MECHANIKA z. 33

P. 3361 | 68

ADAM GIEREK

TEORETYCZNE PODSTAWY OKREŚLANIA WIELKOŚCI ENERGII ZAGĘSZCZANIA MAS FORMIERSKICH ORAZ JEJ WPŁYW NA NIEKTÓRE WŁASNOŚCI FORM ODLEWNICZYCH

POLITECHNIKA ŚLĄSKA
ZESZYT NAUKOWY Nr 215 – GLIWICE 1968

SPIS TREŚCI

Str.

1. WPROWADZENIE 3

1. 1. Niektóre zjawiska wpływające na jakość odlewów, zależne od stopnia zagęszczenia mas formierskich i rdzeniowych . 3

1. 2. Kryteria oceny jakości formowania maszynowego . . 8

1. 3. Problemy doboru i projektowania mas do formowania maszynowego 12

1. 4. Metody maszynowego zagęszczania form piaskowo-iłowych 18

1. 5. Interpretacje mechanizmu zagęszczania 21

1. 6. Podsumowanie dotychczasowych poglądów na zagęszczanie formierskich, w świetle literatury 28

2. CEL PRACY I ZAKRES PRACY 30

3. BADANIA WŁASNE 32

3. 1. Wpływ niektórych czynników na energię zagęszczania prasowaniem pod wysokimi naciskami 32

3. 1. 1. Metodyka badań 32

3. 1. 2. Wyniki badań 33

3. 1. 3. Wnioski 41

4. TEORETYCZNE PODSTAWY ZAGĘSZCZANIA MAS FORMIERSKICH I RDZENIOWYCH PRZEZ PRASOWANIE . . 42

4. 1. Energia tarcia wewnętrznego i zewnętrznego podczas prasowania statycznego form i rdzeni 42

4. 1. 1. Wyznaczanie wielkości energii tarcia wewnętrznego mas formierskich i rdzeniowych 42

4. 1. 2. Wyznaczanie energii tarcia zewnętrznego mas zagęszczanych prasowaniem 64

4. 2. Energia dynamicznego zagęszczania mas piaskowych . . 82

4. 2. 1. Pomiar energii dynamicznego zagęszczania mas piaskowych 82

5. WPŁYW ZAGĘSZCZENIA MAS FORMIERSKICH I RDZENIOWYCH NA GŁADKOŚĆ I DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWĄ ODLEWÓW 93

5. 1. Wpływ zagęszczenia mas na gładkość odlewów . . . 93

5. 1. 1. Metodyka badań 93

5. 1. 2. Wyniki badań 93

5. 1. 3. Wnioski 97

5. 2. Wpływ zagęszczenia mas na dokładność wymiarową odlewów 98

5. 2. 1. Metodyka badań 98

5. 2. 2. Wyniki badań 100

5. 2. 3. Wnioski 102

6. PODSUMOWANIE WYNIKÓW 102

7. WNIOSKI KOŃCOWE 108

LITERATURA 110

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 215

POLITECHNIKA ŚLĄSKA
BIBLIOTEKA GŁÓWNA
Gliwice

P. 3361/68

ADAM GIEREK

TEORETYCZNE PODSTAWY OKREŚLANIA WIELKOŚCI ENERGII ZAGĘSZCZANIA MAS FORMIERSKICH ORAZ JEJ WPŁYW NA NIEKTÓRE WŁASNOŚCI FORM ODLEWNICZYCH

PRACA HABILITACYJNA Nr 73

Data otwarcia przewodu habilitacyjnego 19. III. 1968 r.

GLIWICE 1968

REDAKTOR NACZELNY ZESZYTÓW NAUKOWYCH
POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

Fryderyk Staub

REDAKTOR DZIAŁU

Ryszard Gryboś

SEKRETARZ REDAKCJI

Tadeusz Matula

Dział Nauki — Sekcja Wydawnictw Naukowych — Politechniki Śląskiej
Gliwice, ul. Konarskiego 23

P.S 19/68

Nakł. 100+175 Ark. wyd. 6 Ark. druk. 7,6 Papier offsetowy kl. III, 70x100, 80 g
Oddano do druku 3. 4. 1968 Podpis. do druku 3. 5. 1968 Druk ukończ. w maju 1968
Zam. 747 2. 4. 1968 K-23 Cena zł 8,—

Skład, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

1. WPROWADZENIE

1.1. Niektóre zjawiska wpływające na jakość odlewów zależne od stopnia zagęszczenia mas formierskich i rdzeniowych

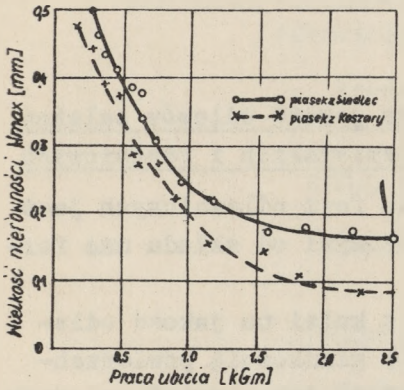
Istotnym czynnikiem przy wykonywaniu form odlewniczych jest ich jakość, która jest zależna między innymi od składu mas formierskich oraz ich zagęszczenia.

Rodzaje form odlewniczych wpływają z kolei na jakość odlewów w nich wykonywanych, wyrażającą się gładkością powierzchni odlewów oraz ich dokładnością wymiarową jak również na strukturę wewnętrzną tworzywa odlewu.

W pracy [13] przeanalizowano jakość powierzchni oraz dokładność wymiarową i ciężarową odlewów otrzymanych w formach zagęszczonych prasowaniem pod wysokimi naciskami i stwierdzono, że odlewy uzyskane tym sposobem charakteryzują się około dwa razy większą w porównaniu z innymi sposobami zagęszczania dokładnością ciężarową oraz znacznie mniejszym rozrzutem ciężarowym w wyniku dużej stabilności procesu.

Z. Samsonowicz [4], badał wpływ własności masy formierskiej na gładkość powierzchni odlewów żeliwnych. Okazuje się, że na gładkość odlewów wpływają takie czynniki jak:
ziarnistość piasku, zawartość lepiszcza, zawartość wody, zawartość specjalnych dodatków (pył węglowy), wielkość pH masy, sposób przeróbki mas, temperatura zalewania i inne. Jeden z rozdziałów swej pracy Z. Samsonowicz poświęcił wpływowi stopnia ubicia masy na gładkość odlewów oraz wpływowi pracy zagęszczania na tę gładkość. Masę zagęszczano przy użyciu znormalizowanego ubijaka w tulejkach Ø = 50 ze znormalizowanej naważki masy. Praca zagęszczania zmieniała się od 0,095 do 2,536 kGm. Na podstawie uzyskanych przez autora zależności em-

pirycznych (rys. 1) można stwierdzić, że im większa jest praca zagęszczania tym mniejsza powstaje chropowatość odlewów, przy czym praca zagęszczania większa od 1,5 kGm stabilizuje wielkość nierówności na pewnym poziomie. Praca ta odpowiada pięciu uderzeniom ubijaka i wynosi 1,585 kGm.



Rys. 1. Wpływ pracy ubicia mas formierskich na wielkość nierówności powierzchni odlewów[4]

P.N. Aksjonow [42] uzależnia gładkość oraz stopień rozbicia form odlewniczych zalewanych na wilgotno od tzw. względnego stopnia zagęszczenia mas formierskich i rdzeniowych.

$$\delta_{wzgl.} = \frac{\delta}{\delta_{max}} \cdot 100\% \quad (1)$$

gdzie:

δ - dawny ciężar objętościowy zagęszczonej masy formierskiej,

δ_{max} - wartość ciężaru objętościowego próbki suchego piasku zagęszczonego w znormalizowanej tulejce pod naciskiem 40 kG/cm^2.

Skarbinski [52] wymienia następujące metody określenia chropowatości odlewów:

1. Metoda pomiaru rzeczywistych przekrojów powierzchni (metoda powodująca zniszczenie odlewu).
2. Metoda odwzorowania optycznego
   a) jednokrotnego przekroju płaską wiązką światła za pomocą podwójnego mikroskopu Linnika lub Schmaltza,
   b) wielokrotnego przekroju cieniem, np. za pomocą gładkościomierza optycznego Politechniki Wrocławskiej.
3. Metoda stykowo-mechaniczna.

