$$

gdzie:

q_k - koszt bezpośredni realizacji sprawdzenia π_k .

Istotną przeszkodą, uniemożliwiającą wykorzystanie wszystkich przedstawionych zależności, jest brak informacji o rozkładach prawdopodobieństw zaistnienia wyróżnionych stanów badanego obiektu. Z tej przyczyny, algorytm oparty na metodzie dynamicznego programowania należy zmodyfikować, uwzględniając tylko przyczynowo-skutkowe związki między blokami badanego

układu. Jednakże następuje znaczny wzrost liczności podzbioru rozwiązań dopuszczalnych wskutek zaistnienia tzw. źle uwarunkowanego zadania diagnostycznego.

Ograniczenie liczności zbioru rozwiązań dopuszczalnych jest możliwe dzięki wykorzystaniu w diagnostyce podstawowych zasad i metod analizy systemów złożonych.

Najbardziej rozpowszechnione i efektywne - w warunkach ograniczonej informacji - jest wykorzystanie metod opartych na informacyjnej teorii systemów [2].

2. WYZNACZENIE WSKAŹNIKÓW ISTOTNOŚCI FUNKCJONALNEJ

Zdaniem autorów, podanie krótkiej i zwięzłej definicji pojęcia wskaźnika istotności funkcjonalnej dla abstrakcyjnego obiektu technicznego, na obecnym etapie badań, nie jest możliwe.

Wyznaczenie wskaźników istotności funkcjonalnej dla każdego obiektu diagnostycznego powinno przebiegać zawsze z uwzględnieniem jego podstawowych właściwości określonych przez takie elementy, jak: cechy konstrukcyjne, warunki funkcjonowania obiektu /inaczej sposób wzajemnego oddziaływania obiektu i środowiska/ oraz dominujące procesy zachodzące w trakcie funkcjonowania i degradacji /starzenia się/ obiektu.

Jako rzeczywisty obiekt techniczny, konieczny dla prezentacji metody, wybrano układ napędowo-sterujący hydrostatyczny koparki jednoosobowej /EO-3322B/ [1], [3].

Powszechnie wiadomo, że dowolny układ napędowo-sterujący, w którym wykorzystuje się energię potencjalną lub kinetyczną cieczy, tworzy bardzo silnie powiązaną ze sobą grupę jednostek roboczych /bloków/. Jakakolwiek zmiana w prawidłowości funkcjonowania jednego z urządzeń wywołuje istotne zmiany w warunkach funkcjonowania "sąsiednich". W hydronapędach maszyn pracujących w wyjątkowo ciężkich warunkach /maszyny budowlane, maszyny górnicze/ nierzadko obserwuje się zjawisko "lawinowej" degradacji oddzielnych podzespołów [3]. Można hipotecznie przyjąć, że urządzenie /jednostka robocza/ posiadające większą liczbę relacji z innymi urządzeniami takiego układu jest w większym stopniu narażone na proces "wzajemnej degradacji". Z punktu widzenia diagnostyki, w warunkach ograniczonej informacji, wskaźnik istotności urządzenia /bloku/ powinien być określany z uwzględnieniem liczby relacji i czasu ich trwania. Dominujący typ relacji zachodzących w różnych obiektach będzie inny. Tym niemniej, na bazie uniwersalnych równań określających przepływ procesów informacyjnych w zbiorze n -obiektów [2], można wprowadzić istotne ograniczenia.

W procesie dekompozycji hydropędu koparki wyróżniono 23 elementy /bloki - urządzenia/ biorące udział w kolejnych operacjach. Wszystkie elementy zostały przedstawione w tabeli 1.

Tabela 1

Nr	Urządzenie	Symbol
1	silnik zewnętrzny układu	x_0
2	pierwsza pompa agregatu pompowego	x_1
3	druga pompa agregatu pompowego	x_2
4	blok zaworowy akumulatora	x_3
5	akumulator serwo sterowania	x_4
6	zawór przeciążeniowy pierwszego rozdzielacza	x_5
7	zawór przeciążeniowy drugiego rozdzielacza	x_6
8	pierwszy blok serwo sterowania	x_7
9	trzecia sekcja drugiego rozdzielacza	x_8
10	siłownik łyżki koparki	x_9
11	układ filtrów	x_{10}
12	blok synchronicznego serwo sterowania	x_{11}
13	czwarta sekcja pierwszego rozdzielacza	x_{12}
14	czwarta sekcja drugiego rozdzielacza	x_{13}
15	siłownik ramienia łyżki	x_{14}
16	drugi blok serwo sterowania	x_{15}
17	druga sekcja drugiego rozdzielacza	x_{16}
18	siłownik wysięgnika koparki	x_{17}
19	trzeci blok serwo sterowania	x_{18}
20	trzecia sekcja pierwszego rozdzielacza	x_{19}
21	silnik hydrauliczny obrotu nadwozia	x_{20}
22	czwarty blok serwo sterowania	x_{21}
23	pierwsza sekcja drugiego rozdzielacza	x_{22}

Należy zwrócić uwagę na fakt, że opisane relacje trwają w konkretnym przedziale czasu Δt_j i ich liczba m_{rj} dla r-tego urządzenia może być zmienna w okresie obserwacji T. Wówczas iloczyn $m_{rj} \cdot \gamma_j / \gamma_j = \Delta t_j / T$ stanowi wskaźnik udziału czasowego rozpatrywanych relacji w okresie obserwacji T. Kolejne odcinki czasowe Δt_j związane są z wykonywaniem cyklicznie powtarzających się operacji w procesie funkcjonowania obiektu technicznego.

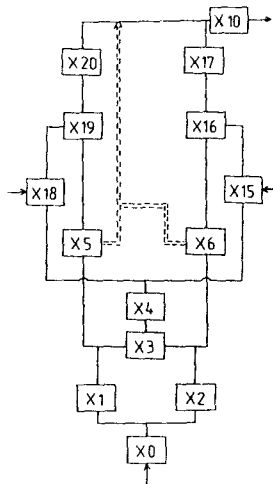
Aby wyznaczyć istotność przyjętego wskaźnika $m_{rj} \cdot \gamma_j$, proponuje się odnieść jego wartość do pełnego zbioru relacji i czasu ich trwania za pełny okres obserwacji. Przyjmując powyższe, wskaźnik funkcjonalnej istotności można wyznaczyć z następującej zależności:

$$K_r = \frac{\sum_{j=1}^J m_{rj} \cdot \tau_j}{\sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^{I_j} i \cdot n_{ij} \cdot \tau_j} \quad (4)$$

gdzie:

- m_{rj} - liczba relacji r -tego urządzenia w j -ej operacji
- n_{ij} - liczba urządzeń posiadających i -relacji w j -ej operacji
- τ_j - współczynnik proporcjonalny długości trwania j -ej operacji
- I_j - maksymalna liczba relacji w j -ej operacji
- J - liczba operacji w cyklu roboczym koparki

Analizowane relacje zachodzące między urządzeniami /blokami/ układu dla jednej z operacji. Na rysunku 1 przedstawiono schemat blokowy układu odnoszący się tylko do operacji D.



Rys.1. Schemat blokowy układu w operacji D

Równania algebry logiki określono przy uwzględnieniu następujących założeń:

- 1/ równanie relacji dla danej operacji jest sumą logiczną równań relacji określonych niezależnie dla każdej pompy,
- 2/ równanie relacji dla każdej pompy jest sumą logiczną równań relacji określonych niezależnie przy uruchomionych i nie uruchomionych zaworach przeciążeniowych.

Równanie relacji określone przez operację D dla pierwszej pompy agregatu pompowego, przyjmuje następującą postać:

$$Y_{1/D} = x_1 \& \{ [/x_3 \& x_4 \& x_{18} \vee x_5 / \& x_{19} \& x_{20} \vee x_5] \& x_{10} \} \quad (5)$$

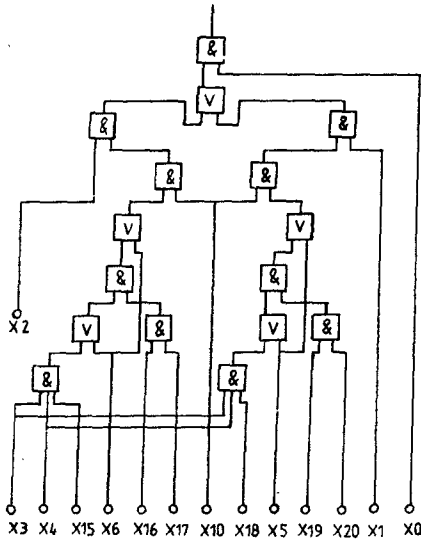
a dla drugiej pompy agregatu pompowego:

$$Y_{2/D} = x_2 \& \{ [/x_3 \& x_4 \& x_{15} \vee x_6 / \& x_{16} \& x_{17} \vee x_6] \& x_{10} \} \quad (6)$$

a także

$$X/D/ = /Y_1/D/ \vee Y_2/D// \&x_0 \tag{7}$$

Schemat logicznych powiązań między wyróżnionymi urządzeniami przed -
stawiono na rysunku 2.



Rys.2. Schemat powiązań logicznych w operacji D

Odpowiednie przekształcenia można realizować przy pomocy tzw. macie-
rzy logicznych [6] . W tym przypadku, równania algebry logiki powinny być
doprowadzone do postaci koniunkcji, dysjunkcji i przeczenia. Przy czym,
koniunkcja określana jest przez umiejscowienie symboli logicznych w wier -
szu, a dysjunkcja przez umiejscowienie symboli w kolumnie.

Macierz logiczna odzwierciedlająca relacje w operacji D ma postać na-
stępująca:

$$Y/D/= \left[\begin{array}{c|c|c|c|c|c|c|c} x_2 & x_3 & x_4 & x_7 & x_{16} & x_{17} & x_{10} & x_0 \\ & & & x_6 & & & & \\ & & & & & x_6 & & \\ x_1 & x_3 & x_4 & x_{18} & x_{19} & x_{20} & x_{10} & \\ & & & x_5 & & & & \\ & & & & & x_5 & & \end{array} \right] \tag{8}$$

Po przeprowadzeniu wszystkich koniecznych przekształceń otrzymujemy macierz logiczną następującej postaci:

$$Y/D/= \begin{bmatrix} x_2 & x_3 & x_4 & x_{15} & x_{16} & x_{17} & x_{10} & x_0 \\ x_2 & & & x_6 & x_{16} & x_{17} & x_{10} & x_0 \\ x_2 & & & & & x_6 & x_{10} & x_0 \\ x_1 & x_3 & x_4 & x_{18} & x_{19} & x_{20} & x_{10} & x_0 \\ x_1 & & & x_6 & x_{19} & x_{20} & x_{10} & x_0 \\ x_1 & & & & & x_5 & x_{10} & x_0 \end{bmatrix} \quad (9)$$

Uwzględniając udział czasowy operacji γ_D , możemy wyznaczyć kolejne wartości $m_{rD} \gamma_D$:

$$m_{1D} \gamma_D = m_{2D} \gamma_D = 0,363$$

$$m_{3D} \gamma_D = m_{4D} \gamma_D = m_{5D} \gamma_D = m_{6D} \gamma_D = m_{16D} \gamma_D = m_{17D} \gamma_D = m_{19D} \gamma_D = m_{20D} \gamma_D = 0,242$$

$$m_{10D} \gamma_D = 0,726$$

$$m_{15D} \gamma_D = m_{18D} \gamma_D = 0,121$$

Po przeprowadzeniu podobnych obliczeń dla wszystkich operacji pełnego cyklu roboczego koparki, otrzymujemy zbiór wszystkich wartości $\{m_r \gamma_j\}$ koniecznych dla wyznaczenia wskaźników funkcjonalnej istotności każdego urządzenia. Dla pierwszej pompy agregatu pompowego są to następujące wartości:

$$m_{1A} \gamma_A = 0,513; \quad m_{1B} \gamma_B = 0,858; \quad m_{1C} \gamma_C = 0,729; \quad m_{1D} \gamma_D = 0,363;$$

$$m_{1E} \gamma_E = 0,174; \quad m_{1F} \gamma_F = 0,126; \quad m_{1G} \gamma_G = 0,234;$$

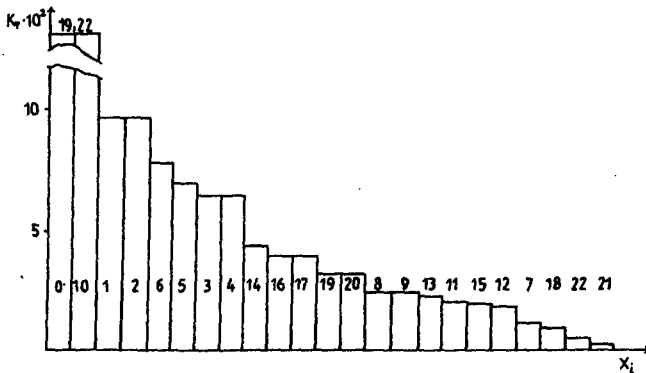
Zbiór wszystkich wartości $\{m_r \gamma_j\}$, a także wartości $\{K_r\}$, wyznaczonych na podstawie wzoru [4], zamieszczono w tabeli 2. Na rysunku 3 przedstawiono uzupełniający histogram wartości $\{K_r\}$ kolejnych urządzeń uszeregowanych ze względu na ich istotność.

Tabela 2

x_r	$m_r \cdot j$							$K_r \cdot 10^2$
	A	B	C	D	E	F	G	
x_1	0,513	0,858	0,729	0,363	0,174	0,126	0,234	9,61
x_2	0,513	0,858	0,729	0,363	0,174	0,126	0,234	9,61
x_3	0,342	0,572	0,486	0,242	0,116	0,084	0,156	6,40
x_4	0,342	0,572	0,486	0,242	0,116	0,084	0,156	6,40
x_5	0,342	0,572	0,486	0,242	0,116	0,084	0,312	6,90

cd. tabeli 2

x_6	0,513	0,572	0,729	0,242	0,116	0,084	0,156	7,73
x_7	0,324	-	-	-	-	0,042	-	1,23
x_8	0,684	-	-	-	-	0,084	-	2,46
x_9	0,684	-	-	-	-	0,084	-	2,46
x_{10}	1,026	1,716	1,458	0,726	0,348	0,252	0,468	19,22
x_{11}	-	0,572	-	-	0,058	-	-	2,02
x_{12}	-	0,572	-	-	-	-	-	1,83
x_{13}	-	0,572	-	-	0,116	-	-	2,21
x_{14}	-	1,144	-	-	0,116	-	-	4,03
x_{15}	-	-	0,486	0,121	-	-	-	1,95
x_{16}	-	-	0,972	0,242	-	-	-	3,89
x_{17}	-	-	0,972	0,242	-	-	-	3,89
x_{18}	-	-	-	0,121	0,058	0,042	0,078	0,96
x_{19}	-	-	-	0,242	0,116	0,084	0,312	3,12
x_{20}	-	-	-	0,242	0,116	0,084	0,312	3,12
x_{21}	-	-	-	-	-	-	0,078	0,25
x_{22}	-	-	-	-	-	-	0,156	0,50
x_0	1,026	1,716	1,458	0,726	0,348	0,252	0,468	19,22



Rys.3. Histogram wskaźników funkcjonalnej istotności urzędzeń w cyklu roboczym koparki

3. ZAKOŃCZENIE

Projektowanie optymalnych systemów eksploatacyjnych i ściśle z nimi związanych systemów diagnostycznych jest przedmiotem zainteresowania szerokiego kręgu badaczy stosujących osiągnięcia cybernetyki technicznej. Tradycyjne metody badania efektywności różnego typu obiektów, sposobu ich wzajemnego oddziaływania z otoczeniem okazują się bezużyteczne wskutek braku niezbędnej informacji. Niestety dotyczy to także wielu dziedzin

cybernetyki, gdzie często rozwiązuje się problemy związane nie ze sposobami otrzymywania jakościowo nowej informacji, a jej "mechanicznego" przetwarzania.

W artykule podjęto próbę modelowania diagnostycznych tekstów w warunkach braku informacji opartej na tradycyjnych wskaźnikach niezawodności obiektu. Zastosowanie ogólnych zasad informacyjnej teorii systemów [2] pozwoliło wykorzystać informacje pośrednie, a dotyczące takich ważnych czynników, jak warunki funkcjonowania obiektu, charakter dominujących zjawisk w procesie funkcjonowania i stopniowej degradacji obiektu.

Otrzymane wartości wskaźników funkcjonalnej istotności mogą być wykorzystane jako jedno z kryteriów niezbędnych do optymalizacji diagnostycznych procedur /z uwzględnieniem (1) i (2)/.

LITERATURA

- [1] Brach I., Walczewski R.: Koparki jednonaczyniowe. WNT, Warszawa, 1982
- [2] Denisow A.A.: Wwiedienije w informacjonnyj analiz sistem. LPI, Leningrad 1988
- [3] Lipiński J.: Hydrauliczne urządzenia transportu. WKŁ, Warszawa, 1980
- [4] Mozgalewski A.W., Gaskarow D.W.: Techniceskaja diagnostika. Wysszaja Szkoła, Moskwa, 1975
- [5] Pospiełow D.A.: Łogiceskie metody analiza i sinteza sistem. Energoatomizdat, Moskwa, 1981
- [6] Rabinin I.A.: Osnowy teorii i rasceta nadežnosti sudowych sistem. Sudostrojenije, Leningrad, 1967
- [7] Szenajch W.: Przyrządy, uchwyty i sterowanie pneumatyczne. WNT, Warszawa 1983
- [8] Taha H.A.: Operations research. Macmillan CO., New York, 1980

OPTIMIZATION METHOD OF MAKING A DIAGNOSIS OF COMPLEX TECHNICAL OBJECTS

Summary

Determining the real state of complex technical objects with the aid of diagnostic apparatus goes on the algorithm prepared before, which is called - diagnostic test. Shortage of data of defects probability distribution impedes to carry out optimization of quantity and succession of diagnostic measurements.

In the paper has been presented method of constructing significance functional indexes of tested objects, which make possible introducing additional criterion of optimization connected with the number of relations and the time of their duration.

Michał Styp-Rekowski

MECHANIZMY PROSTOLINIOWEGO RUCHU POSTĘPOWO-ZWROTNEGO

W artykule przedstawiono rozwiązania konstrukcyjne mechanizmów realizujących prostoliniowe ruchy postępowo-zwrotne, zwanych modułami liniowymi. Zaprojektowana i wykonana rodzina modułów posiada napęd elektryczny lub pneumatyczny. Moduły te mogą realizować ruchy w zakresie 0 - 1000 lub 0 ÷ 3000 mm. Zastosowane toczne łożyska liniowe pozwoliły na zminimalizowanie oporów ruchu. Przeprowadzone badania eksploatacyjne prototypów potwierdziły prawidłowość przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych, a rezultatem tego są wysokie parametry eksploatacyjne osiągnięte przez moduły.

1. WSTĘP

Obserwowane coraz powszechniejsze stosowanie w procesach wytwórczych robotów, manipulatorów czy też całych elastycznych systemów produkcyjnych spowodowało wzrost zainteresowania konstruktorów rozwojem maszyn wykonujących proste ruchy postępowo-zwrotne, prosto- lub krzywoliniowe, zwanych modułami liniowymi.

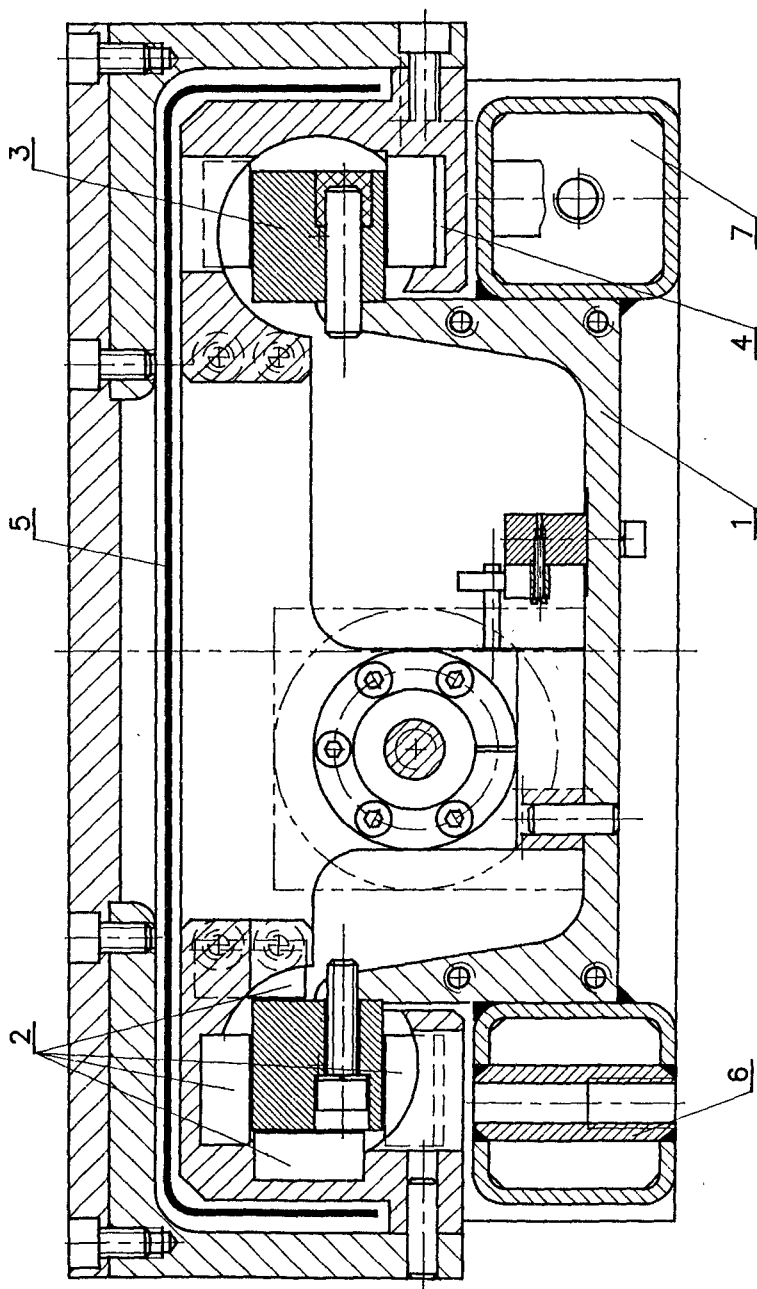
Wobec braku krajowych rozwiązań i jednocześnie rysującego się zapotrzebowania na tego typu maszyny, w Katedrze Obrabiarek i Robotów zaprojektowano i wykonano prototypy całej rodziny modułów liniowych o ruchu prostoliniowym. Wykorzystując doświadczenia specjalistycznych firm zagranicznych opracowano własną oryginalną wersję modułów [1].

2. KONSTRUKCJA MODUŁÓW

2.1. Korpus

Korpus modułu /1/ tworzy ceownik wraz z przyspawanymi do jego bocznych powierzchni rurami o przekroju kwadratowym /rys.1/. Rury te spełniają rolę usztywniającą cały długi korpus, służą również jako elementy umożliwiające mocowanie modułu w żądanej pozycji. W kategoriach estetycznych uzupełniają one ponadto bryłę modułu do prostopadłościanu.

Ceownik ma obrobione jedynie dwa fragmenty zewnętrznych powierzchni półek, do których przymocowane są listwy prowadnic. To ich przeznaczenie narzuca dokładność obróbki, a ściślej, równoległość śladów tych powierzchni na płaszczyźnie prostopadłej do kierunku ruchu wózka.



Rys.1. Przekrój poprzeczny wózka modułu:
 1-korpus, 2-łożyska liniowe, 3-listwy przewodnicowe, 4-elementy sprężyste, 5-osłona,
 6,7-elementy przyłączeniowe

2.2. Napęd i sterowanie

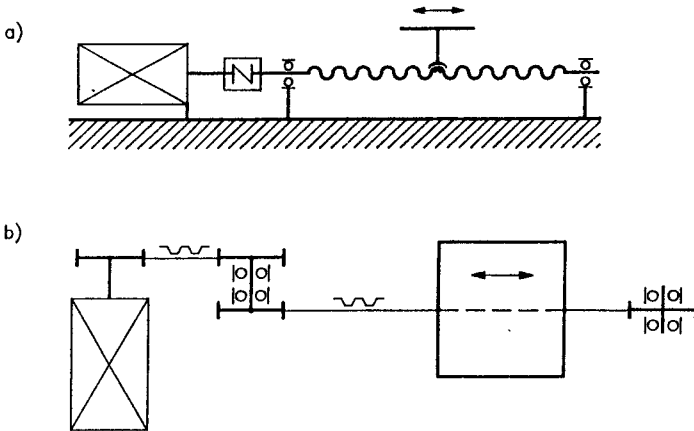
Napęd modułów opracowano wariantowo. W zależności od potrzeb, przygotowano wariant z napędem elektrycznym lub z napędem pneumatycznym.

Wariant z napędem elektrycznym obejmuje dwie wersje:

I - z silnikiem elektrycznym i śrubą toczną, oznaczony symbolem MLS,

II - z silnikiem elektrycznym i przekładnią z paskiem zębatym, oznaczonym symbolem MLP.

W każdej z tych wersji, których schematy napędów przedstawiono na rysunku 2a,b, zastosowano silnik krokowy, co w znacznym stopniu ułatwia sterowanie napędem i tym samym wpływa dodatnio na dokładność pozycjonowania.



Rys.2. Schematy kinematyczne napędów:
a- ze śrubą toczną,
b- z przekładnią zębatą

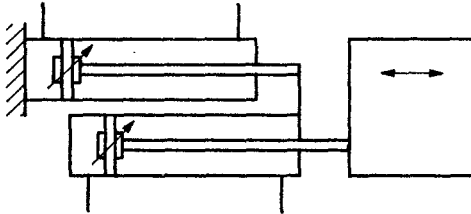
Śruba toczna o skoku 5 mm, połączona z silnikiem za pomocą podatnego sprzęgiełka mieszkowego, pozwala na zminimalizowanie strat energetycznych w napędzie i zapewnia równomierność ruchu wózka. Wersję tę wykonano z możliwością przemieszczeń w zakresie 0 ± 1000 mm. Zastosowanie przekładni z paskiem zębatym pozwala na wyeliminowanie poślizgów na pasku, co przyczynia się również do uzyskania dużej dokładności pozycjonowania. Tę wersję wykonano w dwóch odmianach:

- z możliwością przemieszczeń w zakresie 0 ± 1000 mm /MLP-1/,
- z możliwością przemieszczeń w zakresie 0 ± 3000 mm /MLP-3/.

W przypadku odmiany dłuższej, wyraźny negatywny wpływ na dokładność pozycjonowania ma sprężystość paska zębatego.

Dzięki opracowanemu dla tego wariantu sterowaniu, do którego wykorzystano komputer, możliwa jest realizacja ruchu o dowolnym skoku w całym zakresie przemieszczeń wózka. Także prędkość ruchu wózka może być regulowana w dużym zakresie.

Wariant z napędem pneumatycznym jest typowym rozwiązaniem konstrukcyjnym modułu trójpołożeniowego /rys.3/. Zastosowano dwa siłowniki pneumatyczne o skoku 500 mm każdy, co pozwoliło na zminimalizowanie długości całkowitej modułu. Cylinder siłownika, który porusza się w czasie pracy modułu jest połączony sztywno z tłoczyskiem drugiego siłownika i podparty za pomocą łożysk na listwach prowadnicowych.

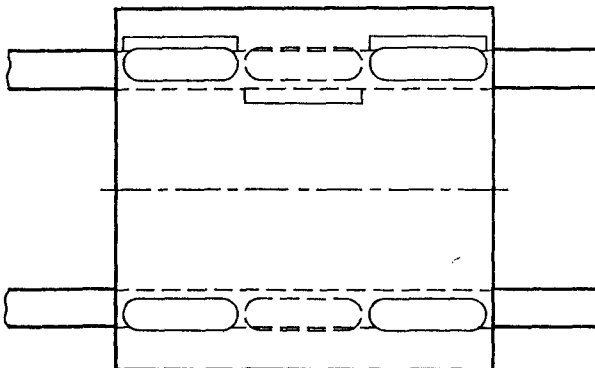


Rys.3. Schemat kinematyczny napędu z siłownikami pneumatycznymi

Użycie siłowników z tłumieniem w skrajnych położeniach powoduje z jednej strony - łagodne dojście do punktów krańcowych, co jest zjawiskiem pozytywnym, z drugiej jednak strony - powoduje nierównomierność ruchu wózka /znaczące zwolnienie przy obu końcach/.

2.3. Łożyskowanie wózka

We wszystkich wariantach konstrukcyjnych zastosowano prowadnice toczne z łożyskami liniowymi /2/ typu ECO-ROLL-R, firmy SCHNEEBERGER, które poruszają się po listwach prowadzących /3/ typu ECO o przekroju kwadratowym tej samej firmy /3/ /rys.1/. W każdym wózku umieszczono dziewięć łożysk, sześć na jednej listwie prowadzącej i trzy na drugiej. Rozmieszczenie łożysk może być różne i uzależnione jest od przewidywanej pozycji pracy modułu. Jedno z możliwych rozwiązań /gdy moduł umieszczony jest na płaszczyźnie poziomej wózkiem do góry/ przedstawiono na rysunku 4. Takie

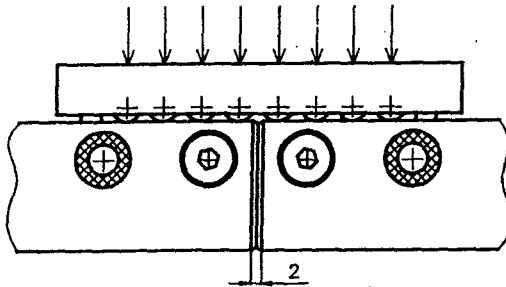


Rys.4. Przykład rozmieszczenia łożysk w wózku

rozmieszczenie łożysk jest korzystne ze względów wykonawczych, gdyż wymagane jest jedynie, aby poziome powierzchnie prowadnic /rys.1/ były równoległe i leżały w jednej płaszczyźnie. Nie jest wymagana natomiast równoległość prowadnic na całej ich długości, co przy większych długościach może być trudne do uzyskania.

Pojedyncze łożyska, znajdujące się po stronie przeciwnej w stosunku do głównej siły obciążającej, są dociskane do listwy za pomocą elementów sprężystych /4/, wywołując w ten sposób napięcie wstępne w układzie łożysk - rysunek 1.

Odcinki prowadnic łączone mogą być prostą metodą przedstawioną na rysunku 5. Końcówki listew zakończone są fazą o szerokości 1 mm pod kątem 30° i czołowo dosunięte do siebie. Po dokładnym ustawieniu i przykręceniu



Rys.5. Łączenie odcisków listew przewodnicowych

śrubami, są one skołkowane z korpusem; wykorzystuje się do tego celu niektóre otwory pod śruby. Luz pomiędzy kołkiem a otworem wypełniony jest następnie żywicą epoksydową, uniemożliwiając w ten sposób przemieszczanie się listew w luźnych otworach pod śruby. Ponieważ obciążenie przenoszone jest przez osiem wałeczków jednocześnie, przejście przez wykonaną fazę odbywa się bez wyraźnych zakłóceń, nie powodując obniżenia dokładności ruchu wózka modułu.

Dzięki tej prostej metodzie łączenia odcisków listew przewodnicowych, możliwa jest budowa modułów o ruchach roboczych w znacznych zakresach /dotyczy to głównie modułów MLP i MLS/.

Zrealizowane rozwiązanie konstrukcyjne łożyskowania wózka modułu charakteryzuje się dużą, w stosunku do potencjalnych potrzeb, zdolnością przenoszenia obciążeń, gdyż jedno zastosowane łożysko ma nośność 12.000 N.

2.4. Wyposażenie

Wszystkie elementy napędu i łożyskowania przykryte są stałą osłoną/5/, wykonaną z blachy nierdzewnej /rys.1/. Dzięki zastosowaniu tego typu osłony możliwe było skrócenie długości całkowitej modułu w porównaniu do rozwiązań z osłoną mieszkową, stosowaną często w tego typu maszynach. Zestawienie dłu-

gości całkowitych L i długości roboczych L_r dla wszystkich opracowanych wersji zamieszczono w tablicy.

Tablica

Zestawienie niektórych cech konstrukcyjnych
i parametrów roboczych modułu

Cecha konstrukcyjna /parametr/	Wersja			
	MSL-1	MLP-1	MLT-1	MLP-3 *
Dł. całkowita, L [mm]	1.310	1.340	1.800	3.340
Dł. całkowita, L [mm]	1.310	1.340	1.800	3.340
Średnie odchylenie położenia, S_{xj} [μ m]	0,65 - 3,25	2,27 - 4,87	0,65 - 3,25	1,62 - 4,87
Powtarzalność pozy - cjonowania, S_r [μ m]	2,60 - 13,00	9,10 - 19,49	2,60 - 13,00	6,48 19,49

W przypadku modułu z napędem pneumatycznym zastosowano prowadnice przewodów pneumatycznych firmy IGUS, które z jednej strony zabezpieczają przewody przed uszkodzeniem, z drugiej zaś - gwarantują prawidłowe i stałe ich ułożenie w przestrzeni wewnętrznej modułu.

3. PODSUMOWANIE

Przedstawiona w niniejszej pracy rodzina modułów charakteryzuje się wysokim stopniem nowoczesności. Zastosowane w nich elementy uwzględniają najnowsze tendencje w budowie tego typu maszyn, co w efekcie pozwoliło na uzyskanie parametrów eksploatacyjnych porównywalnych do podobnych rozwiązań konstrukcyjnych produkujących w tej dziedzinie firm zagranicznych [2].

W kategoriach estetycznych uzyskane rezultaty są również zadowalające. Bryła modułu jest płaskim prostopadłościanem, różniącym się tylko jednym wymiarem /długością/ dla poszczególnych rozwiązań konstrukcyjnych.

Przeprowadzone w oparciu o Polskie Normy [4] badania eksploatacyjne prototypów potwierdziły prawidłowość przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych, a osiągane parametry robocze /niektóre z nich zamieszczono w tablicy/ są zgodne z założeniami i oczekiwaniami.

LITERATURA

- [1] Domanowski P., Styp-Rekowski M.: Moduły liniowe o ruchu prostoliniowym. Materiały Konferencji Nauk.-Tech.: Konstrukcja, technologia i eksploatacja maszyn. ATR Bydgoszcz, 1992

- [2] Katalogi firm: FESTO /Austria/, INA /RFN/, THK /Japonia/, THOMSON/USA/
[3] Katalog: Anti-friction Guideways. Firma SCHNEEBERGER /Szwajcaria/, 1991
[4] Polskie Normy: PN-85/M-55551.00 - Obrabiarki do metali. Metody pomiarów dokładności. Postanowienia ogólne
PN-79/M-55551.30 - Obrabiarki do metali. Sprawdzanie dokładności. Metody pomiaru powtarzalności pozycjonowania zespołu dojeżdżającego do zderzaka
PN-81/M-55551.32 - Obrabiarki do metali. Sprawdzanie dokładności. Metody pomiaru dokładności pozycjonowania

MECHANISMS FOR RECIPROCATING MOTION

Summary

In this paper are presented constructional solutions of the mechanisms realized rectilinear to-and-fro motion, called linear modules. Designed and made prototypes of the modules family has got an electric or pneumatic drive and can realize the motion in a range 0 - 1000 or 0 - 3000 mm. Anti-friction linear bearings was used and it made possible to minimize the resistance to motion. Exploitational research certified to correct constructional solutions whereby result are attained high exploitational parameters of the modules.

Jędrzej Bayer

BADANIA ZMODYFIKOWANEGO RZUTNIKA DO TRANSPORTU
ZIELONEK I SŁOMY

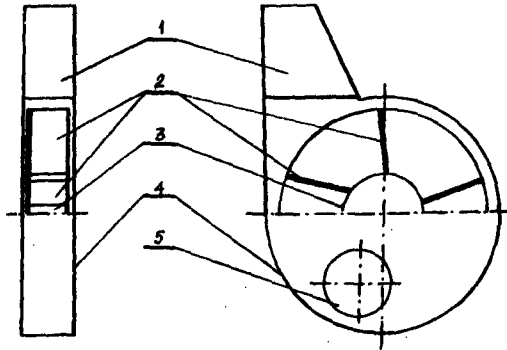
Ograniczenie przepływu powietrza podczas pracy rzutnika powoduje znaczne ograniczenie zapotrzebowania mocy i zużycia energii. Wyposażenie wirnika w specjalny kołpak ogranicza znacznie przepływ powietrza podczas pracy rzutnika, co powoduje, że ruch transportowanych cząstek odbywa się głównie pod wpływem energii kinetycznej nadanej im uderzeniami łopat, a nie pod wpływem strumienia powietrza.

1. WSTĘP

Rzutniki mogą być stosowane do przeładunków zielonek do silosów przejazdowych i wieżowych lub słomy na sterty [1]. Dlatego też rzutniki powinny charakteryzować się następującymi cechami użytkowymi: dużą wydajnością pracy, niskim zapotrzebowaniem mocy i jednostkowym zużyciem energii oraz możliwie dalekim zasięgiem wyrzucania materiału i to zarówno w kierunku poziomym, jak i pionowym.

2. BADANIA RZUTNIKA

Schemat budowy rzutnika przedstawiono na rysunku 1.



Rys.1. Schemat budowy rzutnika:
1-króciec tłoczny, 2-łopata wirnika,
3-kołpak, 4-obudowa, 5-otwór wlotowy

Półotwarty wirnik rzutnika o średnicy 1,3 m wyposażono w 5 prostych łopat o szerokości 0,235 mm /2/. Środkową część wirnika wypełniono cylindrycznym kołpakiem o średnicy 0,5 m i wysokości 0,235 m /3/. Kołpak wypełnia 14,79% objętości całego wirnika [1]. Otwór wlotowy /5/ o średnicy 0,4 m usytuowano w dolnej części obudowy /4/ i połączono z przenośnikiem ślimakowym podającym materiał do rzutnika. Rzutnik wyposażono w rurociąg tłoczny o średnicy 0,3 m. Obudowę wirnika zamocowano obrotowo, co pozwala na ustawienie króćca tłoczego /1/ pionowo /przy napełnianiu silosów wieżowych/ lub pod kątem 45° /podczas napełniania przejazdowych lub sterowania słomy.

Przenośnik ślimakowy napędzany silnikiem elektrycznym o mocy 3 kW, a wirnik rzutnika - bezpośrednio wałem odbioru mocy ciągnika Ursus C-355 lub C-360, obrotami niezależnymi lub zależnymi, przez IV bieg.

Model rzutnika przeznaczony do pomiarów wydajności, zapotrzebowania mocy i zasięgu transportu materiałów łodygowych przy ograniczonym do minimum przepływie powietrza wykonano w FMR Agromet Inofama w Inowrocławiu.

3. WYNIKI BADAŃ

Wyniki badań rzutnika podczas przepływu samego powietrza przedstawione w tabeli 1 wykazują, że przy swobodnym przepływie powietrza /stopień dławienia 0/ciśnienie całkowite w rurociągu tłocznym waha się w zależności

Tabela 1

Wyniki badań rzutnika podczas przepływu powietrza

Stopień dławienia F		F = 0				F = 0,5				F = 1,0			
		P_c	Q	V_{sr}	N	P_c	Q	V_{sr}	N	P_c	Q	V_{sr}	N
obr/min	rad/s	Pa	m^3/s	m/s	kW	Pa	m^3/s	m/s	kW	Pa	m^3/s	m/s	kW
540	56,5	25	0,20	2,83	1,85	50	0,29	4,10	1,85	250	0	0	1,80
595	62,3	35	0,22	3,11	2,50	70	0,32	4,53	2,50	300	0	0	2,30
725	75,9	50	0,30	4,25	4,20	120	0,42	5,94	4,00	450	0	0	3,65

od prędkości obrotowej wirnika od 25-50 Pa, wydatek przepływu powietrza od 0,2-0,3 m^3/s , prędkość przepływu powietrza od 2,8-4,3 m/s, a zapotrzebowanie mocy od 1,85-4,2 kW. Zdławienie przepływu powietrza do 0,5 powierzchni poprzecznego przekroju rurociągu tłoczego powoduje wzrost ciśnienia całkowitego do 50-120 Pa, wydatku przepływu powietrza do 0,29-0,42 m^3/s i wzrost prędkości przepływu powietrza do 4,1-5,94 m/s. Zapotrzebowanie mocy przy niższych prędkościach obrotów wirnika nie zmienia się, zaś przy prędkości 75,9 rad/s maleje o 0,2 kW. Całkowite zamknięcie otworu wylotowego rurociągu tłoczego /stopień dławienia 1/ pozwala na określenie maksymalnego ciśnienia całkowitego, osiągającego wartość 250-450 Pa /tab.1/.