4. Metoda oceny przez porównanie z powierzchniami wzorcowymi za pomocą:

a) komparatorów,

b) przyrządów pneumatycznych,

c) przyrządów optycznych.

Wg tego autora chropowatość wynikła z infiltracji metalu może być zmniejszana poprzez silne zagęszczenie masy formierskiej, jednakże istnieje zawsze pewne krytyczne ciśnienie ferrostatyczne, przy którym już nie wystarcza silne zagęszczenie i w tym przypadku należy zastosować drobny piasek.

Autor ten zajmował się również wpływem zagęszczania form i rdzeni na dokładność wymiarową odlewów stwierdzając, że najskuteczniejszym sposobem zmniejszenia rozepchnięcia formy jest wzrost stopnia zagęszczenia, gdyż jednocześnie z tym wzrasta równomierność stopni zagęszczenia masy w formie, co jest podstawowym warunkiem otrzymywania odlewów o dużej dokładności wymiarowej.

Zdaniem omawianego autora, zastosowanie wysokich ciśnień umożliwia uzyskanie silnego lokalnego zgniotu w odpowiednich miejscach formy, a dzięki temu uzyskanie wymaganej dokładności określonych wymiarów detali maszyn najistotniejszych dla konstruktora.

Zagadnienie to jest również tematem innej pracy [56], w której podano zależności wpływu stopnia zagęszczenia w G/cm^3 na rozbicie formy zalewanej na wilgotno w mm, od różnych ciśnień metalostatycznych panujących w formie.

W pracy tej podano również wpływ twardości formy na wielkość jej rozepchnięcia, jak również wpływ szybkości zapełniania formy na tę wielkość. Z zależności tych wynika, że odkształcenie form przy wyższych stopniach zagęszczenia jest małe i narasta wraz ze wzrostem ciśnienia metalostatycznego. Im większa natomiast szybkość napełniania formy metalem w kG/sek - tym większe jej rozepchnięcie mierzone w mm.

Innym, równie ważnym problemem obok gładkości i dokładności wymiarowej odlewów jest problem wad odlewów spowodowany małą przepuszczalnością form i rdzeni.

Jednym z głównych czynników decydujących o jakości form są własności wytrzymałościowe zagęszczonej w nich masy kwarcowo-iłowej, te zaś z kolei zależą od szeregu czynników takich jak skład masy, sposób mieszania, stopień ubicia i inne. Z punktu widzenia mechanizmu zagęszczania, przy założeniu stałego składu mas oraz przy stałych warunkach wytwarzania tych mas, najistotniejszy wpływ na wytrzymałość masy w formie ma stopień jej zagęszczenia.

J. Szreniawski [45] badał eksperymentalnie funkcję wytrzymałości na ściskanie mas piaskowo-iłowych R_c^w od ich stopnia zagęszczenia δ, ($R_c^w = f(\delta)$), otrzymując zależność narastającą. Stopień zagęszczenia form [36] wpływa na strukturę metalograficzną odlewów w nich uzyskanych, przy czym wpływ ten w zależności od rodzaju stopu może być silniejszy lub słabszy. Wynika to głównie z różnej przewodności cieplnej różnie zagęszczonych mas. Szczególnie czułe na stopień zagęszczenia masy są stopy metali nieżelaznych (mosiądz). Struktura żeliw nie zmienia się pod wpływem zmian stopnia zagęszczenia formy, wzrasta jednak ich wytrzymałość na rozciąganie oraz twardość, maleje zaś wytrzymałość na zginanie.

Na jakość form odlewniczych wpływają również takie czynniki jak przepuszczalność i nasiąkliwość, wiążące się z czysto mechanicznym wzajemnym oddziaływaniem układu: ciekły metal plus gazy w nim rozpuszczone - forma.

W opracowaniu [38] stwierdzono, że zarówno kształt jak i wielkość ziaren osnowy piaskowej wpływają na przepuszczalność mas formierskich, przy czym przy ziarnie drobnym oraz ziarnie o większym współczynniku kanciastości przepuszczalność mas jest niższa aniżeli przy ziarnach grubych o kształcie kulistym.

Zła przepuszczalność mas formierskich jest przyczyną wad zewnętrznych i wewnętrznych odlewów, takich jak: pęcherze gazowe, bąble, niedolewy itp. Im masy formierskie posiadają większą gazotwórczość tym ich przepuszczalność winna być lepsza. Z zagadnieniem gazotwórczości i przepuszczalności mas formierskich i rdzeniowych związane jest jeszcze inne zjawisko występujące często podczas zetknięcia się ciekłego metalu z for-

mą odlewniczą - zjawisko penetracji metalu w pory formy. Wystąpi ono wówczas, jeśli ciśnienie wnikania metalu w pory formy, stanowiące swego rodzaju kapilary, przekroczy pewną określoną wartość.

Wzór na określenie tego ciśnienia ma postać [3]

$$P_w = \frac{2\sigma \cos\vartheta}{r} \qquad (2)$$

gdzie:

P_w - ciśnienie wnikania (penetracji) w dyn/cm^3,

σ - napięcie powierzchniowe ciekłego metalu w dyn/cm,

ϑ - kąt graniczny zwilżania między masą formierską a ciekłym metalem w stopniach kątowych,

r - promień wewnętrzny kapilary w cm.

P_w obliczone z powyższego wzoru oznacza niezbędną różnicę ciśnień między wlotem metalu do kapilary a ciśnieniem zewnętrznym (na końcu kapilary), której przekroczenie powoduje ruch metalu w głąb tej kapilary, czyli jego wnikanie. Uprzednio wspomniano o zależności pomiędzy przepuszczalnością, gazotwórczością mas formierskich i rdzeniowych a zjawiskiem penetracji metalu. Chodzi przede wszystkim o to, że w przypadku wytwarzania się w formie gazów przy małej przepuszczalności form tj. małej zdolności odprowadzania gazów przez te formy na zewnątrz, ich ciśnienie przeciwdziała ciśnieniu działającemu na kapilarę w miejscu zetknięcia się jej z metalem, zmniejszając możliwość wniknięcia metalu w pory formy odlewniczej. Zjawisko penetracji metalu w głąb formy jest zjawiskiem szkodliwym i powoduje powstawanie chropowatych powierzchni, wzarć i strupów na odlewach.

Zmniejszenie średnicy ziarna i wzrost stopnia zagęszczenia (obniżenie porowatości) utrudniają wnikanie metalu w formę. Z danych przedstawionych w pracy [3] wynika, że w maksymalnie zagęszczonej masie wnikanie rozpocznie się dopiero na głębokości (licząc od górnego poziomu metalu) 2,65 razy większej niż w masie najmniej zagęszczonej.

Te dwa czynniki są czynnikami wtórnymi, zależnymi od stopnia zagęszczenia mas formierskich i rdzeniowych.

Wspomnijmy o niektórych czynnikach fizycznych i chemicznych wpływających na jakość form i niezależnych od stopnia zagęszczenia mas formierskich i rdzeniowych. Należą do nich wspomniane już wyżej gazotwórczość form i czernideł oraz spiekalność.

Wskaźnik gazotwórczości [44] jest to wskaźnik charakteryzujący wydzielanie się gazów wskutek przemian, którym podlegają (najczęściej organiczne) składniki masy pod wpływem działania ciepła ciekłego stopu wypełniającego wnękę formy.

Do czynników tych można jeszcze zaliczyć przede wszystkim zdolność akumulacji ciepła, ogniotrwałość, odporność na przypalanie, aktywność chemiczną, zwilżalność masy, przylepność i wybijalność.

Wspomniane wyżej czynniki fizykochemiczne nie mające wpływu na mechanizm zagęszczania nie mogą być regulowane w samym procesie maszynowego zagęszczania form. Poznanie zjawisk bezpośrednio związanych z mechanizmem zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych, pozwoli tak pokierować mechanizmem zagęszczania form (mowa oczywiście o zagęszczaniu maszynowym), by zawsze istniało wysokie prawdopodobieństwo uzyskania odlewów o gładkiej powierzchni i dużej dokładności wymiarowej przy ustalonym składzie masy formierskiej.

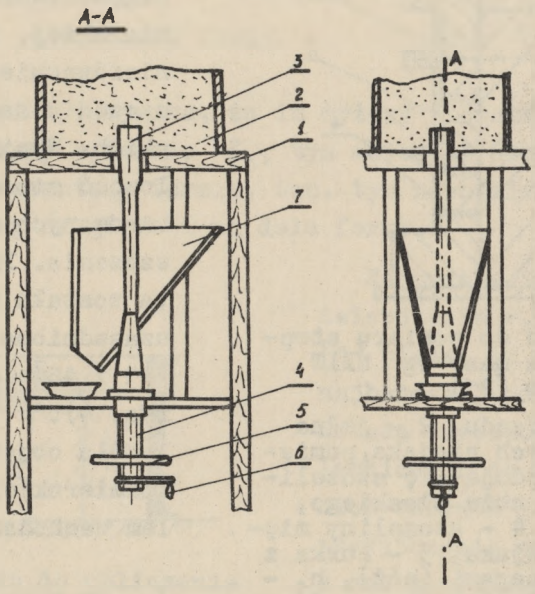
1.2. Kryteria oceny jakości formowania maszynowego

Jakość formowania na maszynie jest na ogół określana ubiciem oraz rozkładem stopnia tego ubicia w poszczególnych miejscach formy. Miernikiem stopnia zagęszczenia jest T - twardość powierzchniowa, mierzona najczęściej przy pomocy znanego przyrządu Dieterta.

Innym miernikiem stopnia zagęszczenia form jest ciężar właściwy masy mierzony w różnych ich miejscach, a także średni stopień zagęszczenia całej formy wyliczany na drodze podzielenia ciężaru masy w formie przez jej objętość. Ponieważ masy formierskie o różnym składzie wykazują różną wartość maksymal-

nego stopnia zagęszczenia, często spotykanym w literaturze jest tzw. wspomniany już wyżej względny stopień zagęszczenia [42 , 43].

Do oznaczania stopnia zagęszczania w danym miejscu formy stosowany jest przyrząd M.W. Czunajewa [3] (rys. 2), działanie którego oparte jest na wywiercaniu w masie walcowanych otworów.



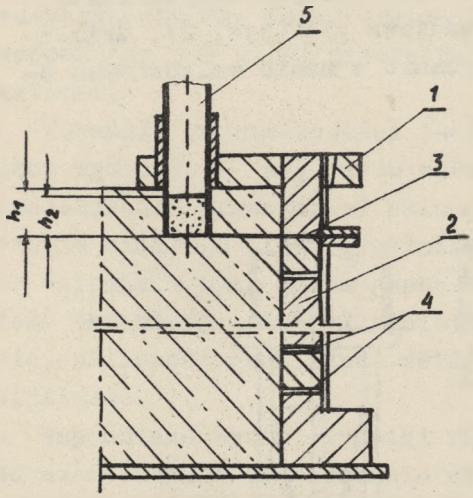
Rys. 2. Przyrząd M.W. Czunajewa do badania stopnia zagęszczania form [3]

1 - stół, 2 - badana forma, 3 - wiertło, 4 - śruba pociąg., 5 - rączka śruby, 6 - rękojeść, 7 - lejek

Celem otrzymania wartości stopnia zagęszczenia δ w g/cm^3 należy ciężar masy wywierconej w danym miejscu formy podzielić przez objętość otworu w niej wywierconego.

Wadą tego urządzenia jest niedokładność pomiaru związana z trudnością dokładnego osiowego ustawienia wiertła. Przyrządem dokładniejszym od wyżej przedstawionego jest przyrząd opisany w pracy [21], (rys. 3).

Jak już wspomniano uprzednio jakość formowania na maszynie jest na ogół określana ubiciem, które zwykle określa się poprzez stopień nierównomierności zagęszczenia form wzdłuż ich wysokości.



Rys. 3. Przyrząd do pomiaru stopnia zagęszczenia masy wg NIIT Awtoprom [21]

1 - stojak przyrządu, 2 - jedna z sekcji pionowych stojaka, pomiędzy którymi znajdują się szczeliny na wsunięcie noża płaskiego, 3 - płaski nóż, 4 - szczeliny między sekcjami stojaka, 5 - rurka z zaostrzonymi brzegami (nóż), h_1 - początkowa wysokość masy przed pobraniem próbki, h_2 - wysokość próbki zmniejszona w stosunku do pierwotnego słupa masy w wyniku działania tarcia

Na podstawie praktycznych danych można stwierdzić, że im wyższy początkowy stopień zagęszczenia masy formierskiej, tym mniejsza nierównomierność zagęszczenia mas formierskich. Wynika stąd celowość stosowania kombinowanych metod zagęszczenia. Prawidłowość ta została teoretycznie uzasadniona w pracach [1 i 46] (wzór 5 i rys. 4).

Dla objętości masy formierskiej nad modelem zachodzi zależność

$$\delta_{max}(H-H_M)=\delta_o(H+h-H_M) \qquad (3)$$

a dla objętości masy formierskiej wokół modelu zależność

$$\delta_{min} \cdot H = \delta_o(H + h) \qquad (4)$$

Z otrzymanego układu dwu równań po ich uprzednim przekształceniu uzyskano [1, 46]

$$\delta_{max} - \delta_{min} = (\delta_{max} - \delta_o)\frac{H_M}{H} \qquad (5)$$

gdzie:

$\delta_{max} - \delta_{min}$ - nierównomierność stopnia zagęszczenia,

δ_{max} - maksymalny stopień zagęszczenia w formie, występujący nad modelem,

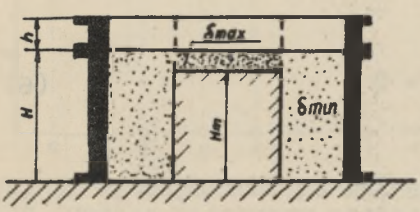
δ_{min} - minimalny stopień zagęszczenia masy wokół modelu,

δ_o - początkowy stopień zagęszczenia,

M_H - wysokość modelu,

H - wysokość formy.

Z zależności (5) wynika, że im wyższy początkowy stopień zagęszczenia masy w formie δ_o, tym mniejsza nierównomierność stopnia zagęszczenia w formie, tzn. tym równomierniejsze zagęszczenie masy na górze i na dole formy.



Rys. 4. Schemat do obliczenia nierównomierności zagęszczenia formy przy prasowaniu płaską sztywną płytą prasującą [1]

Na podstawie powyższego twierdzenia P.N. Aksjonow [1] pisze, iż jego zdaniem najbardziej perspektywiczną metodą zagęszczenia form odlewniczych do małych i średnich odlewów jest połączenie zagęszczenia metodą dmuchową z następnym doprasowaniem równym około 10% odkształcenia względnego formy zagęszczanej. Po pierwsze łączy się tu najszybsze metody zagęszczania mas, tj. nadmuchiwanie i prasowanie. Po drugie wstępne zagęszczenie formy zachodzi łącznie z jej zapełnieniem masą formierską.

W ten sposób unika się oddzielnego wykonywania tych operacji. Po trzecie zapełnienie formy metodą dmuchową można połączyć z transportem pneumatycznym mas formierskich do maszyn formierskich. Odpada więc konieczność stosowania dużych zasobników masy nad maszynami. Po czwarte proces wdmuchiwania masy

do formy można wykonywać przy niższych ciśnieniach powietrza z sieci, co zmniejsza jego zużycie, a zagęszczanie początkowe formy mimo to nie zmniejszy się do wartości mniejszej niż 1,4 - 1,45 g/cm^3. Po piąte w celu realizacji połączonego procesu dmuchowo-prasującego można skonstruować nieskomplikowane automaty formierskie, w których można stosować doprasowanie górne lub dolne form po uprzednim zagęszczeniu metodą dmuchową.

Inny aspekt tego zagadnienia to możliwość doboru i projektowania mas formierskich.

1.3. Problemy doboru i projektowania mas do formowania maszynowego

Bardzo duży wpływ na własności technologiczne mas formierskich i rdzeniowych ma współczynnik ich tarcia wewnętrznego oraz siła spójności.

Matematycznym wyrażeniem prawa Coulomba dla gruntów spoistych jest zależność:

$$\tau = \mu_{wew.} P + C \qquad (6)$$

gdzie:

τ - siła ścinająca,

$\mu_{wew.} = tg\varphi$ - współczynnik tarcia wewnętrznego w masie,

P_n - siła normalna do płaszczyzny poślizgu,

C - siła spójności przy ścinaniu w kG/cm^2,

φ - kąt tarcia wewnętrznego.