Wyniki badań podane w tabeli 1 świadczą, że zastosowanie kołpaka spowodowało spadek prędkości przepływu powietrza do 2,8-4,5 m/s, przy prędkości obrotów wirnika w granicach 56,5-62,3 rad/s. Prędkość przepływu powietrza była więcej niż dwukrotnie niższa od prędkości unoszenia słomy w transporcie pneumatycznym. Świadczy to o tym, że transport cząstek rzutnikiem odbywa się wyłącznie pod wpływem uderzeń łopat wirnika. Podczas transportu zielonek lub słomy przepływ powietrza przez otwór wlotowy rzutnika będzie dodatkowo dławiony przez podawany materiał, co w dalszym stopniu zmniejszy jego ciśnienie i wydatek w obudowie i w rurociągu tłocznym.

Wyniki eksploatacyjnych badań rzutnika przedstawiono w tabeli 2.

Pionowy transport zielonek rzutnikiem osiągnął wydajność efektywną w granicach 42,1-70,7 t/h, a poziomy - od 36,2-78,9 t/h. Poziomy transport słomy osiągał wydajność 21,5 t/h. Na wydajność transportu największy wpływ ma ciężar właściwy transportowanego materiału, jego wilgotność oraz sposób ładowania. Większe wydajności ładowania osiągnano stosując wozy paszowe lub zasobniki dozujące niż przy wyrzucaniu materiału z przyczep przenośnikiem podłogowym i ręcznym poprawianiu równomierności podawania materiału do rzutnika.

Zapotrzebowanie mocy rzutnika zależy od prędkości obrotowej wirnika, kierunku transportu, rodzaju transportowanego materiału i wydajności. Transport pionowy powoduje większe zapotrzebowanie mocy niż poziomy, gdyż dłuższa jest droga tarcia materiału o obudowę wirnika. Wzrost zapotrzebowania mocy powoduje również zwiększenie długości rurociągu tłocznego podczas poziomego transportu.

Jednostkowe zużycie energii zależne jest głównie od wydajności i kierunku transportu. Im większa wydajność transportu, tym mniejsze jednostkowe zużycie energii. Dlatego też celowe jest stosowanie zasobników dozujących lub wozów paszowych do podawania materiału do rzutnika, gdyż załadunek odbywa się równomiernie i z dużą wydajnością. Podawanie materiału w kierunku pionowym jest też bardziej energochłonne od transportu w kierunku poziomym.

Zasięg wyrzucanego materiału zależy głównie od wydajności transportu /na co również ma wpływ ciężar właściwy materiału/ oraz w znacznie mniejszym stopniu od prędkości obrotowej wirnika. Podczas transportu w kierunku poziomym zwiększenie długości rurociągu z 2 do 4 m powoduje też nieznaczny wzrost zasięgu transportu, ale równocześnie wzrost zapotrzebowania mocy i jednostkowego zużycia energii.

Pionowy zasięg działania rzutnika, wynoszący 19,7-24m, jest wystarczający do napełnienia sieczką zielonki silosów wieżowych o wysokości do 15 m. Napełnianie silosów wieżowych o wysokości 20-30m wymagać będzie wspomaganie strumieniem powietrza [2]. Poziomy zasięg działania rzutnika, wynoszący 22-30 m, pozwala na zapełnianie silosów przejazdowych zielonką. Podczas sterowania słomy jej wyrzut na wysokość 13-14 m i odległość 10-12m jest wystarczający dla formowania sterty.

Z przytoczonych w tabeli 2 danych wynika, że optymalną prędkością obrotową wirnika jest 56,5 rad/s 540 obr/min. Przy tej prędkości można osiągnąć znaczną wydajność i zasięg działania rzutnika, a jednocześnie pra-

Tabela 2

Wyniki badań eksploatacyjnych rzutnika

Rodzaj materiału	W ₁ t/h	n		N kW	Jednostko- we zużycie energii kWh/t	Długość rurociągu m	Maksymalny zasięg rzu- tu	
		obr/min	rad/s				Pionowy m	Poziomy m
Transport pionowy								
Kukurydza 80% H ₂ O	70,70	480	50,2	29,00	0,410	2	24,0	-
Kukurydza 55% H ₂ O	49,16	560	58,6	18,55	0,377	2	20,6	-
Kukurydza 55% H ₂ O	42,15	560	58,6	16,12	0,382	4	19,7	-
Transport poziomy								
Kukurydza 80% H ₂ O	70,70	480	50,2	25,70	0,364	2	11,3	28,0
Kukurydza 55% H ₂ O	36,18	560	58,6	10,15	0,281	2	6,7	22,0
Kukurydza 55% H ₂ O	46,56	560	58,6	16,67	0,358	4	10,2	30,0
Słoma jęczmienna	21,49	540	56,5	7,95	0,370	2	13,9	10,0
Słoma jęczmienna	21,49	540	56,5	10,11	0,470	4	14,3	12,0
Liście buraków	78,86	540	56,5	16,57	0,210	4	8,7	30,0
Sieczka trawy z łąki	67,50	635	66,5	21,55	0,319	2	10,4	28,0

ować przy minimalnym zapotrzebowaniu mocy i jednostkowym zużyciu energii.

4. PODSUMOWANIE

Zastosowanie kołpaka wypełniającego środkową część wirnika zmniejsza przepływ powietrza przez rzutnik oraz jego zawircowania w obudowie, co znacznie redukuje zapotrzebowanie mocy i jednostkowe zużycie energii. Konstrukcja łopat wirnika i kołpaka ma istotny wpływ na stopień zmniejszenia wydatku przepływu powietrza przez rzutnik. Zmniejszenie prędkości przepływu powietrza przez rurociąg tłoczny rzutnika nie ma wpływu na wydajność i zasięg jego działania. Przy prędkości obrotowej wirnika w granicach 50,2 - 58,6 rad/s osiągnęto wydajność efektywną transportu zielonek w granicach 36,2 - 78,9 t/h, a słomy - 21,5 t/h. Pionowy transport zielonek osiągał wysokość 19 - 24 m, a jednostkowe zużycie energii wyhało się w granicach 0,38 - 0,41 kWh/t. Poziomy transport zielonek osiągał odległość 22 - 30 m, a jednostkowe zużycie energii wyniosło 0,21 - 0,36 kWh/t. Podczas sterowania słomy jęczmiennej poziomy zasięg działania rzutnika wynosił 10-12 m, a jednostkowe zużycie energii - 0,37 - 0,47 kWh/t.

LITERATURA

- [1] Bayer J.: Zmniejszenie zapotrzebowania mocy rzutników przez ograniczenie przepływu powietrza. Zesz.Nauk. ATR w Bydgoszczy Nr 161, Mechanika 33, 1990, s.73-79
- [2] Bosma A.H.: Pneumatic conveying of forage when loading tower silo's. Research report 79-2.IMAG, Wageningen, s.1-20

INVESTIGATION OF MODIFICATED IMPELLER BLOWER FOR SILAGE AND STAW TRANSPORT

Summary

The filling of the rotor center with cap /fig.1/ reduces air flow speed and power consumption of the impeller blower.

The research results proved that the impeller blower can transport silage with capacity 36-79 t/h at 19-24 m height or at the distance of 22-30m and staw with capacity to 21,5 t/h at the distance of 10-12 m.

Tadeusz Sęk
Edmund Dulcet

WPLYW SPOSOBU DODAWANIA KONSERWANTU DO ZIELONKI NA RÓWNOMIERNOŚĆ WYMIESZANIA GO Z ZIELONKĄ ORAZ NA WIELKOŚĆ JEGO STRAT

W pracy przedstawiono metodykę oraz określono wpływ sposobu dodawania konserwantu do zielonki na równomierność wymieszania go z zieloną oraz na wielkość jego strat. W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że sposób dodawania konserwantu do zielonki wpływa na równomierność wymieszania go z zielonką oraz na wielkość jego strat.

1. WSTĘP I CEL PRACY

Sposób dodawania konserwantu do zakiszanych roślin jest bardzo ważny, gdyż decyduje w dużej mierze o jego wpływie na jakość kiszonki. Znane są wypadki ujemnego wpływu konserwantu na jakość uzyskanej kiszonki z powodu nierównomiernego wymieszania go z zielonką [5,8,9,13,18].

Konserwanty można dodawać do roślin w czasie ich zbioru albo w czasie załadunku roślin do zbiornika [1,2,6,12,13,15]. Zdaniem wielu badaczy zajmujących się tym zagadnieniem, obecnie brak jest jednoznacznej odpowiedzi na pytanie, który z wymienionych sposobów zapewnia bardziej równomierne wymieszanie konserwantu z zielonką, oraz przy którym z nich występują mniejsze straty konserwantu [3,10,12,18].

Celem niniejszej pracy było określenie wpływu sposobu dodawania konserwantu do zielonki na równomierność wymieszania go z zieloną oraz na wielkość jego strat.

2. METODYKA BADAŃ

Jako konserwantu użyto benzoesu sodu w stanie ciekłym. Materiałem roślinnym zastosowanym w badaniach była koniczyna czerwona I pokosu w fazie: początek kwitnienia, o średnim plonie 356 q/ha. Zbierano ją sieczkarnią zbierającą Z-305. Zawartość suchej masy wynosiła 22,08%, średnia długość łodyg przed rozdrobieniem wynosiła 536 mm, a po rozdrobieniu 26,3 mm /do dawanie konserwantu do zielonki w czasie jej zbioru/. Przy dodawaniu benzoesu sodu do zielonki w czasie układania jej w zbiorniku zawartość suchej masy wynosiła 22,96%, średnia długość łodyg przed rozdrobieniem 534 mm, a po rozdrobieniu 25,9 mm.

Oceny równomierności wymieszania benzoesu sodu z zieloną oraz wielkości jego strat dokonano w oparciu o oznaczenie ilościowe kwasu benzoowego zawartego w próbkach zielonki pobranych z 12 różnych miejsc zbiornika. Oznaczenie to przeprowadzono metodą spektrofotometryczną [7].

Równomierność wymieszania benzoesu sodu z zieloną charakteryzowano za pomocą wskaźnika nierównomierności wymieszania benzoesu sodu z zieloną.

Wskaźnik nierównomierności wymieszania benzoesu sodu z zieloną rozumiany jest jako procentowy stosunek odchylenia standardowego do średniej arytmetycznej zawartości benzoesu sodu w zielonce.

Wielkość strat benzoesu sodu w zielonce określano jako różnicę między ilościąadaną benzoesu sodu /4,00 g na kilogram zielonki/ a sto - sunkiem średniej arytmetycznej zawartości benzoesu sodu w zielonce do ilości adanej wyrażonej w procentach.

Oceny jakości uzyskanych kiszonek dokonywano wykorzystując skalę Fliega, zmodyfikowaną przez Zimmera [16].

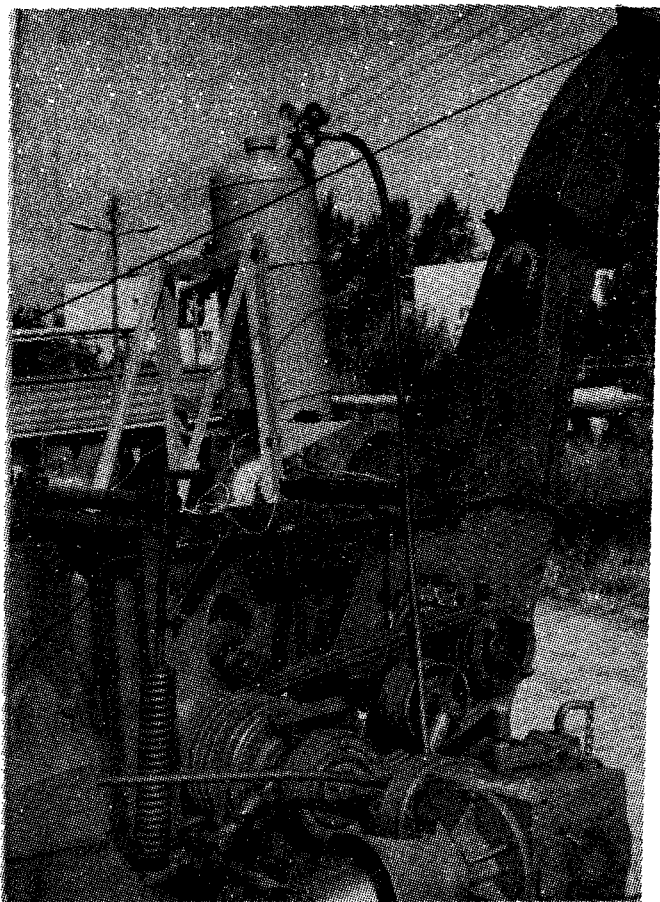
Uzyskane wyniki badań poddano analizie wariancji. Hipotezy zerowe weryfikuje test F na poziomie istotności 0,05 i 0,01. Obliczenia prowa - dzono według programu opracowanego w języku FORTRAN na mikrokomputerze SM -1420. Gdy porównywano więcej niż dwie grupy, istotność różnic między nimi oceniano testem rozstępu Duncana [16,17].

Do dodawania benzoesu sodu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika, użyto przystosowanego do tego celu opryskiwacza plecakowego "Sano 2" [14]. W przypadku dodawania konserwantu do zielonki w czasie jej zbioru, zastosowano agregat, ciągnik C-360 z przyczepianą sieczkarnią zbierającą Z-305 z nadbudowanym ciśnieniowym urządzeniem dozującym /rys.1/ i zagregatowaną z nią przyczepą skrzyniową z nadstawkami burtowymi. Dla obliczonej wydajności zbioru dobrano dyszę dozownika, której wydajność wynosiła 4,00 g benzoesu sodu na kilogram koniczyny czerwonej [13]. Dyszę tę umocowano w dolnej części kanału wylotowego sieczkarni [4]. Wskaźnik nierównomierności dozowania dla dobranej dyszy nie przekraczał 1%.

Podczas dodawania konserwantu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika, zważoną uprzednio masę zielonki układano cienkimi warstwami /10 cm/ w zbiorniku, każdą warstwę opryskiwano ustaloną ilością benzoesu sodu /4g na kilogram zielonki/ i dokładnie ugniatano. Tok tych czynności powtarzano aż do napełnienia zbiornika. W przypadku dodawania benzoesu sodu do koniczyny w czasie jej zbioru sieczkarnią zbierającą, zebraną zielonkę ułożono również w zbiorniku, dokładnie ją ugniatając. Następnie na zbiorniki nakładano ramkę dzielącą powierzchnię zbiornika na 12 równych części, z których pobierano reprezentatywne próbki przeznaczone do oznaczania zawartości suchej masy, ilościowego oznaczania zawartości kwasu benzoowego oraz oceny stopnia rozdrobnienia zielonki. Po zakończeniu tych czynności zbiorniki przykryto folią, a następnie warstwą ziemi.

Koniczynę czerwoną zakiszano również bez konserwantu.

Każda kombinacja doświadczalna została wykonana w trzech zbiornikach naziemnych, o pojemności 7 m^3 każdy.



Rys.1. Widok dozownika

3. WYNIKI I ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Wyniki oznaczeń zawartości benzoesu sodu w próbkach zielonki przedstawiono w tabeli 1.

Przy dodawaniu benzoesu sodu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika, średnia arytmetyczna zawartość benzoesu sodu wynosiła $3,632 \text{ g}$, przy odchyleniu standardowym $0,69925 \text{ g}$. Wskaźnik nierównomierności wymieszania wynosił $19,3\%$. Przy dodawaniu benzoesu sodu do zielonki w czasie jej zbioru, średnia arytmetyczna zawartość benzoesu sodu w zielonce wynosiła $3,248 \text{ g}$ i była mniejsza o $10,6\%$ niż w przypadku dodawania

Tabela 1

Zawartość benzoesu sodu w próbkach zielonki z koniczyny czerwonej w g/kg

Sposób dodawania konserwantu	Nr kolejny próbki-zawartość benzoesu sodu w gramach na kilogram zielonki											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
W czasie załadunku roślin do zbiornika	3,080	4,307	4,203	3,990	3,006	2,897	4,275	2,507	4,347	2,655	4,043	4,27
W czasie zbioru roślin	3,867	3,500	2,917	4,042	3,233	2,993	3,097	2,907	3,315	2,965	3,113	3,03

konserwantu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika. Natomiast odchylenie standardowe wynosiło 0,35839 g i było mniejsze o 48,7%, a wskaźnik nierównomierności wymieszania wynosił 11,0% i był niższy o 8,3 % niż przy dodawaniu konserwantu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika. Przeprowadzona analiza wariancji wykazała, że różnice między wskaźnikami nierównomierności wymieszania benzoesu sodu z zieloną, zależnie od sposobu dodawania konserwantu do zielonki, były wysokoistotne statystycznie /istotność 1,00/.

Reasumując można stwierdzić, że sposób dodawania konserwantu do zielonki jest czynnikiem wpływającym na równomierność wymieszania go z zieloną. Większą równomierność wymieszania konserwantu z zieloną uzyskano, dodając go do zielonki w czasie jej zbioru.

Wynika to stąd, że konserwant wprowadzony do kanału wylotowego /dolnej jego części, tuż nad bębnum zespołu rozdrabniającego/ pokrywa zieloną mocno rozluźnioną w strumieniu powietrza w tymże kanale. Natomiast przy dodawaniu go do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika, zielonka pokrywana jest konserwantem powierzchniowo przenikając następnie w głębsze partie zielonki w zbiorniku. Przenikanie to jest nierównomierne i-podobnie jak przy wypływie soku kiszonkowego - uzależnione przede wszystkim od wilgotności i stopnia ubicia zielonki oraz stopnia jej rozdrobnienia.

W stosunku do ilości zadanej /4,0g benzoesu sodu na kilogram koni-czyny czerwonej/ mniejsze straty konserwantu w ilości 9,2% uzyskano przy dodawaniu go do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika. Natomiast przy dodawaniu konserwantu do zielonki w czasie zbioru wynosiły one 18,8% i były około 2 razy wyższe.

Wyniki analizy wariancji wykazały, że różnice te są wysokoistotne statystycznie /istotność 1,00/.

Uzyskane wyniki badań świadczą o tym, że sposób dodawania konserwantu do zielonki jest również czynnikiem wpływającym na wielkość jego strat. Przy dodawaniu benzoesu sodu do zielonki w czasie załadunku jej do zbioru, straty te wynikają stąd, że część konserwantu rozpylonego przez opryskiwacz uchodzi poza obręb zbiornika, nie pokrywając zielonki. Ponadto, w wyniku silnego ugniecenia zielonki, zaczyna z niej wypływać sok, a wraz

z nim pewna ilość konserwantu przenikającego w dolne partie zbiornika. W przypadku dodawania konserwantu do zielonki w czasie jej zbioru, straty jego wynikają przede wszystkim stąd, że część rozpylonego w kanale wylotowym siewczkarni konserwantu uchodzi na zewnątrz wraz ze strumieniem powietrza, nie pokrywając rozdrobnionej zielonki. Również część konserwantu związana jest ze stratami zachodzącymi w procesie rozdrabniania i transportu zielonki.

Jak wynika z danych zawartych w tabeli 2, poziom suchej masy w procesie kiszenia uległ podwyższeniu we wszystkich grupach kiszzonek.

Tabela 2

Ocena jakościowa kiszzonek z koniczyny

Grupa kiszzonek -Nr sposób dodawania konserwantu	Sucha masa / % /	pH	N-NH ₃ w N-ogól- nym / % /	Alko- hol / % /	Zawartość kwasów %			Ocena wg skali Flie- ga-Zimmera -punktów
					mle- kowy	octo- wy	masło- wy	
Grupa 1 W czasie załadunku roślin do zbiorni- ka	25,16	4,81	8,18	0,00	2,57	1,48	0,00	74
Grupa 2 W czasie zbioru roślin	24,3	4,80	8,25	0,00	2,41	1,29	0,00	77
Grupa 3 kontrolna	24,55	4,86	12,27	0,00	1,98	0,18	0,11	42

Najwyższy poziom suchej masy /25,16%/ uzyskano w pierwszej grupie kiszzonek /dodawanie konserwantu do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika/. Wartości pH kiszzonek w poszczególnych grupach różniły się nieznacznie /od 4,80 do 4,86 pH/. Również zawartość azotu amoniakalnego w pierwszych dwóch grupach kiszzonek różniła się nieznacznie /8,18 i 8,25%/, natomiast w kiszzonece kontrolnej zawartość azotu amoniakalnego była wyższa /12,27%/. Stwierdzono brak zawartości alkoholu we wszystkich grupach kiszzonek. Najwyższa zawartość kwasu mlekowego występowała w pierwszej grupie kiszzonek /2,57%. Poziom kwasu octowego dla wszystkich grup kiszzonek był zbliżony. W pierwszych dwóch grupach kiszzonek nie stwierdzono zawartości kwasu masłowego, śladowe ilości tego kwasu /0,11% występowały jedynie w przypadku kiszzoneki kontrolnej.

Najkorzystniejszy wzajemny stosunek kwasów mlekowego i octowego stwierdzono w drugiej grupie kiszzonek /dodawanie konserwantu do zielonki w czasie jej zbioru. Została ona sklasyfikowana jako dobra, uzyskując -według skali Fliega-Zimmera-najwyższą ocenę punktową /77 punktów/. Kiszzoneka pierwszej grupy uzyskała 74 punkty i również została sklasyfikowana jako dobra.

Wyniki testu rozstępu Duncana wykazały, że różnica między ilością uzyskanych przez kiszonki punktów - według skali Fliega - Zimmera - zależnie od sposobu dodawania konserwantu do zielonki, jest nieistotna statystycznie. Natomiast w stosunku do kiszonki kontrolnej różnice te były wysokoistotne statystycznie.

4. WNIOSKI

1. Sposób dodawania benzoesu sodu do zielonki jest czynnikiem wpływającym na równomierność wymieszania go z zielonką. Większą równomierność wymieszania konserwantu z zielonką uzyskano dodając go do zielonki w czasie jej zbioru sieczkarnią zbierającą.
2. Stwierdzono statystyczne różnice między wskaźnikami nierównomierności wymieszania benzoesu sodu w zielonkach, zależnie od sposobu dodawania go do zielonki.
3. Sposób dodawania konserwantu do zielonki jest również czynnikiem wpływającym na wielkość jego strat. Mniejsze straty konserwantu uzyskano dodając go do zielonki w czasie załadunku jej do zbiornika.
4. Uzyskane wielkości strat konserwantu, zależnie od sposobu dodawania go do zielonki, statystycznie różnią się.
5. Z uwagi na to, że badania prowadzono przy użyciu konserwantu ciekłego, należy je w najbliższej przyszłości kontynuować przy użyciu konserwantów stałych, których zastosowanie w konserwacji roślin będzie większe aniżeli dotychczas.

LITERATURA

- [1] Biłowiecki J.: Sprawozdanie z Międzynarodowej konferencji nt.: Zbioru, uprawy i konserwowania pasz objętościowych. IBMER, Warszawa, 1986
- [2] Castle E., Watkins P.: Nowoczesna produkcja mleka. PWRiL, Warszawa, 1988
- [3] Colzani G. i in.: *Studia a prove sperimentali su vari sistemi per distribuzione di integrativi e conservativi nei tricianti*. Istituto Sperimentale per la Meccanizzazione Agrícola, Roma, 1978
- [4] Dulcet E., Chalamoński M.: Badania urządzenia do dodawania preparatów chemicznych stałych ułatwiających proces zakiszania zielonek. Zesz. Nauk. ATR Bydgoszcz, *Mechanika* 31, 5-13, 1988
- [5] Dulcet E.: Analiza stanu techniki dodawania preparatów chemicznych ułatwiających proces zakiszania zielonek na przykładzie woj. płockiego. Wyd. ART w Olsztynie, 27-33, 1989
- [6] Dulcet E.: Influence of feeding place of conservants into the soilage in an harvesting chaff cutter on the uniformity of their intermixing with the soilage. International Conference on Agricultural Engineering. Uppsala, Sweden, 1992

- [7] Encyklopedia of industrial chemical analysis. New York -London- Sydney -Toronto. Vol. 7, 68-71, 1968
- [8] Jarmocik E., Dulcet E.: Analiza technologii zbioru trudnokiszających się zielonek w gospodarstwach indywidualnych woj.bydgoskiego.Zesz.Nauk.ATR Bydgoszcz, Mechanika 32, 125-138, 1988
- [9] Jarmocik E., Dulcet E.: Ocena stanu techniki i technologii sporządzania kiszzonek w gospodarstwach indywidualnych woj.bydgoskiego.Wyd.PW w Płocku, 278-281, 1991
- [10] Kuzmickij A.W.: Technologija zakładki senaża i siłosa s wniesieniem chemicznych konserwantów. Sbornik Naucnych Trudow.Sielskochoz. Bie-loruska Akad. 131, 9-12, 1985
- [11] Mikołajczak J.: Przyczyny produkcji złej jakości kiszzonek.Wyd.ATR w Bydgoszczy, 1-30, 1984
- [12] Pirkelmann A.:Flüssige Sillermittel gleich massig Verteilen. Verbese - rung der Garbedingungen. DLG-Mitteilungen 11, 628-630, 1976
- [13] Podkówka W.: Nowoczesne metody kiszenia pasz. PWRiL,Warszawa, 1979
- [14] Porodziński Z.: Analiza możliwości zastosowania aparatury ochrony roślin do dodawania preparatów chemicznych ułatwiających proces za-kiszania zielonek. Maszynopis. Praca magisterska.ATR,Bydgoszcz,1987
- [15] Roszkowski A.: Mechanizacja zbioru i konserwacji pasz zielonych.PWRiL, Warszawa, 1979
- [16] Ruszczyc Z.: Metodyka doświadczeń zootechnicznych.PWRiL,Warszawa,1978
- [17] Sierocka M. i in.: Program na analizę wariacji "AWAR". Maszynopis, ATR, Bydgoszcz
- [18] Tarnow M.: Chemiczneskoje Konserwirowanije kormow.Kołos.Moskwa,1964

INFLUENCE OF THE PROCEDURE OF FEEDING CONSERVANT TO THE SOILAGE
ON THE UNIFORMITY OF ITS INTERMIXING WITH THE SOILAGE AND
AMOUNT ITS WASTES

Summary

In the report it has been presented a methodology and the results of tests over influence of the conservants feeding procedure to the soilage intermixing and the amount of conservant wastes.

It has been found out that the conservant feeding procedure affects the uniformity of its intermixing with the soilage and the amount of its wastes.

Edmund Dulcet

OCENA RÓWNOMIERNOŚCI DOZOWANIA KONSERWANTÓW PRZEZ RÓŻNE ROZWIĄZANIA KONSTRUKCYJNE URZĄDZEŃ DOZUJĄCYCH

W pracy przedstawiono budowę oraz zasadę działania opracowanych i wykonanych nowych rozwiązań konstrukcyjnych urządzeń do dodawania konserwantów stałych i ciekłych, ułatwiających proces zakiszenia zielonek. Przeprowadzono ocenę równomierności dozowania konserwantu. Stwierdzono, że największą równomierność dozowania konserwantu zapewniają ciśnieniowe urządzenia do dodawania konserwantów ciekłych.

1. WSTĘP I CEL PRACY

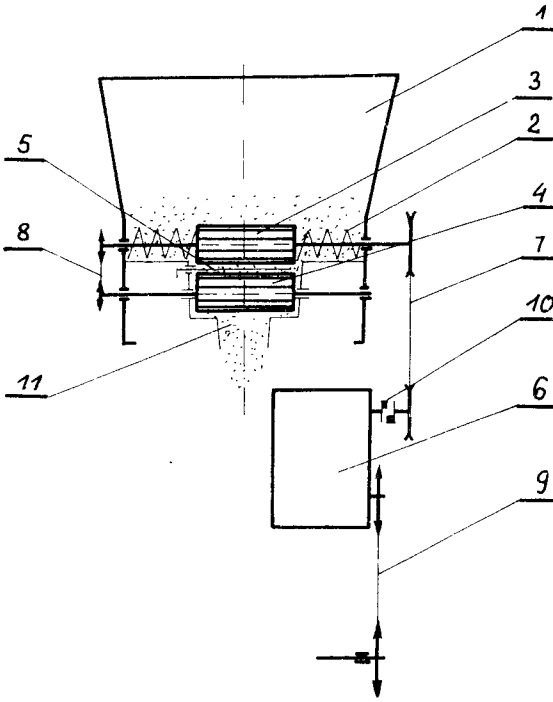
Jednym ze sposobów znacznego ograniczenia strat przy zakiszeniu zielonek jest dodawanie do nich konserwantów chemicznych, enzymatycznych czy - ostatnio - biologicznych. Konserwanty te ułatwiają proces zakiszenia zielonek, szczególnie z roślin trudnokiszących się, chronią je przed zepsuciem i zapewniają zachowanie przez nie właściwości pasz świeżych przez długi czas [1, 7-9, 12].

W kraju produkcja kiszonek z dodatkiem konserwantów jest mała. Wynika to między innymi z tego, że dotychczas konserwanty te wprowadzane są do zielonki ręcznie, co nie gwarantuje równomiernego ich wymieszania z zielonką, czyniąc tę pracę uciążliwą i często szkodliwą dla zdrowia [10].

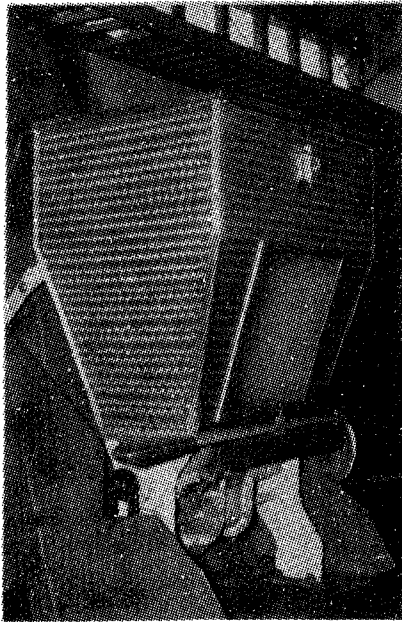
Celem niniejszej pracy jest ocena równomierności dozowania konserwantu oraz wybór rozwiązania konstrukcyjnego urządzenia, która charakteryzuje się największą równomiernością w dozowaniu konserwantu.

2. URZĄDZENIA DOZUJĄCE

Na rysunku 1 przedstawiono schemat, a na rysunku 2-widok modelu bębnowego urządzenia dozującego do konserwantów stałych. Urządzenie to składa się ze zbiornika na konserwant o pojemności 50 cm^3 , wewnątrz którego znajduje się ślimak. Zadaniem jego jest mieszanie i dostarczanie konserwantu do zespołu podającego. Z zespołu podającego konserwant jest przekazywany na bęben dozujący i stąd kierowany do kanału wylotowego sieczkarni /tuż nad bębnem zespołu rozdrabniającego/, w którym następuje mieszanie go z rozdrobnioną zielonką. Zastosowane sprzęgło kołowe, sterowane poprzez cięgło z kabiny kierowcy, umożliwia przerwanie pracy urządzenia,



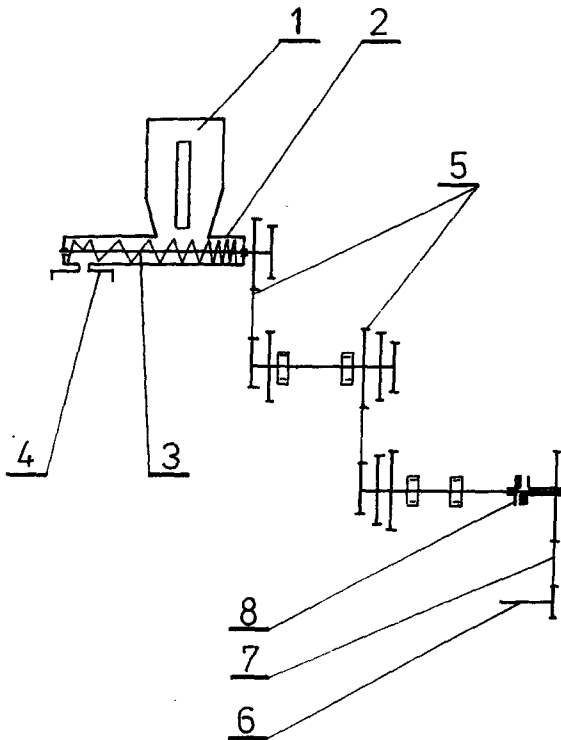
Rys.1. Schemat bębnowego urządzenia dozującego do konserwantów stałych:
 1-zbiornik, 2-ślimak, 3-urządzenie podające, 4-bęben dozujący, 5-zasuwa regulacyjna, 6-skrzynia przekładniowa, 7-przekładnia pasowa, 8,9-przekładnie łańcuchowe, 10-sprzęgło kołowe, 11-kanal wylotowy



Rys.2. Widok bębnowego urządzenia dozującego do konserwantów stałych

bez potrzeby zatrzymywania procesu cięcia /podbierania/ i rozdrabniania w sieczkarni. Wyposażenie zbiornika w przezroczystą przednią ścianę umożliwia bieżącą kontrolę jego zawartości w czasie pracy. Elementy robocze urządzenia otrzymują napęd od mechanizmów roboczych sieczkarni. Urządzenie to posiada 18-stopniową skalę dozowania konserwantów, dzięki zastosowaniu skrzyni przekładniowej Nortona od siewnika zbożowego [5].

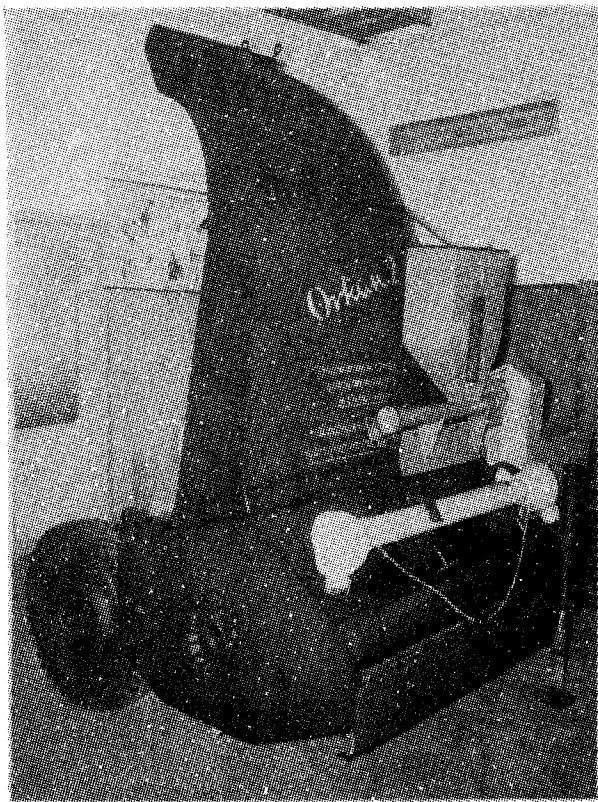
Ślimakowe urządzenie do dodawania konserwantów stałych /rys.3/ składa się ze zbiornika na konserwant / o pojemności 30 dm³/, w kształcie prostopadłościanu w części górnej i ściętego ostrosłupa z pionową ścianą u dołu /co zapobiega tworzeniu się pustych przestrzeni nad ślimakiem zespołu dozującego/, i zespołu dozującego. Głównym elementem zespołu dozu-



Rys.3. Schemat ślimakowego urządzenia dozującego do konserwantów stałych:
1-zbiornik, 2-obudowa ślimaka, 3-ślimak, 4-kanał wylotowy sieczkarni, 5 i 7-przekładnie pasowe, 6-wał napędowy sieczkarni, 8-sprzęgło kołowe

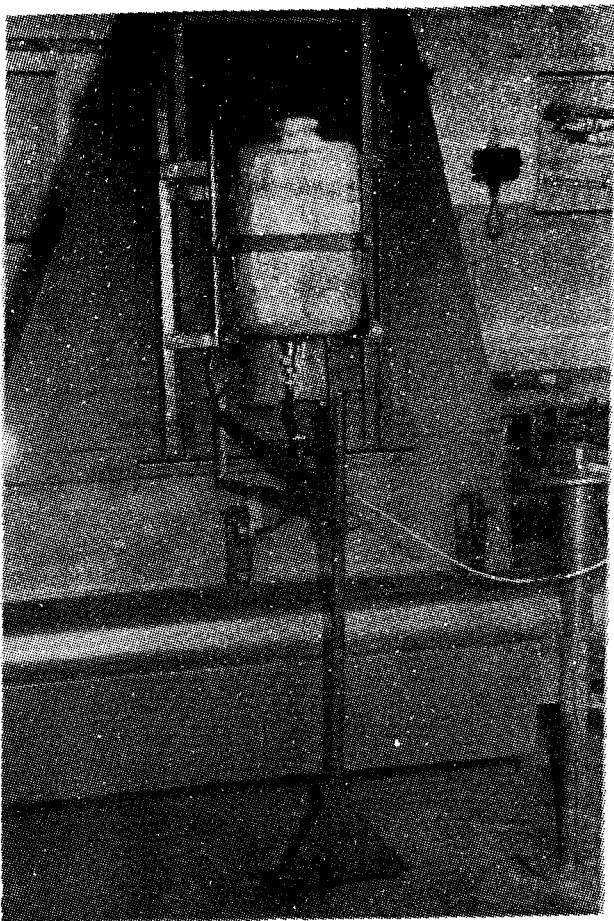
cego jest dwuskokowy prawozwojowy ślimak z ostatnim zwojem nawiniętym w kierunku przeciwnym, wygarniający konserwant do dolnej części kanału wylotowego sieczkarni, w którym jest mieszany z rozdrobnioną zielonką. Ślimak dozujący otrzymuje napęd od wału bębna rozdrabniającego sieczkarni. Zastosowane sprzęgło kołowe sterowane poprzez cięgiło z kabiny traktorzys-

ty służy do przerywania pracy urządzenia. Wyposażenie zbiornika we wziernik umożliwia bieżącą kontrolę jego zawartości w czasie pracy. Urządzenie to posiada 6-stopniową skalę dozowania konserwantów /sześć różnych prędkości obrotowych ślimaka dozującego/ realizowaną poprzez przekładnię pasową [3]. Widok tego urządzenia zamontowanego na sieczkarni zbierającej bijakowej Z-302 przedstawiono na rysunku 4.