Powyższa zależność jest funkcją liniową (rys. 5), co jest pewnym uproszczeniem [28]. Została ona zaczerpnięta z mechaniki gruntów.

Innym parametrem, którym często posługują się odlewnicy przy rozpatrywaniu zagadnień związanych z zagęszczeniem mas, a który został zaczerpnięty z teorii mechaniki gruntów jest tzw. "współczynnik nacisku bocznego".

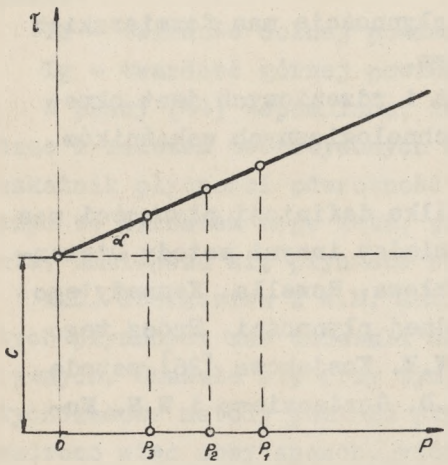
Współczynnik nacisku bocznego [49]

$$\xi = \frac{dq}{dP} \qquad (7)$$

gdzie:

dq - przyrost nacisku bocznego,

dP - przyrost nacisku ściskającego.



Rys. 5. Wytrzymałość na ścinanie jako funkcja pionowego nacisku jednostkowego p [44]

W wielu laboratoriach [49] stwierdzono, że współczynnik ξ może być rozpatrywany jako względnie stała charakterystyki gruntów i wynosi dla piasków około 0,40 i dla glin 0,70.

Po scałkowaniu powyższego równania uzyskuje się zależność

$$q = P\xi + C \qquad (8)$$

gdzie:

C - stała całkowania równa ciśnieniu bocznemu gruntu na ścianki, jeśli nie występują naciski zewnętrzne.

Pomiędzy tarciem wewnętrznym mas, ich spójnością, a współczynnikiem nacisku bocznego istnieje współzależność. Świadczy o tym fakt, że w masach dobrze zagęszczających się, o małym tarciu wewnętrznym i spójności, praktycznie w całej formie są jednakowe naciski boczne (analogia do cieczy) a zatem współczynnik przyrostu nacisku bocznego dąży do zera. W masach zaś trudno zagęszczalnych tj. charakteryzujących się dużym tarciem wewnętrznym oraz siłą spójności jest on znacznie większy.

Celem zmniejszenia tarcia wewnętrznego przy jednoczesnym zachowaniu dużej spójności, do mas formierskich i rdzeniowych dodawane są różne modyfikatory. P.N. Aksjonow [1] stwierdza, iż modyfikatorami tymi mogą być dodatki bitumiczne. Przykładem takiego modyfikatora może być mieszanina nafty z propan-asfaltem [19].

Przy formowaniu maszynowym stwierdzono, że w przypadku skomplikowanych form uzyskuje się różne stopnie zagęszczenia w różnych miejscach tych form w zależności od rodzaju stosowanej masy.

Zjawisko to tłumaczone jest różną płynnością mas formierskich i rdzeniowych różniących się składem.

Zdolność płynięcia mas formierskich i rdzeniowych jest określana liczbowo przy pomocy tzw. technologicznych wskaźników płynności.

L. Lewandowski [37] przytacza kilka definicji płynności mas wg różnych kryteriów, wymieniając między innymi metody Dietert a i Valtiera, Kyle'a, stożkową, Orłowa, Rowella, Kennedy'ego stosunku gęstości, rzucania, swobodnej płynności. Prócz tego znane są metody N.W. Afanasiewa i W.F. Kosjakowa [26] metoda W.F. Kosjakowa [26] oraz metoda A.D. Goriaczieva i W.N. Mutiłowa [23].

Należy stwierdzić, że żadna z metod badania płynności mas nie została dotychczas ujęta normami w skali światowej.

Zatrzymajmy się bliżej przy niektórych z nich. W.H. Dietert i P. Valtier wg L. Lewandowskiego [37] zdefiniowali płynność wskaźnikiem, charakteryzującym zdolność ziaren do przemieszczania się pod działaniem zewnętrznych sił zagęszczania, a metoda opracowana przez nich służy do pomiaru wartości odkształceń znormalizowanej kształtki walcowej między czwartym i piątym uderzeniem ciężarka ubijaka znormalizowanego. Przyjęto przy tym, że płynność jest równa zeru, gdy ubytek wysokości kształtki wynosi 5%, tj. 2,5 mm oraz 100% gdy ubytek jest równy zeru.

Płynność L_D wg tej metody oblicza się ze wzoru

$$L_D = \frac{2,5 - S}{2,5} \cdot 100 \left[\%\right] \qquad (9)$$

gdzie:

S - ubytek wysokości kształtki między czwartym i piątym uderzeniem znormalizowanego ubijaka w mm.

Metoda Kyle'a [26] polega na pomiarze twardości górnej i dolnej powierzchni standartowo zagęszczonej próbki

$$L_k = \frac{Td}{Tg} \cdot 100\ [\%] \qquad (10)$$

gdzie:

Td - twardość dolnej powierzchni,

Tg - twardość górnej powierzchni.

W pracy [44] wspomniano, iż I. Navarro - Alcacer, wychodząc z założeń teoretycznych ścinania gruntów, wprowadza jako wskaźnik płynności odwrotność kąta tarcia wewnętrznego, przy czym ze wzrostem tego kąta, przy niezmiennych warunkach badania, zmniejsza się płynność badanych mas.

A.D. Goriaczlew i W.N. Mutiłow [23] celem uzyskiwania dużych płynności mas dodawali do nich środków powierzchniowo aktywnych. Okazało się przy tym, że dla takich mas wszystkie dotychczasowe metody pomiaru płynności nie zdały egzaminu. Wprowadzono więc nowy sposób, który polega na tym, że w tulei Ø = 54 i wysokości 132 mm posiadającej u dołu dwa okienka, zagęszczana jest masa w ilości 170 g. Na początku badania tłok prasujący próbkę jest ręcznie wciskany na pewną głębokość (51 mm) i wówczas okienka u dołu tulei są zamknięte. Po takim wstępnym zagęszczeniu okienka u dołu tulei są otwierane przez jej obrót, a masa jest dalej zagęszczana na ubijaku lub na prasie, dopóty, dopóki próbka nie uzyska wysokości 50 mm.

Tę ilość masy, która została wyciśnięta przez okienka u dołu formy należy odciąć i zważyć. Im ta odcięta ilość masy jest większa, tym większa jest jej płynność.

N.W. Afanasiew i W.F. Kosjakow [26] opracowali metodę pomiaru płynności mas, polegającą na zagęszczeniu ustalonej naważki masy w standartowej tulei prasowaniem dolnym, przy czym miernikiem płynności jest objętość masy wyciśnięta z dolnej

części tulei w jej część górną, przy ustalonym ciśnieniu prasowania.

Metoda określenia płynności mas zaproponowana przez W.F. Kosjakowa [26] polega na pomiarze stosunku wielkości siły ściskającej do siły zagęszczającej oddziaływujących na próbkę.

G.M. Orłow [27, 28] badał płynność mas formierskich i rdzeniowych oraz opracował metodykę jej pomiaru. Sposób pomiaru płynności mas formierskich i rdzeniowych G.M. Orłowa polega na tym, że w tulei Ø = 50 mm zagęszczana jest prasowaniem masa formierska w ilości 100 - 120 g, tak by wysokość próbki wynosiła 50 + 1 mm. W tulejce tej zaformowywany jest model wysokości 30 mm w kształcie połówki walca powstałej przez jego przecięcie wzdłuż osi. Po zaformowaniu próbki należy wypchnąć ją z tulejki, wyjąć model i mierzyć twardość powierzchniową twardościomierzem Dieterta w punktach a i b (patrz rys. 6).

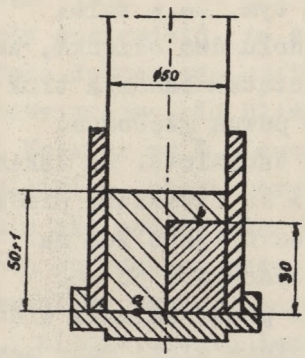
Wskaźnik płynności można obliczać ze wzoru

$$L_o = T_b - T_a \ [\%] \qquad (11)$$

gdzie:

T_b - twardość w punkcie b przyjmowana jest za 100%,

Ta - twardość w punkcie a w % twardości w punkcie b,



Rys. 6. Próba technologiczna na płynności mas formierskich poddanych prasowaniu [27]

lub ze wzoru

$$L_o = \frac{Ta}{Tb} \cdot 100 \ [\%] \qquad (12)$$

gdzie:

Tb - twardość w punkcie b mierzona w stopniach twardości Dieterta,

Ta - twardość w punkcie a mierzona w stopniach twardości Dieterta.

W przypadku pierwszego wzoru Orłowa - im mniejszy wskaźnik płynności - tym większa płynność. Natomiast w przypadku drugiego wzoru Orłowa wskaźnik płynności rośnie z jej wzrostem, G.M. Orłow [28] rozróżnia dwa rodzaje płynności: płynność statyczną i płynność dynamiczną.

Z porównania metod pomiaru płynności wynika, że określają one różne własności technologiczne mas np. metoda Kyle'a nadaje się dla mas zagęszczanych wstrząsaniem, metoda Afanasjewa-Kosjakowa określa płynność jako zdolność zapełniania wnęk w modelach, metoda Orłowa określa płynność jako zdolność do przepływania masy z jednej przestrzeni do drugiej pod obciążeniem oraz metoda Kosjakowa - jako zdolność mas do deformacji plastycznych bez zmian objętości itd.

Z tego krótkiego przeglądu metod badania płynności mas formierskich i rdzeniowych widać, że istnieją różne drogi postępowania podczas badania, wynikłe z różnych założeń. Mimo różnicy wskaźników technologicznych, uzyskane rezultaty są zbliżone.

J. Gittus [47] tłumaczy to podobieństwo jedną wspólną cechą wszystkich metod pomiaru, którą uzależnia od energii potrzebnej na zagęszczanie masy formierskiej lub rdzeniowej oraz od energii potrzebnej do następnego rozkruszenia tej ubitej masy.

Te dwie energie wiąże on jednym współczynnikiem "R", który nazywa współczynnikiem energii wiązania:

$$R = \frac{e}{E} \qquad (13)$$

gdzie:

e - energia zagęszczania,

E - energia potrzebna do rozkruszania.

Jeśli okaże się, iż energia E rozkruszania jednej z dwu mas o jednakowym stopniu zagęszczenia jest większa, to oznacza to, że masa ta jest bardziej lepka i trudniej ją przesiać przez sito. Dietert i Graham [43] wykazali, że energia rozry-

wania dwu ziaren piasku masy formierskiej E_r w stanie niezagęszczonym (np. energia jej przesiewania przez sito) jest proporcjonalna do energii zagęszczania tej masy.

Energię zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych prasowaniem można przedstawić w postaci pola pod wykresem indykatorowym prasowania, który dodatkowo ilustruje sposób narastania siły prasowania w miarę postępującej deformacji masy.

W.G. Rakogon i L.E. Komarow [41] stwierdzili doświadczalnie, że gradient $dF/d(\Delta H)$ (gdzie: F - siła prasująca oraz ΔH - deformacja absolutna masy) nie jest proporcjonalny do siły prasującej.

Gradient ten wg autorów zależy przede wszystkim od wysokości słupa masy w formie. Z drugiej zaś strony w pracy [43] zagęszczając masę przy pomocy ubijaka standartowego tzn. inną metodą niż to miało miejsce we wspomnianej pracy W.G. Rakogona i L.E. Komarowa wykazano, że ze wzrostem zawartości lepiszcza iłowego (bentonitu) oraz H_2O maleje praca zagęszczania, natomiast ze wzrostem wagi próbek masy (słupa masy) praca zagęszczania rośnie. Przyjmując, że pole pod krzywą zagęszczania odpowiada pracy zagęszczania można dojść do tych samych wniosków również na podstawie danych z pracy K.E.L. Nicholasa [48], który badał wpływ różnych czynników na własności mas zagęszczanych.

Nieco szersza ocena zależności energii zagęszczania prasowaniem od składu mas piaskowo-iłowych oraz ziarnistości była przeprowadzona w pracach [6 , 53]. Dane te będą jeszcze szczegółowo omówione w następnych rozdziałach.

1.4. Metody maszynowego zagęszczania form piaskowo-iłowych

W zależności od metody zagęszczania piaskowo-iłowych mas formierskich uzyskuje się różne stopnie zagęszczania tych mas w formach oraz zużywa się na ten cel różne ilości energii zagęszczania [53].

Wyróżnić można szereg sposobów zagęszczania maszynowego mas formierskich i rdzeniowych.

Do najstarszych sposobów maszynowego zagęszczania form należy prasowanie, zaś do najbardziej rozpowszechnionych - zagęszczanie wstrząsaniem. Teoretyczne podstawy tym dwu głównym sposobóm zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych dali N.P. Aksjonow i P.N. Aksjonow [50].

Do nowszych metod zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych zaliczana jest metoda dmuchowa, której podstawy teoretyczne w oparciu o badania W.G. Rakogona [54], B.Z. Czerniaka [55] i innych dał P.N. Aksjonow [1].

Prócz tych trzech głównych sposobów zagęszczania piaskowo-iłowych mas formierskich i rdzeniowych istnieje szereg sposobów łączenia tych metod. O celowości tego łączenia na przykładzie kombinacji wstępnego nadmuchiwania z następnym doprasowaniem wspomniano już wyżej. Innym bardzo szeroko stosowanym sposobem kombinowanego zagęszczania mas jest metoda wstrząsowo-prasująca.

Do kombinowanych sposobów zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych można zaliczyć sposób grawitacyjno-prasujący [18].

Dodatkowym czynnikiem powodującym lepsze zagęszczanie mas piaskowo-iłowych jest wibracja. Stąd też istnieje szereg prac [32,, 15, 16], w których tłumaczy się działanie wibracji jako czynnika powodującego rozluźnienie więzi pomiędzy poszczególnymi cząsteczkami osnowy piaskowej mas formierskich i rdzeniowych, a tym samym - powodującego zmniejszenie sił tarcia pomiędzy tymi cząsteczkami oraz jako czynnika zmieniającego przyspieszenie masy podczas drgań w ten sposób, że w przypadku, gdy ruch ten jest zgodny z kierunkiem działania sił ciężkości, przyspieszenie działające na masę jest kilkakrotnie wyższe od przyspieszenia ziemskiego i w efekcie masa jest sprasowywana pod wpływem własnego ciężaru.

Szczególnie dużo opracować naukowo-badawczych pojawia się w ostatnich latach z zakresu prasowania piaskowo-iłowych mas formierskich, a szczególnie ich prasowania pod wysokimi naciskami. W pracy [13] omawiana jest metodyka wyznaczania sił nacisku prasującego potrzebnego dla zagęszczenia form. Autorzy tej pracy, poprzez zmodyfikowanie wzorów G.M. Orłowa, uzysku-

ją lepszą ich zgodność z danymi eksperymentalnymi uzyskanymi na drodze zagęszczania form z prostymi modelami. Modyfikacja tej znanej zależności Orłowa określającej wielkość siły prasowania form, wyprowadzonej w oparciu o równanie równowagi granicznej gruntów i uproszczony rozkład naprężeń w formie, polega na uwzględnieniu wpływu tarcia masy formierskiej lub rdzeniowej o płytę prasującą oraz o model. Autor omawianej pracy stwierdził, że istniejące empiryczne wzory określające zależność stopnia zagęszczenia form bez modeli od sił zagęszczania, są w praktyce, gdzie zagęszcza się formy z modelami, nieprzydatne.

A. Wietiszka i G.M. Orłow [17] podejmują próbę zastosowania, dla celów zagęszczania mas piaskowo-iłowych szybkiego, dynamicznego prasowania. Autorzy omawianej pracy ustalili, że przy prędkościach odkształcenia większych niż 19 m/sek stopień zagęszczania rósł proporcjonalnie do narastania energii kinetycznej prasowania lub też, innymi słowy, proporcjonalnie do kwadratu prędkości deformacji masy. W tychże badaniach stwierdzono, że przy dynamicznym zagęszczaniu ilość energii potrzebna do otrzymania tego samego stopnia zagęszczania w porównaniu z zagęszczeniem statycznym jest większa. Można to wytłumaczyć za pomocą wzoru doświadczalnego N.A. Nasiedkina dla gruntów [11].

$$P = P_{st} \cdot e^{b} \cdot v^{2} \qquad (14)$$

gdzie:

- P - reakcja (opór) gruntu na działanie czynników odkształcających,
- P_{st} - opór gruntu przy statycznym obciążeniu-
- v - prędkość odkształcenia,
- b - stała,
- e - podstawa logarytmu naturalnego.