Rys.4. Widok ślimakowego urządzenia dozującego do konserwantów stałych na sieczkarni Z-302

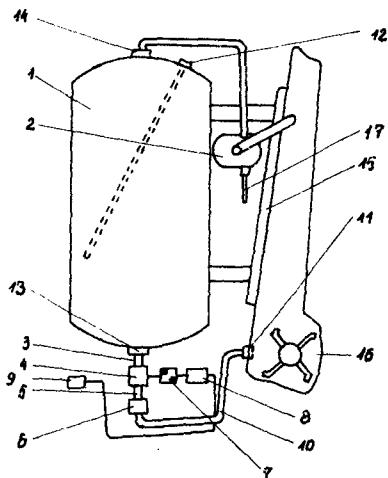
Na rysunku 5 przedstawiono widok modelu opadowego /grawitacyjnego/ urządzenia dozującego do konserwantów ciekłych zamontowanego na sieczkarni zbierającej Z-302. Urządzenie to składa się ze zbiornika na konserwant o pojemności 30 dm^3 , zaworu odcinającego, przewodu doprowadzającego konserwant do dyszy wylotowej umieszczonej w dolnej części kanału wylotowego sieczkarni, oraz czujnika sterującego dopływem konserwantu poprzez zawór do dyszy wylotowej. Podawanie konserwantu do rozdrobnionej zielonki w kanale wylotowym sieczkarni odbywa się na zasadzie swobodnego wypływu cieczy ze zbiornika, w którym utrzymywane jest ciśnienie atmosferyczne. Konserwant spływa ze zbiornika poprzez zawór odcinający i przewód elastyczny do zaworu sterującego. Pracą zaworu steruje czujnik, który, wyko-



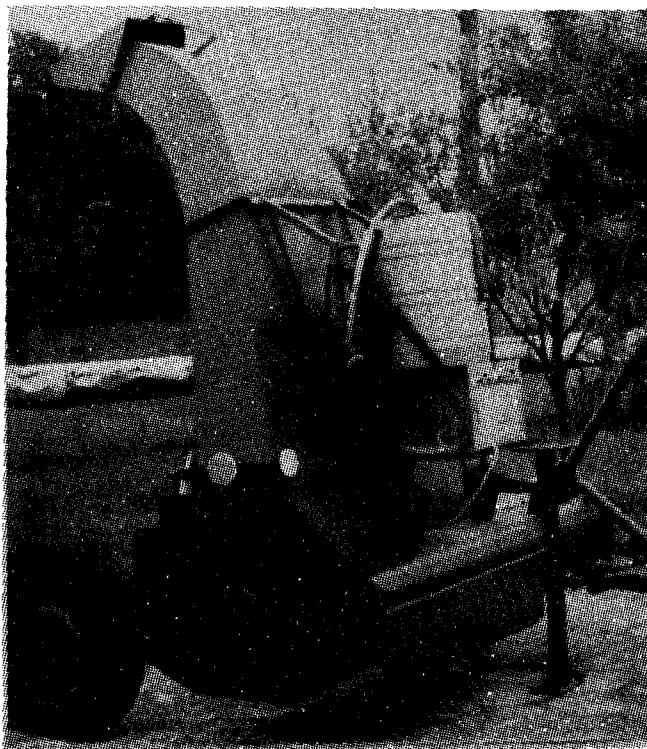
Rys.5. Widok opadowego /grawitacyjnego/ urządzenia dozującego do konserwantów ciekłych na sieczkarni Z-302

nując przemieszczenia w zależności od gęstości ścinanych roślin zmniejsza lub zwiększa dawkę konserwantu, trafiającego poprzez dyszę wylotową do kanału wylotowego sieczkarni, gdzie zostaje wymieszany z rozdrobnioną zielonką. Regulację ilości podawanego konserwantu realizuje się poprzez wymianę dysz o różnych wydajnościach /w wyposażeniu urządzenia znajduje się 10 wymiennych dysz o następujących średnicach otworu wylotowego: 1,0; 1,5; 1,8; 2,0; 2,3; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0; 5,0 mm/.

Na rysunku 6 przedstawiono schemat, a na rysunku 7 - widok modelu ciśnieniowego urządzenia dozującego do konserwantów ciekłych, zamontowanego na sieczkarni bijakowej Z-302. Urządzenie to składa się ze zbiornika na konserwant o pojemności 60 dm³, pompy wirnikowej napędzanej silnikiem elektrycznym zasilanym z akumulatora ciągnika, odcinającego zaworu elektromagnetycznego, sygnalizatora poziomu cieczy oraz wymiennych dysz wylotowych. Do napełniania zbiornika konserwantem służy zainstalowana na urządzeniu pompka skrzydełkowa.



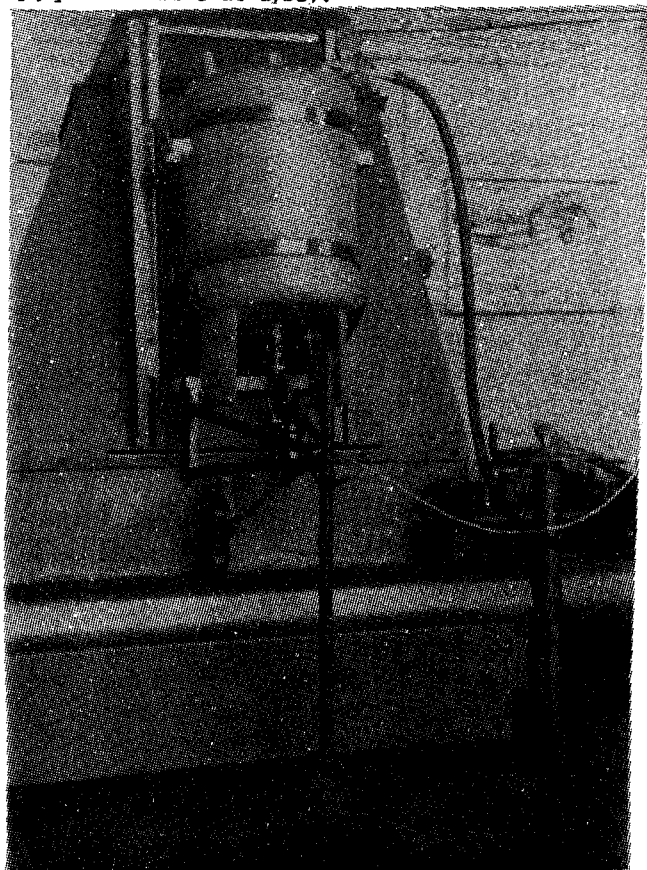
Rys.6. Schemat ciśnieniowego urządzenia do konserwantów ciekłych:
 1-zbiornik, 2-pompa łopatkowa, 3-waż łączący pompę ze zbiornikiem, 4-pompa, 5-waż łączący pompę z zaworem odcinającym, 6-zawór odcinający, 7-sprzęgło kołowe, 8-silnik elektryczny, 9-włacznik sterujący, 10-waż łączący elektrozawór z dyszą, 11-dysza, 12-elektroda pozioma cieczy w zbiorniku, 13-króciec, 14-korek wlewowy, 15-zespół mocujący, 16-kanal wylotowy sieczkarni, 17-przewód ssący pompy



Rys.7. Widok ciśnieniowego urządzenia dozującego do konserwantów ciekłych na sieczkarni Z-302

Konserwant zassany ze zbiornika, tłoczony jest przez pompę, zawór elektromagnetyczny, przewodem do dyszy wylotowej zamontowanej w dolnej części kanału wylotowego siewczkarni, w którym następuje jego mieszanie z rozdrobnioną zielonką. Zawór elektromagnetyczny służy do przerywania dopływu konserwantu do dyszy i sterowany jest z kabiny ciągnika. Urządzenie wyposażone jest w sygnalizację dźwiękową minimalnego poziomu konserwantu w zbiorniku. Regulację ilości podawanego konserwantu realizuje się przez wymianę dysz o różnych wydajnościach /w wyposażeniu urządzenia znajduje się 10 wymiennych dysz o następujących średnicach otworu wylotowego: 1,0; 1,2; 1,5; 1,8; 2,0; 2,3; 2,5; 3,0; 4,4; 5,0 mm/.

Ciśnieniowe urządzenie dozujące do konserwantów ciekłych współpracujące z instalacją pneumatyczną ciągnika /rys.8/ składa się z: cylindrycznego zbiornika na konserwant o pojemności 50 dm^3 , przewodu pneumatycznego doprowadzającego sprężone powietrze do zbiornika z instalacji pneumatycznej ciągnika, reduktora z manometrem i zaworem bezpieczeństwa-utrzymującego stałą wartość ciśnienia sprężonego powietrza /0,05 MPa/, przewodu doprowadzającego konserwant pod ciśnieniem do wymiennej dyszy wylotowej oraz czujnika, który pod naciskiem koszonej zielonki otwiera zawór doprowadzający konserwant do dyszy.



Rys.8. Widok ciśnieniowego urządzenia dozującego do konserwantów ciekłych współpracującego z instalacją pneumatyczną ciągnika na siewczkarni Z-302

Konserwant ze zbiornika zostaje wyparty pod wpływem ciśnienia sprężonego powietrza dostarczanego przewodem z instalacji pneumatycznej ciągni - ka, które działa na górną powierzchnię cieczy w zbiorniku. Stąd przewodem, poprzez zawór przepływowy sterowany czujnikiem, doprowadzany jest do dyszy umieszczonej w dolnej części kanału wylotowego sieczkarni, gdzie mie - szany jest z rozdrobnioną zielonką. Regulację ilości podawanego konser - wantu realizuje się poprzez wymianę dysz o 10 różnych wydajnościach /w wy - posażeniu urządzenia znajduje się 10 wymiennych dysz o tych samych średni - cach otworu wylotowego co w urządzeniu dozującym, przedstawionym na rys. 4/. Urządzenie to może pracować jako grawitacyjne, po wmontowaniu do zbior - nika dodatkowej rurki wyrównującej ciśnienie i wymontowaniu przewodu pne - umatycznego wraz z reduktorem, manometrem i zaworem bezpieczeństwa [4].

Opracowane i wykonane modele urządzeń dozujących przeznaczone są do współpracy z sieczkarniami zbierającymi o przepustowości do 40 t/h, przy obecnie stosowanych dawkach konserwantów w ilości 2-6 kg na tonę, w za - leżności od rodzaju materiału przeznaczonego do zakiszania. Mogą być mon - towane także na urządzeniach załadowujących silosy wieżowe /stacjonarne / sieczkarnie z wydmuchem, rzutniki/. Ciśnieniowe urządzenia dozujące do konserwantów ciekłych mogą być montowane również na przyczepach zbierają - cych, wyposażonych w bierne lub aktywne urządzenia tnące. W tym celu, za - miast dyszy, należy zastosować rurę rozdzielczą z otworami o określonej średnicy i szerokości równej szerokości podbieracza, umieszczonej tuż nad mechanizmem ładującym przyczepy, gdzie zielonka jest maksymalnie rozluź - niona. Stwarza to tym samym dużą powierzchnię nawilżania.

3. METODYKA BADAŃ

Jako konserwantu użyto benzoesu sodu w stanie stałym /pylisty/ oraz ciekłym. Charakterystykę benzoesu sodu w stanie stałym przedstawiono w tabeli 1, natomiast benzoesan sodu w stanie ciekłym charakteryzował się następującymi właściwościami: temperatura konserwantu 20°C, gęstość 1129 kg/m³, lepkość dynamiczna 8,3526 N . s/m², napięcie powierzchniowe 0,0204N/m.

Równomierność dozowania konserwantu oceniano za pomocą wskaźnika nierównomierności wydajności dozowania.

Wskaźnik nierównomierności wydajności dozowania konserwantu rozumiany jest jako procentowy stosunek odchylenia standardowego do średniej arytmetycznej wydajności dozowania konserwantu.

Wydajność dozowania konserwantu określono dla wszystkich przełożeń skrzyni przekładniowej bębnowego i ślimakowego urządzenia dozującego, mie - rząc czas wygarniania próbki konserwantu o masie odpowiadającej pojemności zbiornika danego urządzenia dozującego, odważonej z dokładnością ± 10 g . Czas wygarniania konserwantu mierzono stoperem z dokładnością do 0,1 s. Pomiar przeprowadzono pięciokrotnie dla każdego przełożenia skrzyni prze - kładniowej urządzenia dozującego.

Tabela 1

Charakterystyka benzoesu sodu w stanie stałym

Skład granulome - tryczny /d/ /mm/-/%/	Zawartość su- chey masy /%/	Kąt zsyphu na- turalnego /α/ /°/	Gęstość w sta- nie zsywowym /Ps/ /kg/m ³ /
> 0,12 - 12,38 > 0,102 - 20,54 > 0,088 - 33,27 > 0,075 - 25,39 < 0,075 - 8,42 max średnica ziar- na d max = 0,2 mm	91,0	34	380

Wydajność dozowania konserwantu w stanie ciekłym określono dla wszystkich wymiennych dysz wylotowych, w jakie wyposażono modele urządzeń dozujących. Zbiorniki urządzeń dozujących napełniono konserwantem z dokładnością $\pm 0,001 \text{ dm}^3$. Czas wypływu konserwantu mierzono stoperem z dokładnością do 0,1 s. Pomiarzy przeprowadzono pięciokrotnie dla każdej dyszy wylotowej dozownika.

4. OMÓWIENIE WYNIKÓW BADAŃ

Wyniki badań równomierności dozowania benzoesu sodu przedstawiono w tabeli 2.

Jak wynika z tabeli 2, najniższe wartości wskaźnika nierównomierności dozowania benzoesu sodu uzyskano przy użyciu ciśnieniowych urządzeń dozujących do konserwantów ciekłych. W przypadku urządzenia opadowego /grawitacyjnego/, wartości wskaźnika nierównomierności dozowania konserwantu są niewiele większe. Należy jednak zaznaczyć, że w urządzeniach tego typu, w miarę obniżenia się poziomu konserwantu w zbiorniku, następuje spadek wydajności dozowania, który dla obecnego modelu urządzenia dozującego nie przekraczał 23%.

W przypadku urządzeń do dodawania konserwantów stałych, wartości wskaźnika nierównomierności dozowania konserwantu były kilka razy większe. Ponadto w trakcie trwania pomiarów w obydwu typach dozowników występowały częste zapchania zespołu wygarniającego konserwant. Spowodowane to było w głównej mierze zmiennymi właściwościami fizyczno-mechanicznymi pylistego konserwantu, jakim jest benzoesan sodu.

Tabela 2

Wyniki badań nierównomierności dozowania benzoesanu
sodu

Lp.	Typ urządzenia dozującego	Wskaźnik nierównomierności dozowania konserwantu
		min - max
		%
1	Urządzenie dozujące bębnowe do konserwantów stałych	6,6 - 19
2	Urządzenie dozujące ślimakowe do konserwantów stałych	16 - 26
3	Urządzenie dozujące opadowe /grawitacyjne/ do konserwantów ciekłych	1,2 - 6,1
4	Urządzenie dozujące ciśnieniowe do konserwantów ciekłych	0,9 - 5,6
5	Urządzenie dozujące ciśnieniowe /pneumatyczne/ do konserwantów ciekłych	1,0 - 5,3

Zdaniem badaczy zajmujący się tym zagadnieniem, równomierność dozowania konserwantów stałych będzie większa w przypadku pojawienia się na rynku konserwantów granulowanych o dobrych właściwościach przepływowych /równomierna granulacja, kulisty kształt granulek, mała higroskopijność, stała masa, brak skłonności do zbrylania/ [2,6].

5. PODSUMOWANIE WYNIKÓW BADAŃ

W oparciu o przeprowadzone badania można stwierdzić, że ciśnieniowe modele urządzeń do dodawania konserwantów ciekłych zapewniają największą równomierność dozowania konserwantów. Są to urządzenia proste, których budowa nie wymaga dużych nakładów inwestycyjnych.

LITERATURA

- [1] Biłowiecki J.: Współczesne kierunki w technologii konserwowania pasz zielonych w Holandii. IBMER, Warszawa 1986
- [2] Colzani G., Santorio G.: Contributo alla realizzazione di un dosatore di prodotti chimici integrativi e conservativi per falcia - trincia - caricatrici. Istituto Sperimentale per la Meccanizzazione Agricola, Roma, 1981

- [3] Dulcet E., Mazur S., Rapała K.: Urządzenie do dodawania preparatów chemicznych stałych nabadowane na ścinaczu zielonek. Wzór użytkowy nr 42248, UP, Warszawa, 1987
- [4] Dulcet E., Brzozowski T., Snochowski A.: Urządzenie do dodawania preparatów chemicznych płynnych. Wzór użytkowy nr 44149, UP, Warszawa, 1988
- [5] Dulcet E., Rybczyński G., Wośko Z.: Urządzenie do dodawania preparatów chemicznych, zwłaszcza stałych. Patent nr 137950, UP, Warszawa, 1989
- [6] Harrison P.H.: Treatment of Forage with sulphur Dioxide in Forage Harvester. Transactions of the ASAE. Vol, 28 /3/, 1985
- [7] Opracowanie zbiorowe: System Maszyn Rolniczych i Leśnych. Część VIII, Warszawa, 1988
- [8] Pilecki O., Przygórzewski S.: Nowości 42 salonu maszyn rolniczych w Paryżu. Masz. i Ciąg. Rol. 7-8, 1971
- [9] Pintara Cz.: Perspektywiczna technologia zbioru, konserwacji i przechowywania pasz zielonych. IBMER, Warszawa, 1983
- [10] Podkówka W.: Nowoczesne metody kiszenia pasz. PWRiL, Warszawa, 1979
- [11] Tarnow M.T.: Chemiczneskoje konserwirovanije kormow. Kolos, Moskwa, 1964
- [12] Wójcicki Z.: Perspektywy rozwoju mechanizacji w gospodarstwach indywidualnych. Mech. Rol. 8, 1986

EVALUATION OF THE UNIFORMITY OF CONSERVANTS FEEDING THROUGH
VARIOUS CONSTRUCTION SYSTEMS OF THE FEEDING EQUIPMENT

Summary

This study has presented an evaluation of the uniformity of conservants feeding through elaboration and manufacturing the equipment for feeding solid and liquid conservants facilitating ensilage process.

It has been found out that the highest uniformity rate of conservant feeding was achieved with the use of pressure equipment for liquid conservants feeding.

Edmund Dulcet

ANALIZA SPOSOBÓW I TECHNIKI DODAWANIA KONSERWANTÓW DO ZAKISZANYCH ROŚLIN

W pracy przedstawiono wyniki badań nad sposobami i techniką dodawania konserwantów do zakiszanych roślin w gospodarstwach indywidualnych na terenie wybranych województw. Stwierdzono, że konserwanty dodawane są do zielonek ręcznie, w czasie ich załadunku do zbiornika, co nie gwarantuje równomiernego wymieszania odpowiedniej ich ilości z zielonką, czyniąc pracę tę uciążliwą i szkodliwą dla zdrowia.

1. WSTĘP I CEL PRACY

Jednym ze sposobów znacznego ograniczenia strat przy zakiszaniu zielonek jest dodawanie do nich konserwantów chemicznych, enzymatycznych, mikrobiologicznych. Skuteczność działania konserwantów uzależniona jest od równomiernego wymieszania odpowiedniej ich ilości z materiałem roślinnym, przeznaczonym do kiszenia, co można osiągnąć stosując odpowiednie urządzenia dozujące [1,5,7,10].

W kraju produkcja kiszzonek przy użyciu konserwantów jest znikoma, pomimo znajdujących się na rynku różnych konserwantów chemicznych i mikrobiologicznych [3,11,13].

Obecnie w literaturze brak jest zupełnie danych dotyczących opisu i analiz sposobów oraz techniki dodawania konserwantów do zielonek przeznaczonych do kiszenia w gospodarstwach rolniczych.

Dlatego też celem niniejszej pracy jest analiza sposobów i techniki dodawania konserwantów do zakiszanych roślin w gospodarstwach indywidualnych na przykładzie kilku województw.

2. METODY I ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Analizę sposobów i techniki dodawania różnych konserwantów do zakiszanych roślin w gospodarstwach indywidualnych przeprowadzono w oparciu o badania ankietowe, które uzupełniono rozmowami indywidualnymi i obserwacjami własnymi oraz danymi z Ośrodków Doradztwa Rolniczego. Ankiety rozesyłano do wszystkich rolników indywidualnych w analizowanych województwach /płockim, wrocławskim i bydgoskim/, którzy stosowali lub stosują konserwanty.

Sposoby i technika zakiszania zielonek z dodatkami konserwantów w gospodarstwach indywidualnych

Tabela 1

1	2	3	4	5	6	7	8
Województwo, rok badań							
Płockie 1987	trawa 21	ścinacz zielonek Z-302, ścieczkarnia połowa Z-305, E-281, przyczepa zbierająca T009, T010	392	zbiorniki nazie- mne /kurbany/ / zbiorniki prze- jazdowe i doły ziemne	mrówczan sodu	posypywanie ręczne-15, polewanie konserwan- tem każdej warstwy zielonki /polewaczką ogrodniczą/-6	bardzo dobra-10 dobra - 3 zła - 2 brak danych - 6
	trawa z dodatkami /łubin, liście bur- raków, motylkowe, serwatka/, 9	ścinacz zielonek Z-302, ścieczkarnia połowa Z-305, Z-310	165	zbiorniki nazie- mne, przejazdowe	mrówczan sodu	polewanie konserwan- tem każdej warstwy /polewaczką ogrodni- czą/-8, posypywanie ręczne-1	bardzo dobra- 2 dobra - 3 mierna - 1 brak danych - 3
	motylkowe z doda- tkami /trawa, liście buraków/, 6	ścieczkarnia połowa Z-305, ścinacz zielonek Z-302	104	zbiorniki nazie- mne, przejazdowe	mrówczan sodu	posypywanie ręczne-4, polewanie przy użyciu polewaczki ogrodni- czej--2	bardzo dobra- 2 dobra - 1 brak danych - 3
	liście buraków, liście buraków z dodatkiem motylko- wych, łubin 8	kombajn do zbioru bu- raków 2417	244	zbiorniki nazie- mne, przejazdowe	mrówczan sodu	posypywanie ręczne-6, polewanie przy uży- ciu polewaczki-2	bardzo dobra- 3 dobra - 2 brak danych - 3
	kukurudza 3	silosokombajn KS-1,8	83	zbiorniki nazie- mne	mrówczan sodu	posypywanie ręczne-3	bardzo dobra- 2 mierna - 1
	łubin żółty 1	ścinacz zielonek Z-302	15	zbiornik nazie- mny	mrówczan sodu	posypywanie ręczne	bardzo dobra- 1
	żyto 1	ścinacz zielonek Z-302	16	zbiornik prze- jazdowy	mrówczan sodu	posypywanie ręczne	brak danych

cd. tabeli 1

1	2	3	4	5	6	7	8
Wrocławskie 1990	trawa 8	ścinacz zielonek Z-302, sieczkarnia polowa Z-305, E-281, przyczepa zbiera - jąca T010	445	zbiorniki naziem- ne /kurhany/, doły ziemne	mrówczan sodu	posypywanie ręczne-5, polewanie przy użyciu polewaczki-3	bardzo dobra-5 dobra -2 zła -1
	trawa z owssem 5	sieczkarnia polowa Z-310, ścinacz zielonek Z-302	132	zbiorniki naziem- ne, doły ziemne	benzoosan sodu	opryskiwacz plecakowy "Sano 2" -1, polewanie przy użyciu pole- waczki-4	bardzo dobra-2 dobra -3
	trawa z żytem 6	ścinacz zielonek Z-302, sieczkarnia polowa Z-305	160	zbiorniki naziem- ne, doły ziemne	benzoosan sodu	opryskiwacz plecakowy "Sano 2" -1, polewanie przy użyciu polewacz- ki-5	bardzo dobra-4 dobra -2
	liście z buraków 6	kombajn buraczany Z-417	221	zbiorniki naziem- ne	benzoosan sodu	polewanie przy użyciu polewacz- ki	bardzo dobra-3 dobra -3
Bydgoskie 1991	trawy z dodatkiem 9	przyczepa zbierająca T010, ścinacz zielonek Z-302, sieczkarnia polowa Z-305, Z-310	260	zbiorniki naziem- ne, doły ziemne	Lactomix	posypywanie ręczne	bardzo dobra-2 mierna -1 brak danych -6
	motylkowe z dodat- kiem tra- wy 6	sieczkarnia polowa Z-305, przyczepa zbierająca T010, ścinacz zielonek Z-302	120	zbiorniki naziem- ne, przejezdowe, doły ziemne	Lactomix	posypywanie ręczne	dobra brak danych -3

Z danych zawartych w tabeli 1 wynika, że konserwanty zastosowano w 89 gospodarstwach indywidualnych, co stanowi 0,06% wszystkich gospodarstw indywidualnych trzech badanych województw /płockie 0,1%; włocławskie 0,06%; bydgoskie 0,03%. Były to gospodarstwa o średniej wielkości - 9,2 ha - średnia w kraju 6,7 ha/, charakteryzujące się znaczną powierzchnią trwałych użytków zielonych /około 56% ogólnej powierzchni gospodarstw/. Specjalizacja tych gospodarstw, to produkcja mleka i trzody chlewnej. Głównymi zaskiszzanymi roślinami były: trawa i motylkowe z dodatkami.

Maszynami wiodącymi w technologiach zbioru zielonek były ścinacze zielonek Z-302, sieczkarnie zbierające połowe Z-305, Z-310 oraz przyczepy zbierające T 009, T010. Wśród zbiorników /silosów/ do kiszenia dominowały zbiorniki naziemne /kurhany/, zbiorniki wgłębne /doły ziemne/ i zbiorniki przejazdowe.

We wszystkich przypadkach konserwanty dodawano do zielonek w czasie układania ich w zbiorniku. Konserwanty stałe /sypkie/ rozprowadzano ręcznie, posypując warstwy zielonki odważoną ilością konserwantu. W przypadku konserwantów ciekłych /mrówczan sodu i benzoesan sodu rozpuszczano w wodzie/ konserwanty rozlewano na powierzchnię zielonek przy użyciu polewaczki ogrodniczej /konewki/. Jedynie w 2 przypadkach wykorzystano do tego celu opryskiwacz plecakowy "Sano 2".

Z ogólnej liczby 89 pobranych do analizy próbek kiszonek, 39 uzyskało ocenę bardzo dobrą, 22-dobłą, 3-mierną i 3-złą. Pozostałe kiszonki nie były badane laboratoryjnie. Opinie rolników na temat stosowania konserwantów były zróżnicowane. Większość udzielających odpowiedzi stwierdziła, że konserwanty są niezbędne przy sporządzaniu kiszonek, zwłaszcza z wilgotnych trudno kiszających się roślin. Część rolników stosuje konserwanty od wielu lat. Zdaniem ankietowanych rolników jedną z głównych przyczyn małego zainteresowania sporządzeniem kiszonek przy użyciu konserwantów jest brak urządzeń mechanizujących zabieg dodawania konserwantów do zielonek. Urządzenia te powinny mieć prostą konstrukcję, być tanie oraz zapewnić równomierne wymieszanie odpowiedniej ilości konserwantów z materiałem roślinnym przeznaczonym do kiszenia.

Obecnie stosowany w kraju ręczny sposób dodawania konserwantów nie gwarantuje równomiernego wymieszania konserwantów z zielonką, czyniąc przy tym pracę tę uciążliwą i szkodliwą dla zdrowia /w przypadku stosowania konserwantów chemicznych/.

3. DYSKUSJA

Uzyskane wyniki badań wskazują, że konserwanty dodawane są do zielonek ręcznie, co nie gwarantuje równomiernego wymieszania ich z masą roślinną przeznaczoną do kiszenia. Obecnie nie produkuje się w kraju żadnych urządzeń dozujących.

Według Systemu Maszyn Rolniczych i Leśnych /VII wydanie, 1988/, do podstawowych zadań w zakresie rozwoju mechanizacji produkcji pasz objętościo-

wych należało opracowanie metod dozowania chemicznych środków konserwujących [10]. Podobne opinie występują w pracy Janygi i in. [8], Biłowieckiego [2], Wójcickiego [15], Podkówki [13], Dulceta [5]. Mimo to należy podkreślić, że do dnia dzisiejszego zagadnienie to nie zostało opracowane. Jedynie pod koniec lat siedemdziesiątych i na początku lat osiemdziesiątych podjęto prace nad opracowaniem modeli urządzeń dozujących; Bauknecht [1] Podkówka i in. [12], Dulcet i in. [4,5], które zakończyły się wykonaniem jedynie serii informacyjnych tych urządzeń.

Wydaje się celowym podjęcie kompleksowej pracy, mającej na celu opracowanie sposobu i techniki dodawania konserwantów do zakiszanych zielonek, przystosowanych do nowych warunków gospodarowania w gospodarstwach indywidualnych. Natomiast w nowym katalogu wymagań odnośnie mechanizacji produkcji pasz objętościowych uwzględnić należałoby opracowanie metod dozowania środków konserwujących bez słowa "chemicznych", ponieważ na rynku znajdują się obecnie zarówno konserwanty chemiczne, jak i coraz większa liczba konserwantów mikrobiologicznych /Laktomix, Bacillina, Inokulant, Sila - Bac, Silerferment/ skuteczniejszych i bezpieczniejszych od chemicznych, a dodawanych do zielonek w mniejszych ilościach [14]. Podobne sugestie występują w pracy Goć, Olszewskiego i Pawlaka [6], którzy podają, że występuje pilna potrzeba opracowania wymagań agrotechnicznych i zootechnicznych dla maszyn przystosowanych do pracy w takich warunkach, jakie występują obecnie w gospodarstwach indywidualnych. Podkówka [11] podaje natomiast, że zagadnienie to będzie ciągle aktualne, bowiem wymagania stawiane dodatkom stosowanym przy konserwowaniu pasz są coraz większe i będą one wzrastały.

4. WNIOSKI

1. Z przeprowadzonych ankietowych badań wynika, że w gospodarstwach indywidualnych konserwanty dodawane są do zielonek ręcznie w czasie ich układania w zbiorniku. Nie gwarantuje to równomiernego wymieszania odpowiedniej ich ilości z masą roślinną, przeznaczoną do kiszenia, czyniąc przy tym pracę tę uciążliwą i szkodliwą dla zdrowia /w przypadku stosowania konserwantów chemicznych/.
2. Należy pilnie podjąć kompleksowe prace, mające na celu opracowanie sposobu i techniki dodawania konserwantów do zakiszanych roślin, ze szczególnym uwzględnieniem konserwantów mikrobiologicznych jako bezpieczniejszych i skuteczniejszych od chemicznych i dodawanych do zielonek w mniejszych ilościach.

LITERATURA

- [1] Bauknecht E.: Dozownik środków konserwujących zielonkę. Przeg.hodowl. , 11, 1978
- [2] Biłowiecki J.: Współczesne kierunki w technologii konserwowania pasz zielonych w Holandii. Symbol.dok.IBMER XLXX/1314, Warszawa 1986

- [3] Chomyszyn M.: Ensimax-preparat do konserwowania zielonek. Wyd. Ośrodek Hodowli Zarodowej Cerkwica, 1989
- [4] Dulcet E., Tyszczyk K., Macko M., Ciara H.: Wdrożenie serii informacyjnej urządzenia do dodawania preparatów ciekłych. PRB 10/91. Prace ATR Bydgoszcz, 1991
- [5] Dulcet E.: Ocena równomierności dozowania konserwantów przez różne rozwiązania konstrukcyjne urządzeń dozujących. Zesz. Nauk. ATR Bydgoszcz, Mechanika 36, 1994
- [6] Goć E., Olszewski T., Pawlak M.: Uwagi o stanie mechanizacji w gospodarstwach indywidualnych. Technika Rolnicza, 1, 1993
- [7] Harrison P.H.: Treatment of Forage with Sulphur Dioxide in a Forage Harvester. Transactions of the ASAE, Vol. 28/3/, 1985
- [8] Janyga J., Poczobut M.: Mechanizacja konserwacji pasz gospodarskich we Francji. Symbol dok. IBMER XLII/832, Warszawa 1978
- [9] Jarmocik E., Dulcet E.: Analiza technologii zbioru trudnokiszących się zielonek w gospodarstwach indywidualnych woj. bydgoskiego. Zesz. Nauk. ATR Bydgoszcz, Mechanika 32, 1988
- [10] Opracowanie zbiorowe. System Maszyn Rolniczych i Leśnych. Część VIII, Warszawa 1988
- [11] Podkówka W.: Konserwowanie pasz preparatami chemicznymi. Wyd. AR Poznań, 1976
- [12] Podkówka W., Ciechoński J., Zaremba F., Szygorski E.: Urządzenie dozuujące. Wzór użytkowy nr W 58536, Warszawa 1978
- [13] Podkówka W.: Metody intensyfikacji produkcji zwierzęcej w oparciu o regionalną bazę paszową. CPBR 10.17/II. Prace ATR Bydgoszcz, 1990
- [14] Robkowsky D., Hertwig F., Neubert G.: Was biologische Silierhilfen Leisten. DLG-Mitteilungen, 5, 1993
- [15] Wójcicki Z.: Perspektywy rozwoju mechanizacji w gospodarstwach indywidualnych. Mechanizacja Rolnictwa, 8, 1986

THE ANALYSIS OF METHODS AND TECHNIQUE OF ADDING PRESERVATIVES TO
ENSILAGED PLANTS

Summary

The study presents the results of researches on methods and technique of adding preservatives to ensilaged plants in family farms at the area of selected provinces. It has been found, that preservatives are added to green fodders manually, at the time when they are loaded into the container, and this doesn't guarantee uniform distribution of appropriate quantity of them in green fodder, thus such work becomes tiresome and harmful to the health.

Bronisław Kłos
Eugeniusz Jarmocik

METODA OBLICZANIA WSKAŹNIKÓW EKSPLOATACYJNYCH ZBIORNIKOWEGO
SCHŁADZALNIKA MLEKA Z AKUMULACJĄ LODU

W pracy przedstawiono metodę obliczeń wskaźników charakteryzujących pracę schładzalnika mleka oraz podano metodę wyznaczania masy lodu na rurach parownika. Dokonano pomiarów poszczególnych parametrów schładzalnika na stanowisku badawczym. Stwierdzono, że schładzalnik SM-1200 spełnia podstawowe wymagania Systemu Maszyn Rolniczych i Leśnych.

1. WSTĘP

Temperatura mleka bezpośrednio po udoju jest równa temperaturze zwierzęcia, czyli 35-37°C. Jest to temperatura sprzyjająca rozwojowi mikroorganizmów, które dostały się do mleka wraz z zanieczyszczeniami. Rozwój mikroorganizmów ustaje w temperaturze poniżej 5°C, dlatego po zakończeniu doju mleko powinno być schłodzone do temperatury 3-4°C w czasie nie dłuższym niż 2,5 godziny [1]. Podczas przechowywania temperatura mleka może wahać się w zakresie $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$.

W dostępnych metodykach badań zbiornikowych schładzalników mleka z akumulacją lodu nie podaje się metod wyznaczania wskaźników eksploatacyjnych, istotnie wpływających na ocenę pracy tych urządzeń. Istnieje zatem potrzeba opracowania metody obliczeń wskaźników eksploatacyjnych, co jest celem niniejszej pracy.

2. OBLICZANIE WSKAŹNIKÓW CHARAKTERYZUJĄCYCH PRACĘ SCHŁADZALNIKA MLEKA

Na podstawie doświadczeń stwierdzono, że pracę schładzalników mleka można scharakteryzować za pomocą następujących wielkości:

- ilości zakumulowanego ciepła Q_{ak} w zbiorniku wody

$$Q_{ak} = Q_{akl} + Q_{akw} + Q_{akt} \quad [\text{kJ}] \quad (2.1)$$

gdzie:

Q_{akl} - ciepło zakumulowane w lodzie,

Q_{akw} - ciepło zakumulowane w wodzie,

Q_{akt} - ciepło zakumulowane w elementach konstrukcji schładzalnika; w stanach ustalonej pracy można przyjąć, że $Q_{akt} \approx 0$

Ilość ciepła Q_{ak1} można obliczyć z zależności:

$$Q_{ak1} = m_1 \cdot c_1 \quad [\text{kJ}] \quad (2.2)$$

gdzie:

m_1 - masa lodu utworzonego na rurach parownika [kg],
 c_1 - ciepło topnienia lodu, wynoszące 333 [kJ/kg].

Ilość ciepła zakumulowanego w wodzie obliczamy z wzoru:

$$Q_{akw} = m_w \cdot c_w / t'_{w1} - t'_{w2} / \quad [\text{kJ}] \quad (2.3)$$

gdzie:

m_w - masa wody w zbiorniku akumulatora lodu,
 c_w - ciepło właściwe wody,

t'_{w1} i t'_{w2} - temperatury wody w chwili rozpoczęcia i zakończenia akumulacji;

- efektywności akumulacji \mathcal{E}_{ak} , będącej ilorazem ilości ciepła zakumulowanego w oziębiaczu i ilości energii elektrycznej ΔE_1 zużytej przez schładzalnik w czasie akumulacji lodu

$$\mathcal{E}_{ak} = Q_{ak} / \Delta E_1 \quad (2.4)$$

- ilości ciepła Q_m oddanego przez mleko

$$Q_m = m \cdot c_m / t_{m1} - t_{m2} / \quad [\text{kJ}] \quad (2.5)$$

gdzie:

m - masa oziębionego mleka,
 c_m - ciepło właściwe mleka,

t_{m1} , t_{m2} - temperatura początkowa i końcowa mleka,

- strat ciepła Q_s przy oziębianiu mleka

$$Q_s = Q_c - Q_m \quad [\text{kJ}] \quad (2.6)$$

gdzie:

Q_c - ilość ciepła oddanego przez akumulator lodu w procesie oziębiania mleka.

Ilość ciepła Q_c można obliczyć następująco:

$$Q_c = Q_{ak1} + Q_w + Q_{agr} \quad [\text{kJ}] \quad (2.7)$$

gdzie:

Q_w - ilość ciepła powstałego w lodzie w czasie oziębiania mleka,
 Q_{agr} - ilość ciepła wytworzonego przez pracujący agregat.

Ilość ciepła Q_w można obliczyć z zależności:

$$Q_w = m_w \cdot c_w / t''_{w1} - t''_{w2} / \quad [\text{kJ}] \quad (2.8)$$

gdzie:

t''_{w1} i t''_{w2} - temperatury wody odpowiednio na początku i na końcu procesu schładzania mleka.

Ilość ciepła, jaką wytwarza pracujący agregat Q_{agr} , równa jest iloczynowi wydajności użytecznej agregatu $Q_{uż}$ i czasu pracy agregatu τ_{agr} , czyli

$$Q_{agr} = Q_{uż} \cdot \tau_{agr} \quad [kJ] \quad (2.9)$$

Na podstawie podanych wyżej wielkości można obliczyć takie wskaźniki jak: sprawność akumulacji η_{ak} , sprawność schładzalnika η_{sch} oraz sprawność ogólna schładzalnika η_o .

Sprawnością akumulacji nazywamy stosunek ilości ciepła wytworzonego w czasie akumulacji lodu do wydajności użytecznej agregatu chłodniczego

$$\eta_{ak} = \frac{Q_{ak}}{Q_{uż} \cdot \tau_{ak}} \quad (2.10)$$

gdzie:

τ_{ak} - czas akumulacji lodu.

Sprawność schładzalnika mleka jest ilorazem ilości ciepła oddanego przez mleko i ilości ciepła pobranego przez akumulator lodu

$$\eta_{sch} = \frac{Q_m}{Q_c} \quad (2.11)$$

Sprawność ogólną η_o schładzalnika określamy jako stosunek ilości ciepła oddanego przez mleko do łącznego zużycia energii elektrycznej w czasie akumulacji lodu ΔE_1 i podczas schładzania mleka ΔE_2

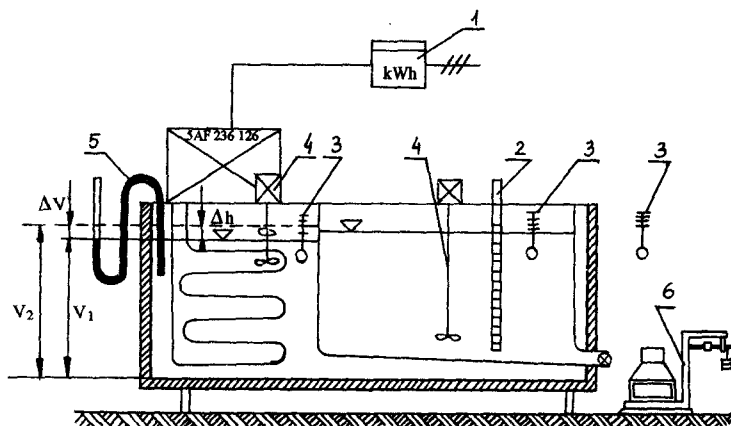
$$\eta_o = \frac{Q_m}{\Delta E_1 + \Delta E_2} \quad (2.12)$$

3. METODYKA BADAŃ

Badania przeprowadzono na schładzalniku mleka SM-1200, zainstalowa - nym w Zakładzie Doświadczalnym Instytutu Mechanizacji Rolnictwa w Strze - szynie. Schemat stanowiska pomiarowego ilustruje rysunek 1. Schładzalnik mleka wyposażono w przyrządy pomiarowe pozwalające na pomiar: temperatury wody i mleka, poziomu wody w akumulatorze lodu, masy mleka, poboru mocy oraz zużycia energii elektrycznej przez agregat chłodniczy.

Pomiar temperatury mleka /w zakresie od 35 do 4°C/ w zależności od czasu schładzania przeprowadzono zgodnie z metodyką IBMER [1] oraz zale - czeniami ISO [3]. Pomiary przeprowadzono przy całkowitej objętości mleka w zbiorniku /1200 dm³/.

Ilość lodu na rurach parownika wyznaczono metodą pośrednią, mierząc przyrost poziomu wody Δh , który jest proporcjonalny do przyrostu obję - tości ΔV spowodowany przyrostem objętości lodu.



Rys. 1. Schemat stanowiska pomiarowego
1-licznik poboru energii elektrycznej, 2-wskaźnik pojemności mleka w zbiorniku, 3-termometr, 4-mieszadło, 5-U-rurka do pomiaru poziomu wody w zbiorniku, 6-waga

Jak wynika z rysunku 1, przyrost ten wynosi:

$$V = V_2 - V_1 \quad (3.1)$$

gdzie:

V_1 - objętość początkowa wody w zbiorniku,

V_2 - objętość wody wraz z lodem.