Ta doświadczalna zależność może być analizowana tylko jakościowo. Mówi ona o tym, że przy szybkich odkształceniach opór ciała sypkiego powinien być tym większy, im większa jest prędkość odkształcenia.

Tak więc w szybko przebiegających procesach, na przykład przy szybkim prasowaniu form, opór odkształcenia przy obciążeniu dynamicznym rośnie oraz praca właściwa zagęszczania jest proporcjonalna do kwadratu prędkości odkształcenia [11]. Problemy zagęszczania prasowaniem, a w szczególności prasowanie pod wysokimi naciskami oraz metody uzyskania równomiernie zagęszczonych prasowaniem form były także tematem całego szeregu prac, w których między innymi analizowane są sposoby zagęszczania mas płytami segmentowymi (wielotłocznymi) oraz przy pomocy płyt kratowych [7, 20, 23, 24, 33, 34, 58 i inni].

1.5. Interpretacje mechanizmu zagęszczania

Pierwsze próby teoretycznego ujęcia zagadnień prasowania doprowadziły do empirycznych równań prasowania [35 oraz 51], bez wnikania w mechanizm samego zagęszczania podczas prasowania.

Analiza mechanizmu zagęszczania mas podczas ich prasowania zawarta jest w pracach szeregu autorów.

W.N. Mutiłow [10] wyprowadził w oparciu o prawo równowagi sił podczas prasowania ogólne równanie prasowania mas formierskich i rdzeniowych w zamkniętych przestrzeniach. Jak wynika z prawa równowagi sił, działanie sił tarcia wewnętrznego w masie, jak również spójności masy jest równoważne działaniu siły nacisku bocznego (rys. 7).

Ogólne teoretyczne równanie prasowania form ma postać

$$P_z = P_{p\tau} \cdot e^{\frac{-2(a+b)}{a.b} \cdot \mu \cdot \varphi \cdot z} \qquad (15)$$

gdzie:

P_z - reakcja masy na głębokość z w formie,

$P_{p\tau}$ - nacisk prasujący płyty,

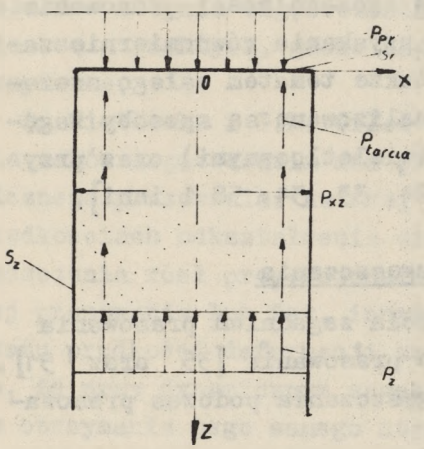
e - podstawa logarytmu naturalnego,

a i b - długość i szerokość formy,

μ - współczynnik tarcia masy,

φ - współczynnik nacisku bocznego masy,

z - odległość danego punktu do górnej powierzchni formy.



Rys. 7. Równowaga sił podczas prasowania mas formierskich w skrzynkach formierskich [10] $P_{pł}$ - ciśnienie od płyty prasującej, $P_{taré}$ - siła tarcia jednostkowego pomiędzy masą a skrzynką (modelem) na głębokości z, P_z - reakcja masy formierskiej na głębokości z, P_{xz} - ciśnienie boczne w wyniku działania którego powstaje siła tarcia statycznego

W.N. Mutiłow analizując dalej proces zagęszczania mas stwierdza, iż wskutek ograniczenia deformacji u dołu i u góry formy powstają tzw, "piramidy deformacji" (rys. 8).

W związku z powyższym do wzoru (15) należy wprowadzić współczynnik W, wnoszący poprawkę na zmianę ciśnienia bocznego.

Tak więc

$$P_{xz} = W \cdot \varphi \cdot P_z \qquad (16)$$

Z rys. 8 widać, że Δ BAC jest podobny do Δ CPQ z czego wynika, że zajdzie zależność $OQ = \frac{OP}{2\varphi}$ oraz, że równanie prostej PQ będzie

$$x = \frac{a}{2} - 2\varphi \cdot z \qquad (17)$$

skąd

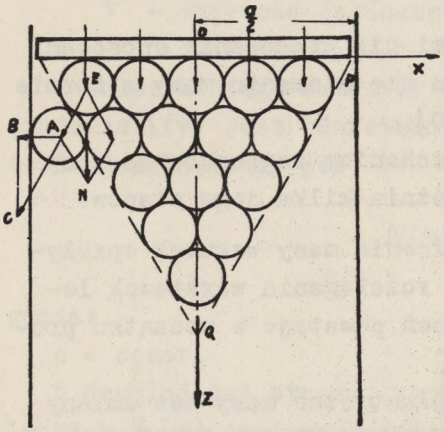
$$x \cdot \frac{2}{a} = 1 - \frac{4\varphi}{a} \cdot z \qquad (17a)$$

lub

$$W' = 1 - \frac{4\varphi}{a} \cdot z \qquad (17b)$$

gdzie:

$W' = \frac{2}{a} \cdot x$ - zmienia się od 1 do 0 przy wzroście z od 0 do $\frac{4\varphi}{a} \cdot z$.



Rys. 8. Piramida deformacji w zagęszczonej masie teoretycznej wg W.N. Mutiłowa [10]

W celu otrzymania wartości współczynnika W należy przyjąć, że $W = 1 - W'$ a podstawiając w to wyrażenie zamiast W' wyrażenie $\frac{2}{a} x$ otrzymamy

$$W = \frac{4\varphi}{a} \cdot z \qquad (18)$$

W.N. Mutiłow oparł swoją analizę na modelu mechanizmu zagęszczania hipotetycznej masy formierskiej z tzw. "piramidami deformacji".

Jiri Ornst [34], analizując ten model wyprowadził inną zależność

$$P_z = P_{p\tau} \cdot e^{\frac{-\mu(a+b)}{4b} - \frac{2\mu(a+b)z}{a.b}} \qquad (19)$$

Autor ten twierdzi w dalszej części swej pracy, iż równanie uzyskane z modelu zagęszczania Mutiłowa pozwalają wyznaczyć w sposób pośredni współczynniki tarcia wewnętrznego mas oraz nacisku bocznego ξ. Stwierdza również, że współczynnik ξ ma większy wpływ na zagęszczanie się masy aniżeli współczynnik μ.

W pracy [22] L.F. Wygodnier w sposób teoretyczny uzyskał zależność żądanego stopnia zagęszczania formy, gabarytów formy oraz parametrów charakteryzujących własność masy formierskiej takich jak współczynnik tarcia wewnętrznego mas oraz współczynnik nacisku bocznego od impulsu sił zewnętrznych,potrzebnych dla uzyskania wymaganego stopnia zagęszczenia, przy czym przyjmuje on, że podczas deformacji masy opory stawiane przez masę pochodzą od wzajemnego tarcia o siebie ziarenek piasku otoczonych błonkami wilgotnego lepiszcza, przez co faktycznie tarcie to jest tarciem lepkim i może być określone współczynnikiem lepkości.

Mechanizm zagęszczania mas innymi niż prasowanie sposobami można przy rozpatrywaniu zachowania się elementu masy w formie zawsze sprowadzić do prasowania [50].

G.F. Bałandin [14] analizując mechanizm zagęszczania masy formierskiej dowolnym sposobem wyróżnia kilka jego etapów:

1) sprężyste odwracalne odkształcenie masy wskutek sprężystych odkształceń ścinania i rozciągania warstewek lepiszcza. Ten rodzaj odkształceń powstaje w początku procesu zagęszczania masy,
2) nieodwracalne odkształcenie plastyczne masy bez zmiany jej objętości w wyniku plastycznego odkształcenia warstewek lepiszcza,
3) nieodwracalne odkształcenie masy ze zmianą jej objętości, tj, zagęszczenie w wyniku przemieszczenia się ziarenek piasku dla zapełnienia przez nie porów znajdujących się między ziarenkami piasku.