Objętość początkową wody można umownie podzielić na objętość wody V_w i objętość wody lodowej V_{w1} , z której powstaje lód,

czyli

$$V_1 = V_w + V_{w1}$$

Objętość wody wraz z lodem można przedstawić w postaci:

$$V_2 = V_w + V_1$$

gdzie:

V_1 - objętość lodu

Masa utworzonego lodu powstała z masy wody lodowej wyniesie:

$$m_1 = m_{w1}$$

biorąc pod uwagę, że:

$$V_1 = m_1 / \rho_1$$

$$V_{w1} = m_{w1} / \rho_{w1}$$

oraz podstawiając powyższe zależności do równania (3.1), otrzymamy:

$$\Delta V = m_1 \left(\frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_{w1}} \right) \quad (3.2)$$

Uwzględniając, że $\Delta V = A \cdot \Delta h$, otrzymamy wzór na wyznaczenie masy lodu w zbiorniku wody lodowej:

$$m_1 = \frac{A \cdot \Delta h}{\frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_{w1}}} \quad (3.3)$$

gdzie:

A - powierzchnia lustra wody w zbiorniku,

Δh - przyrost poziomu wody,

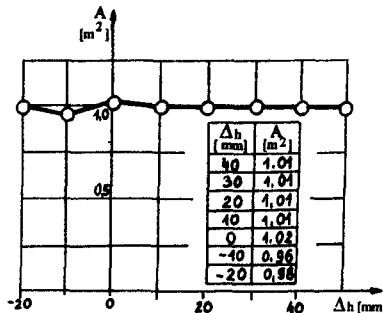
ρ_1 i ρ_{w1} - gęstość: lodu i wody lodowej.

Obliczenie masy lodu za pomocą wzoru (3.3), wymaga wyznaczenia powierzchni lustra wody w zbiorniku. Pomiar wykonano, dolewając do zbiornika odważone porcje wody. Przyrost poziomu wody Δh obserwowano na poziomowskazie 5. Dzieląc objętość wlanej wody przez wartości przyrostów poziomów wody w zbiorniku, otrzymano wartości powierzchni lustra wody.

Skalowanie listwy mierniczej poziomu mleka w zbiorniku przeprowadzono, wlewając do zbiornika - odważone na wadze 5-porcje mleka /rys.1/

4. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Na rysunku 2 przedstawiono wykres zmian powierzchni A lustra wody w zależności od przyrostu poziomu wody Δh w zbiorniku. Jak wynika z wykresu, powierzchnia lustra wody zmienia się nieznacznie i jej wartość średnia wynosi $A=1,01 \text{ m}^2$ /rys.2/.



Rys.2. Zależność powierzchni lustra wody od poziomu wody w zbiorniku

Gęstości wody lodowej i lodu wynoszą odpowiednio [5]:

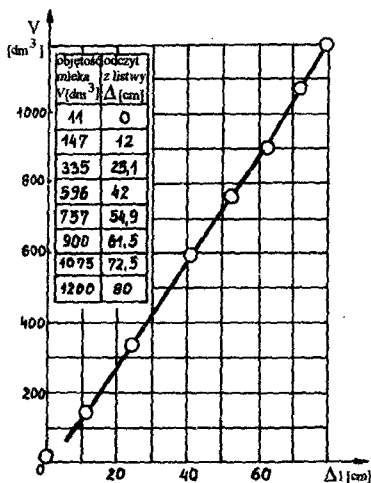
$$\rho_{w1} = 999,9 \text{ kg/m}^3, \quad \rho_1 = 917,6 \text{ kg/m}^3$$

Podstawiając powyższe dane liczbowe do równania (3.3), otrzymamy:

$$m_1 = 11260 \cdot \Delta h \quad [\text{kg}]$$

Zależność ta pozwala na obliczenie masy lodu utworzonego na rurach parownika przy znanej wartości przyrostu Δh poziomu wody w zbiorniku, wyrażonej w metrach.

Wyniki skalowania listwy mierniczej do wyznaczania poziomu mleka w zbiorniku przedstawiono na rysunku 3. Zależność ta ma charakter liniowy.



Rys.3. Skalowanie listwy mierniczej do wyznaczania poziomu mleka w zbiorniku

W tabeli 1 przedstawiono wyniki pomiarów parametrów pracy schładzalnika. Są to średnie arytmetyczne wartości mierzonych wielkości z trzech powtórzeń. Obliczenia wskaźników charakteryzujących pracę schładzalnika mleka przeprowadzono w oparciu o wzory (2.1)-(2.12) i (3.3). Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 2.

Tabela 1

Wyniki pomiarów wartości parametrów pracy schładzalnika mleka

Parametr pomiarowy		Symbol	Jednostka	Wartość
Akumulacja lodu	Temperatura początkowa wody	t'_{w1}	°C	17
	Temperatura końcowa wody	t'_{w2}	°C	1,6
	Pobór mocy	ΔE_1	kWh	40,2
	Przyrost poziomu wody w zbior.	Δh	mm	42
	Czas akumulacji lodu	τ_{ak}	h	24
Schładzanie mleka	Objętość schładzanego mleka	V_m	dm ³	1200
	Pobór mocy	ΔE_2	kWh	3,8
	Czas pracy agregatu	τ_{agr}	h	2

Temp.wody na początku schładzania	t_{w1}''	$^{\circ}\text{C}$	1,6
Temp.wody na końcu schładzania	t_{w2}''	$^{\circ}\text{C}$	1,6
Czas schładzania mleka	t_m	h	2
Temperatura początkowa mleka	t_{m1}	$^{\circ}\text{C}$	35

Tabela 2

Wyniki obliczeń wartości wskaźników charakteryzujących pracę schładzalnika mleka

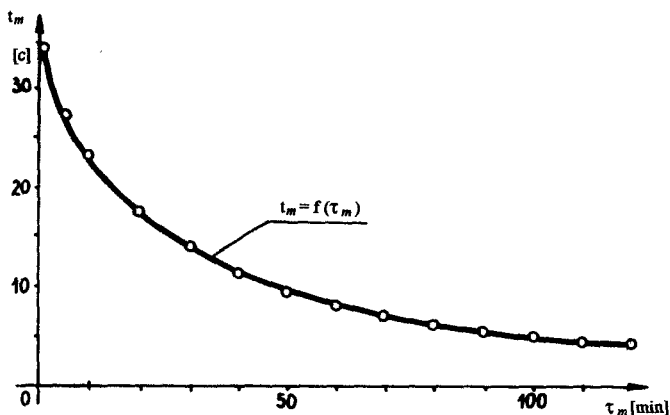
Parametr	Jednostka	Wartość
Q_{akw}	kJ	64449
Q_{akl}	kJ	157509
Q_{ak}	kJ	221958
ϵ_{ak}	-	1,53
Q_m	kJ	145267
$Q_{u\dot{z}}$	kW	3,0
Q_{agr}	kJ	21600
Q_w	kJ	0
Q_c	kJ	179109
Q_s	kJ	33842
η_{ak}	-	0,86
η_{sch}	-	0,81
η_o	-	0,92
m1	kg	473

Przebieg schładzania mleka i zmian temperatury wody w akumulatorze lodu w zależności od czasu schładzania przedstawiono na rysunku 4.

Wyniki badań przedstawione w tabelach 1 i 2 wskazują, że ilość lodu wytworzona na rurach parownika jest wystarczająca do schłodzenia 1200 dm³ mleka od temperatury 35 $^{\circ}\text{C}$ do 4 $^{\circ}\text{C}$.

Wysoka wartość współczynnika efektywności akumulacji / $\epsilon_{ak} = 1,35$ /związana jest ze współczynnikiem wydajności chłodniczej, który jest większy od jedności i oznacza, że ilość energii cieplnej uzyskanej w agregacie chłodniczym jest większa od pracy dostarczonej na wał sprężarki [4].

Stosunkowo wysoka wartość współczynnika akumulacji / $\eta_{ak} = 0,86$ / jest wynikiem sprawnej pracy agregatu chłodniczego /dobrze uszczelniony układ ,



Rys.4. Przebieg schładzania mleka i wody

poprawna praca termostatu itp/. Sprawność tę można jeszcze podnieść, gdyby udało się zmniejszyć czas akumulacji lodu.

Względnie niska sprawność schładzalnika / $\eta_{sch} = 0,81$ / jest wynikiem strat ciepła na rzecz otoczenia i to zarówno ze zbiornika wody lodowej, jak i ze zbiornika mleka.

Czas schładzania mleka nie przekroczył dwóch godzin i spełnia pod tym względem wymagania agrotechniczne [1,2,3].

Zakumulowanie dużej ilości ciepła / $Q_{ak} = 0,22$ MJ/ wymagało całodobowej pracy agregatu chłodniczego, co w przypadku jednorazowego napełnienia zbiornika w ciągu dnia do pełna, zmusza do ciągłej pracy urządzenia. Zatem skorzystanie ze schładzalnika przy dużej obsadzie zwierząt jest możliwe tylko raz dziennie. Lepszym rozwiązaniem byłoby zastosowanie agregatu o większej wydajności chłodniczej, a tym samym krótszym czasie pracy. Zmniejszyłoby to straty ciepła do otoczenia i pozwoliłoby na częstsze korzystanie ze schładzalnika.

5. PODSUMOWANIE

Istotnym efektem pracy jest:

- a/ opracowanie metody wyznaczania masy lodu m_l na rurach parownika,
- b/ opracowanie metody określania wskaźników charakteryzujących pracę schładzalników mleka, takich jak: współczynnik akumulacji η_{ak} , sprawność schładzalnika η_{sch} i sprawność ogólna schładzalnika η_o ,
- c/ weryfikacja wzorów poprzez przeprowadzenie badań eksploatacyjnych schładzalników SM-1200.

Praktycznym osiągnięciem pracy jest dowiedzenie, że wytworzona na rurach parownika agregatu chłodniczego masa lodu w ilości $m_l = 473$ kg jest wystarczająca, aby schłodzić 1200 dm^3 mleka od temperatury 35°C do 4°C w czasie nie przekraczającym dwóch godzin, co jest zgodne z wymaganiami Systemu Maszyn Rolniczych i Leśnych.

LITERATURA

- [1] Barwicki J., Napierała J.: Metodyka badań zbiornikowych i nurnikowych oziębiaczy mleka. IEMER, Warszawa, 1979
- [2] Cersowsky H., Sonntag S.: Moderne Verfakren zur Kühlung der Rohmilch. "Tierzucht", H.3, 1972
- [3] ISO N42-E-1978. Zbiorniki chłodnicze do mleka
- [4] Merc W.: Chłodnictwo - Teoria Chłodziarek. Cz.I, PWN, Warszawa, 1986
- [5] Ražnjewič K.: Teplinske tablice i dijagrami. Tehnička Knjiga, Zagreb, 1964

THE METHOD OF CALCULATIONS OF COEFFICIENTS EXPLOITATION OF
THE RESERVOIR MILK - COOLER WITH THE ICE

Summary

This article has shown the method of calculations of coefficients characteristic of the milk-cooler work and also the method of calculations of the ice mass in the evaporator's pipes. There was also made some measurements of particular cooler-milk parameters on the menstruation stand. It was found that the milk-cooler SM-1200 fulfils with the basic requirements by the Agricultural and Forest Machines System.

Marian Szymański

REKUPERACJA CIEPŁA OD BRUDNEGO KONDENSATU SIARCZANOWEGO

W artykule opisano niektóre problemy wymiany ciepła w układzie rekuperacji od brudnego kondensatu siarczanowego. Przedstawiono metodę uzdatniania kondensatu obróbką magnetyczną oraz podano wyniki badań uzdatniania kondensatu tą metodą.

1. WPROWADZENIE

Brudny kondensat siarczanowy powstający w wyniku skraplania oparów odprowadzanych ze zbiornika wydmuchowego jest czynnikiem magazynującym największe ilości ciepła odpadowego będącego przedmiotem rekuperacji w warzelni roztwarzającej drewno metodą siarczanową.

Wymiana ciepła między brudnym kondensatem siarczanowym i wodą w wymiennikach układu rekuperacyjnego przy akumulatorze brudnego kondensatu ma więc znaczący wpływ na bilans cieplny warzelni. Operacja ta stwarza duże trudności eksploatacyjne. Z brudnego kondensatu siarczanowego wykryształizują się na powierzchni wymiany ciepła osady. Warstwy tych osadów, tworzące odpowiednik kamienia kotłowego, w miarę narastania zwiększają opór cieplny przegród oddzielających czynniki wymieniające ciepło oraz opór przepływu kondensatu przez wymiennik. Powoduje to zmniejszenie strumienia ciepła przenikającego od kondensatu do wody.

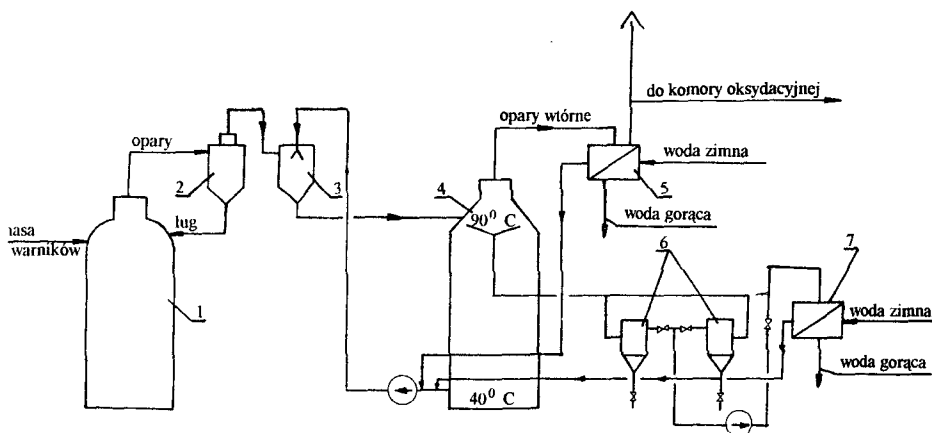
Osad utworzony w wymiennikach ciepła na powierzchniach omywanych brudnym kondensatem jest trudny do usunięcia. Ma dużą twardość i spoistość oraz odznacza się odpornością na działanie czynników chemicznych.

Konstrukcja wymienników do rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego winna więc uwzględniać nie tylko zapewnienie możliwie najkorzystniejszych warunków dla wymiany ciepła, ale również zabezpieczenia przed oddziaływaniem osadów /możliwość zapobiegania ich powstawaniu/ lub łatwość ich usuwania.

2. WYMIANA CIEPŁA W WYMIENNIKACH UKŁADU REKUPERACJI PRZY AKUMULATORZE BRUDNEGO KONDENSATU

Układ rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego przedstawiono schematycznie na rysunku 1. Stosowany jest on powszechnie w wa-

rzelniach siarczanowych pracujących z konwencjonalnym układem, wykorzystującym do wydmuchu masy z warków wytworzone w nich podczas roztwarzania ciśnienie.



Rys.1. Schemat układu rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego
1-zbiornik wydmuchowy, 2-cyklon, 3-kondensator pierwotny, 4-akumulator brudnego kondensatu, 5-kondensator wtórny, 6-filtr, 7-wymiennik ciepła

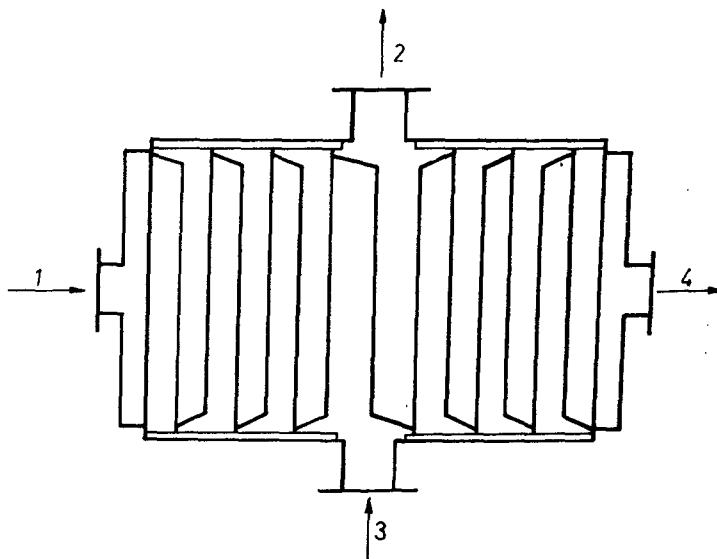
Brudny kondensat o temperaturze 90°C pobierany z górnej części akumulatora poprzez filtry dopływa do pompy, która tłoczy go do wymienników ciepła, gdzie jest ochładzany do temperatury około 40°C ; oddaje ciepło wodzie, której temperatura wzrasta do 70°C . Temperatura początkowa wody zimnej wynosi 3°C , a latem 17°C . Kondensat z wymienników ciepła przepływa do króćca ssawnego pompy podającej wodę do natrysku w kondensatorze skraplającym opary odprowadzane ze zbiornika wydmuchowego.

W układach rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego stosowane są powszechnie wymienniki spiralne Rosenblada o skrzyżowanym przepływie czynników wymieniających ciepło. Cechuje je bardzo duża powierzchnia wymiany ciepła w odniesieniu do wymiarów gabarytowych. Budowę wymiennika spiralnego przedstawiono na rysunku 2.

Kanały przepływowe utworzone między zwojami spiralnymi przegrody mają szerokość około 10 ± 14 mm, co zapewnia - przy stosunkowo dużej prędkości ruchu czynników - ich burzliwy przepływ o dużej wartości liczby Reynoldsa.

Wartość współczynnika przenikania ciepła od kondensatu do wody zawarta jest dla tych wymienników w przedziale 530 ± 1050 $\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ [1].

Średnia różnica temperatury dla rozpatrywanych wymienników wynosi około 0,8 średniej różnicy temperatury dla przepływu przeciwnieprądowego [2]. Wymienniki spiralne stwarzają więc lepsze warunki wymiany ciepła niż wymienniki rurowe, dla których wartość współczynnika przenikania zawiera się w granicach 350 ± 850 $\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$, a średnia różnica temperatury nie odbiega od uzyskiwanej w wymiennikach spiralnych [1].



Rys.2. Spiralny wymiennik ciepła
1-2 - wlot i wylot kondensatu, 3-4 - wlot i wylot wody

Wymienniki rurowe budowane są jako wielobiegowe. W części więc powierzchni wymiany występuje przenikanie ciepła przy przeciwnym przepływie czynników, a w części - przy przepływie współprądowym.

Wymienniki spiralne mają jednak bardzo ważną dla ich eksploatacji wadę. Budowa ich w znacznym stopniu utrudnia oczyszczanie powierzchni wymiany ciepła sposobem mechanicznym i w związku z tym zainkrustowane wymienniki często wycofywane są całkowicie z eksploatacji.

Wymienniki rurowe, stanowiące alternatywne rozwiązanie układów rekuperacji ciepła, w odróżnieniu od wymienników spiralnych nie stwarzają tak dużych trudności w oczyszczaniu. Wewnętrzna powierzchnia rurek omywana brudnym kondensatem może być oczyszczona z osadów metodą mechaniczną.

Rozpatrując zastosowanie w układzie rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego wymienników rurowych, przeprowadzono obliczenia projektowe układu z takimi wymiennikami.

Projekt zakładał, że układ rekuperacyjny zbudowany będzie jako bateria współpracujących ze sobą podstawowych trójbiegowych wymienników ciepła o powierzchni $46,4 \text{ m}^2$ każdy. Schemat takiego układu przedstawiono na rysunku 3. Wymienniki usytuowane są poziomo.

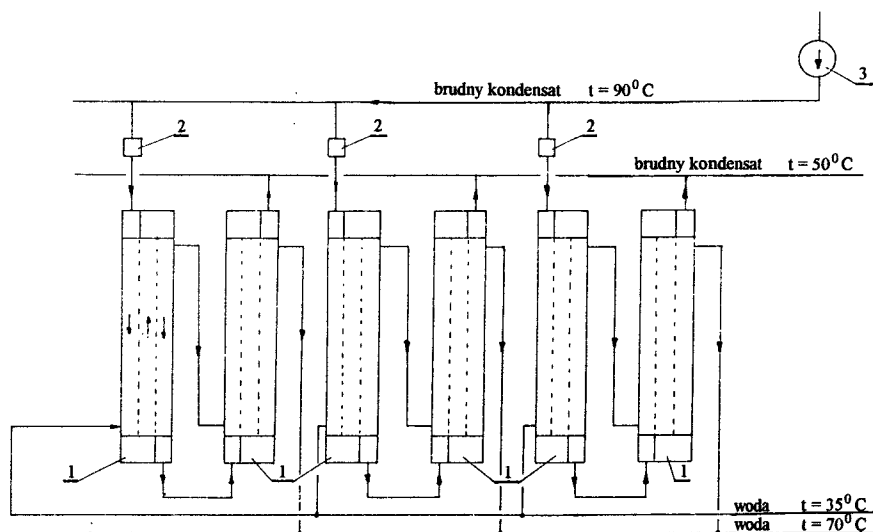
W tabeli 1 zestawiono dane charakteryzujące pracę układu dla dwóch wartości strumienia objętości kondensatu oraz czterech przypadków połączeń wymienników.

Z przedstawionych danych wynika, że najkorzystniejsze warunki wymiany ciepła i przepływu kondensatu stwarza układ złożony z trzech ze-

Tabela 1

Charakterystyka przykładowego projektu układów rurowych
wymyenników ciepła

Lp.	Układ połączeń wymyenników	Strumień objętości kondensatu									
		V = 0,024 m ³ /s					V = 0,075 m ³ /s				
		Średnia prędkość przepływu w m/s	liczba Reynolda- sa	opory prze- pływu Pa	współczynnik przenikania ciepła W/m ² ·K	średnia prędkość przepływu w m/s	liczba Reynolda- sa	opory prze- pływu Pa	współczynnik przenikania ciepła W/m ² ·K		
1.	równoległy	0,212	15016	4285	764,6	0,664	47120	3380	1043		
2.	szeregowy	1,3	90661	47591	1158,7	3,98	281917	365250	1281		
3.	2 równoległe zespoły po 3 wymyenniki	0,637	45118	7284	1034	1,99	140949	54241	1216,7		
4.	3 równoległe zespoły po 2 wymyenniki	0,425	30102	2462	944,4	1,373	97247	17546	1169		



Rys.3. Układ wymienników rurowych
1-wymiennik, 2-magnetyzer,
3-pompa

spółów równoległych, liczących po dwa szeregowo łączone wymienniki pod - stawowe /rys.3/. Łączna powierzchnia wymiany ciepła w przedstawionym u - kładzie rekuperacyjnym złożonym z sześciu podstawowych wymienników ciepła wynosi $272,4 \text{ m}^2$ i wydajnością wymianianego ciepła odpowiada zespołowi pra - cujących równolegle trzech wymienników spiralnych o powierzchni wymiany ciepła 90 m^2 każdy.

Sumaryczna powierzchnia wymiany ciepła wymienników spiralnych, wyno - sząca 270 m^2 , ma więc wartość zbliżoną do sumarycznej powierzchni wymien - ników rurowych. Powierzchnia konieczna do zainstalowania jest dla obu układów zbliżona.

W układzie wymienników rurowych uzyskuje się wartość współczynnika przenikania ciepła mało różniącą się od wartości występującej w wymienni - kach spiralnych. Wartość współczynnika przenikania ciepła zależna jest w dużym stopniu od współczynników przejmowania ciepła, a zwłaszcza od kon - densatu do ścianki rurki. Współczynnik ten, jak wynika z podanej niżej zależności odpowiadającej rozpatrywanemu przypadkowi, ma wartość

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4}$$

gdzie: Nu - liczba Nusselta
Re - liczba Reynoldsa
Pr - liczba Prandtla

szybko wzrastającą wraz z liczbą Reynoldsa. Wzrost liczby Reynoldsa ogra - niczony jest wartością oporów przepływu kondensatu.

Rozpatrując możliwości zapobiegania inkrustacji powierzchni wymiany ciepła od strony brudnego kondensata, rozważano zastosownie do obróbki tego czynnika metod chemicznych lub fizycznych. Za korzystniejsze uznano

w rozpatrywanym przypadku metody fizyczne, gdyż nie wymagają one wprowadzenia do obiegu kondensatu dodatkowych substancji chemicznych oraz stosowania rozbudowanych instalacji.

Rozważano zastosowanie do uzdatniania brudnego kondensatu siarczanowego następujących metod fizycznych: obróbki magnetycznej, obróbki polem elektromagnetycznym, obróbki prądem elektrycznym, obróbki ultradźwiękowej.

Spółród tych metod, posługując się kryteriami doboru: skutecznością działania, prostotą instalacji, kosztem zainstalowania, łatwością obsługi, łatwością pozyskania urządzeń, przyjęto jako najkorzystniejszą do zastosowania w rozpatrywanych warunkach metodę obróbki magnetycznej.

3. BADANIA NAD OBRÓBKĄ MAGNETYCZNĄ BRUDNEGO KONDENSATU SIARCZANOWEGO

Uzdatnianie brudnego kondensatu siarczanowego poprzez obróbkę magnetyczną polega na poddaniu go oddziaływaniu stałego pola magnetycznego podczas przepływu przez magnetyzer. Oddziaływanie pola magnetycznego, podobnie jak w przypadku wody, winno powodować w kondensacie wzrost liczby zarodków krystalizacji.

Zjawisko wzrostu liczby zarodków krystalizacji w roztworze wodnym w wyniku oddziaływania pola magnetycznego nie zostało dotąd jednoznacznie wyjaśnione. Sformułowano szereg hipotez wyjaśniających jego istotę. Jedną z nich zakłada, że działanie pola magnetycznego ogranicza swobodę ruchu naładowanych cząsteczek, co powoduje wzrost liczby zderzeń i tworzenie się zarodków krystalizacji. Wzrost liczby zarodków krystalizacji sprawia, że sole wapnia, magnezu i krzemu, rozpuszczone w brudnym kondensacie siarczanowym, tworzą drobnokrystaliczny osad w postaci zawiesiny, nie osiadającej na powierzchni ścianek wymienników ciepła.

Według innej hipotezy przyjmuje się, że działanie pola magnetycznego powoduje polaryzację zewnętrznych powłok elektronowych cząsteczek wody i jonów. Zmienia to warunki hydratacji jonów. Jony o naruszonej powłoce elektronowej stają się zarodkami krystalizacji.

Kolejna hipoteza wyjaśnia działanie obróbki magnetycznej roztworów wodnych tym, że elektrolity podczas przepływu przez magnetyzer, przecinając linie sił pola magnetycznego, stają się odpowiednikami przewodników, a zdysocjonowane cząsteczek rozpuszczonych soli mineralnych podlegają indukcji wskutek poprzecznego ruchu w polu magnetycznym. Dodatkowo każdy z tych jonów otoczony jest mikro polem elektrycznym, które również ulega działaniu pola magnetycznego. Pod wpływem pola magnetycznego cząsteczki wody i rozpuszczonych w niej soli zmieniają swe własności elektrofizyczne, co powoduje wzrost liczby zarodków krystalizacji. Cząsteczki brudnego kondensatu poddawane działaniu pola magnetycznego, podobnie jak cząsteczki wody, stykając się z cząsteczkami nie poddanymi takiemu działaniu, winny przekazywać im swoje ładunki elektryczne. Zjawisko to powoduje zmianę struktury twardych warstw osadu wytworzonego na powierzchni wymiany cie-

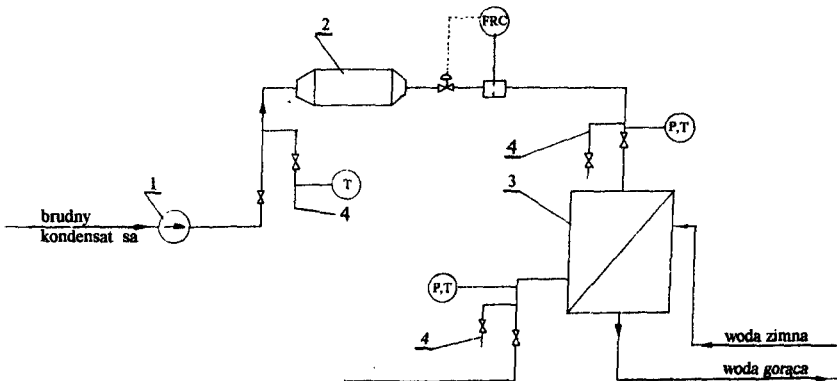
pła i ściankach przewodów przed zainstalowaniem magnetyzera. Po upływie pewnego czasu osad zmienia swą strukturę i własności wytrzymałościowe, tworząc łatwy do usunięcia szlam.

Obróbka magnetyczna brudnego kondensatu siarczanowego winna umożliwić także usunięcie osadu utworzonego na ściankach wymienników ciepła przed zainstalowaniem magnetyzera.

Duży wpływ na efekt obróbki magnetycznej roztworów wodnych ma ich prędkość przepływu w polu magnetycznym. Przy zbyt małej prędkości przepływu cząsteczki wody i rozpuszczonych w niej soli mają za mało energii do wytworzenia warunków sprzyjających zmianie postaci krystalizacji. Zbyt duża prędkość przepływu powoduje, że tylko część przepływających cząsteczek uzyskuje energię potrzebną do zmiany krystalizacji. Najkorzystniejszą dla efektów obróbki magnetycznej jest prędkość przepływu w przedziale 0,5 ÷ 2,0 m/s [4].

Efekt magnetycznej obróbki nie zależy od ciśnienia i temperatury roztworu wodnego [4]. Ze wzrostem temperatury maleje natomiast czas utrzymania się uzyskanych w polu magnetycznym własności. Efekt obróbki magnetycznej maleje, jeżeli woda poddana działaniu pola magnetycznego, płynąc swobodnym strumieniem, kontaktuje się z powietrzem.

Badania nad obróbką magnetyczną brudnego kondensatu siarczanowego przeprowadzono dla określenia podatności tego czynnika na działanie pola magnetycznego i ustalenia najkorzystniejszych ze względu na efekty, parametrów pracy magnetyzera. Pomiarzy przeprowadzono w warunkach przemysłowych stosując metodę statystyczną. Uproszczony schemat stanowiska badawczego przedstawiono na rysunku 4.



Rys.4. Schemat stanowiska badawczego
1-pompa, 2-magnetyzer, 3-wymiennik
ciepła, 4-króciec do pobierania próbek

Do badań zastosowano magnetyzer typu PW wytwarzany przez Spółdzielnię Pracy "ELEKTRA" z Gdyni. Zainstalowano go na przewodzie tłocznym pompy zasilającej spiralne wymienniki ciepła układu rekuperacyjnego. Kondensat doprowadzany był do pompy z górnej części akumulatora. Przed pompą zain-

stalowane były filtry oczyszczające kondensat z zanieczyszczeń stałych. Własności kondensatu przed obróbką magnetyczną, po obróbce magnetycznej i przepłynięciu przez wymiennik ciepła oznaczono na podstawie jego próbek pobieranych z króćców z zaworami, zainstalowanych na przewodzie pompy odpowiednio przed i za magnetyzerem, i na przewodzie za wymiennikiem ciepła.

Oznaczono wartości następujących parametrów brudnego kondensatu: przewodności elektrycznej, pH, twardości ogólnej, twardości wapniowej, zawartości Fe i SiO_2 , gęstości, lepkości dynamicznej, zawartości osadu w 1 dm^3 , wymiarów i składu frakcyjnego kryształów osadu wykrystalizowanego z kondensatu. Dla określenia warunków magnetycznej obróbki mierzono takie wartości, jak: temperatura kondensatu, natężenie pola magnetycznego wytwarzanego przez magnetyzer, ciśnienie przed i za wymiennikiem ciepła oraz strumień objętości kondensatu przepływającego przez magnetyzer.

Różnicę temperatury kondensatu przed i za wymiennikiem /zależną od ilości wymienionego ciepła/ traktowano jako wskaźnik grubości warstwy osadów wykrystalizowanych na powierzchni przegrody oddzielającej kondensat od wody. Zwiększanie się tej różnicy świadczy o zmniejszaniu się grubości warstwy osadu. Podobnie istotne znaczenie /do różnicy temperatury kondensatu/ ma różnica jego ciśnienia na wlocie i wylocie z wymiennika, będąca funkcją oporów przepływu, zależnych od stopnia zainkrustowania osadami kanałów przepływowych w wymienniku.

Pomiary temperatury przeprowadzono termometrem termoelektrycznym z czujnikiem NiCr-NiAl, z dokładnością do $0,1^\circ\text{C}$. Ciśnienie mierzono manometrami sprężynowymi klasy 0,6. Do pomiaru strumienia objętości kondensatu stosowano przepływomierz z kryzą pomiarową zainstalowany za magnetyzerem. Z pobranych próbek kondensatu wykrystalizowano osad do badań mikroskopowych. Na podstawie analizy mikroskopowej osadów określono postać i skład wymiarowy kryształów.

Dla określenia efektu oddziaływania kondensatu poddanego obróbce magnetycznej na osad wykrystalizowany na powierzchni ścianek wymienników przeprowadzono również oględziny wnętrza wymiennika ciepła.

Wyniki pomiarów parametrów kondensatu przedstawiono w tabeli 2.

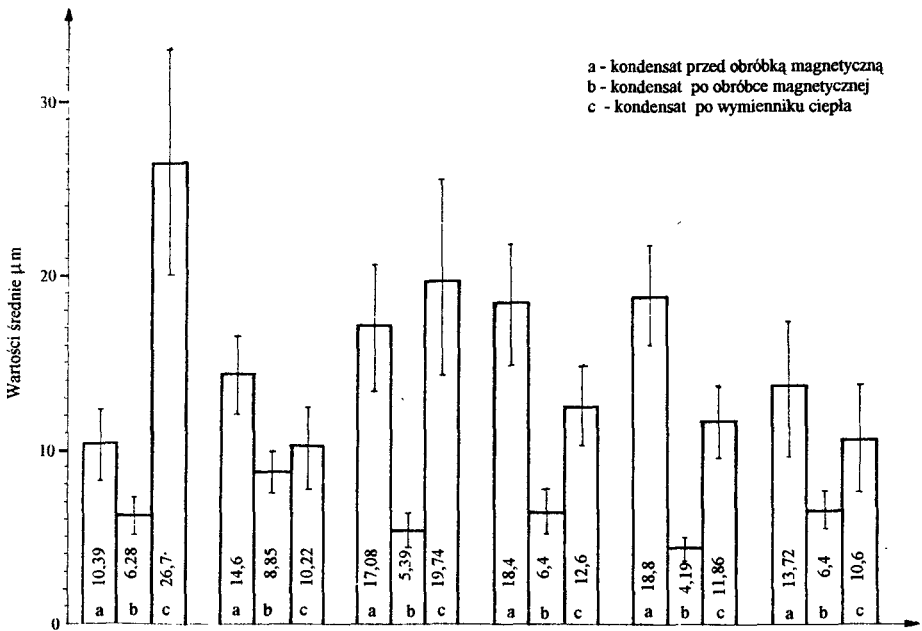
Podane wartości dotyczą kondensatu przed obróbką magnetyczną i po niej. Po obróbce magnetycznej zmieniła się jedynie przewodność elektryczna tego czynnika. Zwiększyła ona swą wartość z 393 do 410 $\mu\text{S/cm}$.

Na rysunku 5 przedstawiono wyniki analizy mikroskopowej kryształów osadów wytworzonych z pobranych próbek kondensatu. Na wykresie zamieszczono wartości średnie wymiarów kryształów oraz odpowiadające im przedziały ufności, przy istotności 0,95. Każda z wartości średnich obliczona została na podstawie 100 pomiarów. Dla kolejnych analiz symbolem a oznaczono wartość średnią wymiarów kryształów osadów z kondensatu przed obróbką magnetyczną, symbolem b - po obróbce magnetycznej, a symbolem c - po wymienniku ciepła.

Wyniki przeprowadzonych analiz mikroskopowych jednoznacznie wskazują, że po obróbce magnetycznej kondensatu kryształy osadu uległy zmniejszeniu.

Wyniki oznaczeń własności brudnego kondensatu siarczanowego

Lp.	Wielkość	Jednostka	Liczba pomiarów	przed obróbką magnetyczną		po obróbce magnetycznej	
				rozstęp pomiarów $R=x_{\max} - x_{\min}$	wartość średnia	rozstęp pomiarów $R=x_{\max} - x_{\min}$	wartość średnia
1.	Przewodność elektryczna	$\frac{\mu S}{cm}$	26	502 - 319 = 183	393	496 - 325 = 171	410
2.	pH		26	9,1 - 8,5 = 0,6	8,8	9,2 - 8,4 = 0,8	8,8
3.	Twardość ogólna	o_n	26	11 - 4,2 = 6,8	7,0	8,8 - 3,9 = 4,9	7,0
4.	Zawartość żelaza	$\frac{mg}{dm^3}$	26	0,5 - 0,06 = 0,44	0,23	0,4 - 0,06 = 0,34	0,23
5.	Zawartość SiO ₂	$\frac{mg}{dm^3}$	26	8,0 - 4,0 = 4,0	5,42	9,8 - 4,0 = 5,8	5,42
6.	Lepkość dynamiczna	Pa.s			0,00131		0,00128
7.	Gęstość	kg/m^3			997,99		998,19



Rys.5. Wartości średnie wymiarów kryształów osadu z kondensatu przed obróbką magnetyczną, po obróbce magnetycznej i po wymienniku ciepła

Osady wykrystalizowane z próbek kondensatu pobranych za wymiennikiem ciepła, obok drobnych kryształów, zawierały również kryształy o wymiarach większych, co należy tłumaczyć przechodzeniem do kondensatu cząstek osadów odrywanych od warstw pokrywających ścianki wymiennika ciepła.

Po 105 dniach eksploatacji wymiennika ciepła z zastosowaniem magnetycznej obróbki kondensatu opór przepływu tego czynnika przez wymiennik zmniejszył się o 14 kPa, co stanowi 6,2% wartości oporu początkowego.

Na podstawie oględzin wnętrza wymiennika ciepła ze zdemontowanymi po 57 dniach eksploatacji pokrywami z kondensatem poddawanym obróbce magnetycznej stwierdzono, że osad na powierzchni ścianek wymiennika uległ zmięczeniu, tak że rozpadał się on i odwrstwiał od ścianek przy lekkim dotknięciu ręką. Tak znaczne zmniejszenie się własności wytrzymałościowych osadu umożliwia łatwe usunięcie go poprzez wypłukanie strumieniem wody.

4. WNIOSKI

Układy rekuperacji ciepła w celulozowniach należy budować w postaci baterii współpracujących z sobą wymienników podstawowych o zunifikowanej konstrukcji, umożliwiającej stosowanie ich w różnych układach instalacji cieplnych w celulozowni.

Wymiennikami podstawowymi mogą być wymienniki rurowe.

Stwierdzono, że brudny kondensat siarczanowy jest podatny na obróbkę magnetyczną. W układach rekuperacji ciepła od brudnego kondensatu siarczanowego, dla zabezpieczenia wymienników ciepła przed zainkrustowaniem, należy stosować uzdatnianie brudnego kondensatu obróbką magnetyczną w magnetyzerach, wytwarzających stałe pole magnetyczne.

Należy również przeprowadzić badania nad uzdatnianiem tą metodą innych czynników wymieniających ciepło w celulozowniach i papierniach.

LITERATURA

- [1] Praca zbiorowa: Gospodarka energetyczna w przemyśle celulozowo-papierniczym. WNT Warszawa, 1974
- [2] Hobler T.: Ruch ciepła i wymienniki. WNT Warszawa, 1986
- [3] Szymański M.: Opracowanie projektu nowego układu wymienników ciepła przy akumulatorze brudnego kondensatu siarczanowego. ATR Bydgoszcz, 1990 /praca niepublikowana, wykonana we współpracy i na zlecenie ICP w Łodzi/
- [4] Szymański M.: Badania nad stabilizacją kondensatu siarczanowego metodą magnetyczną. /praca niepublikowana, wykonana na zlecenie i przy współpracy z ICP 1991r/

THE REGENERATION OF THE WARMTH FROM A DIRTY CONDENSATE

Summary

In the article there is a description of some problems of exchange the warmth in the regenerations system from the dirty sulphate condensate.

There is also the method of suitabbling the condensate by a magnetic dressing. The results of the sit suitabbling of the condensate by this method were given.

64.5001-

**Biblioteka Główna ATR
w Bydgoszczy**

Cz	1006 36 1994
----	-----------------