Zdaniem omawianego autora w różnych punktach formy uzyskuje się niejednoczesny przebieg tych trzech etapów odkształcenia.

W jednych miejscach zachodzi odkształcenie charakterystyczne dla trzeciego etapu odkształcenia, a w innych rozpoczyna się faza odkształcenia charakterystyczna dla pierwszego etapu odkształcenia. G.F. Bałandin proponuje w tej pracy by traktować masę formierską jako materiał lepkosprężysty. Odpowiada to także współczesnym poglądom na charakter i właściwości gruntów poddawanych odkształceniom [1]. Teorią tą zajmował się P.N.

Aksjonow [1], który ją zmodyfikował. Teoria Bałandina-Aksjonowa zakłada, iż elementarna praca oporu sił wewnętrznych podczas zagęszczania masy formierskiej może być zapisana w postaci

$$da = -\Lambda(v)\, dv \tag{20}$$

gdzie:

$\Lambda(v)$ - naprężenie ściskające między ziarenkami piasku podczas ich przemieszczania względem siebie, zależne od v,

v - objętość jednostkowa por przypadających na jedno ziarenko.

W dalszym ciągu w teorii tej przyjmuje się, że wielkość naprężenia $\Lambda(v)$ jest odwrotnie proporcjonalna do kwadratu objętości jednostkowej por

$$\Lambda(v) = \frac{c}{v^2} \tag{21}$$

gdzie:

c = const.

Z drugiej zaś strony, zgodnie z hipotezą Newtona dla ciał lepkich $\Lambda(v)$ jest proporcjonalne do prędkości odkształcenia masy

$$\Lambda(v) = \lambda(v) \cdot \dot{\varepsilon} \tag{22}$$

gdzie:

$\lambda(v)$ jest współczynnikiem lepkości masy.

Z równań (21) oraz (22) wynika, że

$$\lambda(v) = \frac{c}{v^2} \cdot \frac{1}{\dot{\varepsilon}} \tag{23}$$

a dla masy maksymalnie spulchnionej

$$\lambda_o(v) = \frac{c}{v_o^2} \cdot \frac{1}{\dot{\varepsilon}} \tag{23a}$$

gdzie:

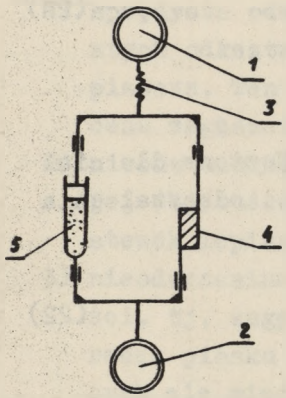
v_o - objętość por maksymalnie spulchnionej masy przypadająca na jedno ziarenko piasku.

Uwzględniając powyższą zależność P.N. Aksjonow wyprowadził wzór na elementarną pracę zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych w postaci

$$a = \lambda_o \cdot \varepsilon \cdot \frac{v_o}{v} (v_o - v) \qquad (24)$$

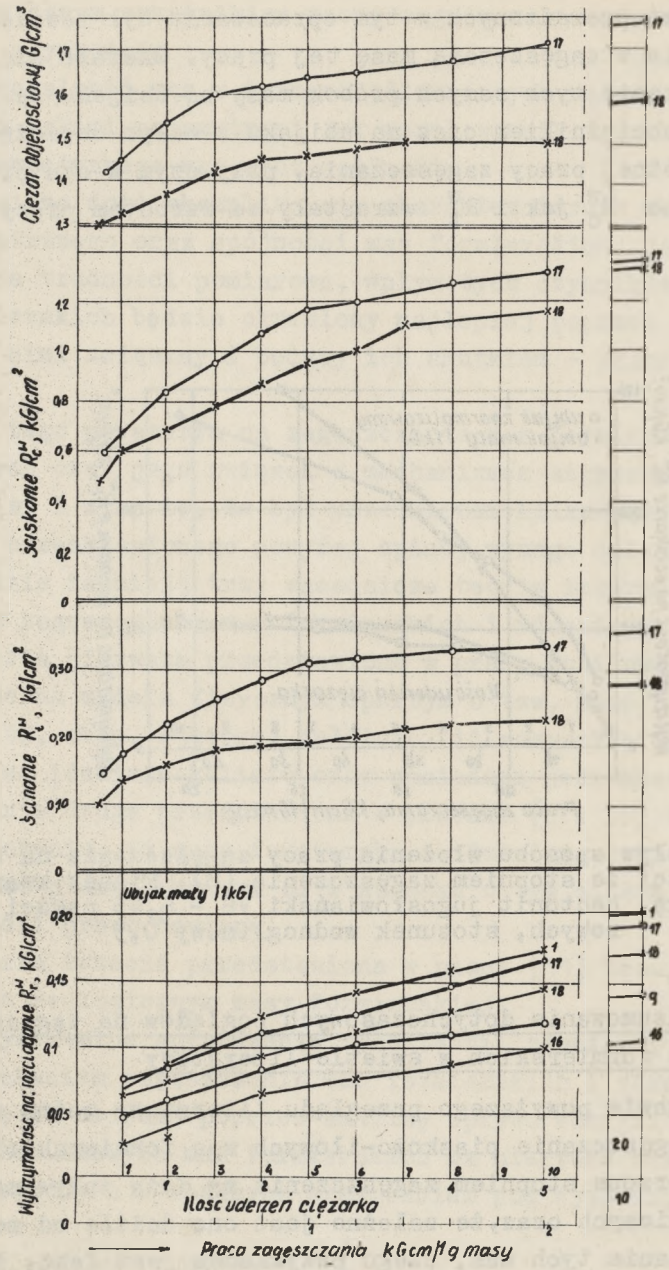
Teoria zagęszczania mas G.F. Bałandina jest oparta na założeniu, iż masa jest ciałem sypkim lepko-sprężystym. Model reologiczny mas (rys. 9) i teoria zbudowana na jego podstawie [11] bazują również na tym samym założeniu.

Model ten składa się z trzech elementów wiążących ze sobą dwa ziarenka piasku w masie:
z elementu sprężystego, którym rządzi prawo sprężystości Hookea, z elementu plastycznego Saint-Venanta oraz z elementu lepkiego Newtona.



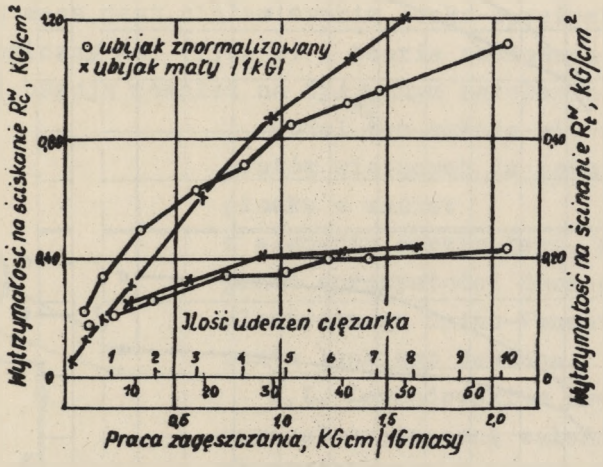
Rys. 9. Model reologiczny masy formierskiej lub rdzeniowej [11] gdzie:
1,2 - ziarna osnowy piaskowej, 3 - element sprężysty Hoocka 4 - element plastyczny Saint-Venanta, 5 - element lepki Newtona

J.L. Lewandowski w swej pracy [8] uzyskał empiryczną zależność ciężaru objętościowego i innych własności ubijanej masy o zawartości 10 cz.c. gliny od pracy zagęszczania, lecz przy różnych powierzchniach właściwych zagęszczanego piasku, krzywe 1 i 17 dotyczą mas na osnowie piasku, z Sieradza, 9 z Krzeszówka, 16 - mas na osnowie ze żwirku oraz 18 mas na piasku z Pogorii (rys. 10). Efektem tego jest stwierdzenie, że im mniejsza powierzchnia właściwa piasku w cm^2/G tym wyższy przy tej samej pracy zagęszczania stopień zagęszczania w g/cm^3, czyli innymi słowy masa drob-



Rys. 10. Zależność ciężaru objętościowego przy znanych składach tych mas oraz własności wytrzymałościowych mas formierskich od pracy zagęszczania kGcm [8]

noziarnista wymaga większej ilości energii zagęszczania.Przedmiotem badań prowadzonych w tym opracowaniu był również sposób wprowadzenia w zagęszczaną masę tej pracy. Okazało się (rys.11), że zagęszczenie tych samych próbek masy na ubijaku ze znormalizowanym obciążnikiem oraz na ubijaku z małym obciążnikiem wymagało różnej pracy zagęszczania, przy czym w obu przypadkach zarówno R_c^w jak i R_t^w wzrastały ze wzrostem pracy zagęszczania.



Rys. 11. Wpływ sposobu włożenia pracy zagęszczania na zmianę wytrzymałości ze stopniem zagęszczenia.[8] Piasek kwarcowy z Krzeszówka, bentonit jugosłowiański V6 - 6,45 części ciężarowych, stosunek wodnoglinowy 0,5

1.6. Podsumowanie dotychczasowych poglądów na zagęszczanie mas formierskich w świetle literatury

Na podstawie powyższego przeglądu literatury można stwierdzić, że zagęszczanie piaskowo-iłowych mas formierskich i rdzeniowych mierzone stopniem zagęszczenia ma duży wpływ na jakość form odlewniczych oraz,że zależne jest ono ściśle od mechanizmu zagęszczania tych mas, czego przykładem jest fakt, że przy różnych sposobach zagęszczenia jest ono różne w poszczególnych miejscach tych samych form odlewniczych.

Technologicznym wskaźnikiem oceny zagęszczalności mas jest wskaźnik płynności.

Zagęszczalność mas w formach odlewniczych należy wiązać głównie z takimi parametrami jak współczynnik tarcia wewnętrznego i zewnętrznego mas oraz spójność.

Z uwagi na dość skomplikowany charakter tarcia wewnętrznego, zewnętrznego oraz spójności mas formierskich, jak również z uwagi na trudności pomiarowe, wpływ tych czynników na jakość mas formierskich będzie określony najlepiej poprzez parametr ściśle z nimi związany i będący ich skutkiem - pracę zagęszczania mas.

Wpływ tego parametru na zagęszczanie mas formierskich i rdzeniowych oraz jego związek z mechanizmem zagęszczania jest niewątpliwy i mimo to, że był przedmiotem kilku prac, jak to wynika z przedstawionego powyżej opisu, wymaga dalszych badań.

Aktualnie istnieją trzy zasadnicze teorie interpretujące mechanizm zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych:

1) teoria pierwsza przedstawiona w pracy Mutiłowa [10] bazuje na modelu fizycznym opartym o tzw, masę hipotetyczną tj. masę, w której założono, iż wszystkie jej cząsteczki są idealnie kuliste oraz posiadają jednakową wielkość,
2) teoria druga przedstawiona w pracach [2 i 57] bazuje na założeniu, iż masa formierska i rdzeniowa jest ciałem lepko-plastycznym, i że w związku z tym ciałem takim rządzi prawo Newtona,
3) teoria trzecia przedstawiona w pracy [11] bazuje na modelu reologicznym masy formierskiej.

Eksperymentalne sprawdzenie tych teorii rzuciłoby nowe światło na mechanizm zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych. Najłatwiej to uczynić poprzez analizę wpływu energii zagęszczania piaskowo-iłowych mas formierskich na niektóre własności form odlewniczych wykonanych prasowaniem pod wysokimi naciskami.

2. CEL I ZAKRES PRACY

Celem pracy jest przebadanie podstaw teoretycznych i eksperymentalne sprawdzenie wzajemnego wpływu energii zagęszczania piaskowo-iłowych mas formierskich oraz niektórych własności form odlewniczych bez użycia modeli i z modelami odlewniczymi. Wybór wysokich nacisków prasowania dla przeprowadzenia prób z pomiarem wpływu energii zagęszczania na niektóre własności form odlewniczych oraz rdzeni i vice versa jest podyktowany kilkoma przyczynami.

Straty energii przy zagęszczaniu prasowaniem pod wysokimi naciskami są dość znaczne, stąd też potrzeba właściwego, optymalnego doboru wielkości pracy zagęszczania.

Z uwagi na dość znaczne energie zagęszczania ze względów czysto pomiarowych wygodniej posługiwać się tym sposobem zagęszczania, gdyż wielkość błędów względnych przeprowadzanych pomiarów będzie najniższa.

Innym jeszcze czynnikiem, który zadecydował o wyborze tej metody zagęszczania mas jest fakt, że prasowanie pod wysokimi naciskami, w związku z dużymi jego zaletami jest metodą znajdującą coraz większe zastosowanie.

Celem wstępnego określenia zależności energii zagęszczania od rodzaju mas piaskowych istotnym zagadnieniem jest przebadanie wpływu składu mas formierskich i rdzeniowych na tę zależność.

Dalszym ciągiem dokładniejszych studiów nad przyczynami zachowania się mas piaskowych o różnym składzie winna być próba określenia teoretycznych podstaw zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych, a więc analiza ich mechanizmu zagęszczania.

W tym celu przy wykorzystywaniu teoretycznych modeli fizycznych mas piaskowych należy na drodze teoretycznej określić zależności energii wewnętrznej i zewnętrznej zagęszczania mas piaskowych od parametrów masy w postaci funkcji matematycznych opisanych odpowiednimi formułami i wykresami. Poważnym czynnikiem kształtującym wielkość energii zagęszczania jest szybkość

deformacji słupa masy w formie odlewniczej, wpływająca na wydajność formierek prasujących.

Do modeli masy piaskowej można zaliczyć model, w którym przyjmuje się cząsteczkową strukturę mas, przy czym wszystkie cząsteczki (ziarenka) masy posiadają kształt kulisty oraz są jednakowej wielkości (tzw. masa hipotetyczna).

Do innych modeli mas formierskich i rdzeniowych należą tzw. modele reologiczne, symulujące własności sprężyste, lepkie i plastyczne mas.

W oparciu o taki model zbudowana jest również teoria Bałandina [14] i jej modyfikacje [2, 57] mimo, że w pracach tych nie mówi się o tym wprost.

Zależności matematyczne wyprowadzone w oparciu o modele fizyczne masy piaskowej w związku z uproszczeniami wnoszonymi przez w/w modele opisują, rzecz jasna, również w pewnym przybliżeniu rzeczywistość.

Ustalenie korelacji danych uzyskanych na drodze teoretycznej - z danymi rzeczywistymi wymaga eksperymentalnego wyznaczenia zależności tak energii wewnętrznej, jak i zewnętrznej zagęszczania od parametrów formy i rdzennicy, masy formierskiej i rdzeniowej oraz warunków zagęszczenia (szybkości deformacji - zagęszczenie statyczne oraz zagęszczenie dynamiczne).

Z teoretycznego punktu widzenia zależności te mogą stanowić potwierdzenie lub też zaprzeczenie prawidłowości założonych do rozważań modeli fizycznych masy formierskiej oraz mechanizmu jej zagęszczania, a w przypadku ich potwierdzenia wyprowadzone formuły matematyczne mogą być wykorzystane jako punkt wyjściowy do badań energii zagęszczania mas z modelami odlewniczymi.

W przypadku potwierdzenia w/w zależności praktyka przemysłowa może zyskać nowy, uniwersalny oraz dokładny sposób oceny działania różnych dodatków na zagęszczalność mas, zastępujący lub uzupełniający znane dotychczas próby technologiczne badania płynności. Wyprowadzone zależności mogą służyć do pośredniego pomiaru niektórych własności masy, trudnych do wyznaczenia wprost, takich jak współczynnik tarcia wewnętrznego, spójność masy itd.

Zależności wiążące stopień zagęszczenia masy z energią potrzebną na ten cel mogą być wykorzystane, w przypadku znanego rozkładu stopnia zagęszczenia wzdłuż wysokości form, do porównawczego oszacowania minimalnej ilości energii potrzebnej do wykonania formy.

Do parametrów charakteryzujących między innymi własności mas piaskowych można zaliczyć współczynnik tarcia wewnętrznego, który jednakże nie jest wielkością stałą i zależy zarówno od składu mas, jak i przypuszczalnie od stopnia ich zagęszczenia.

Ustalenie tych zależności jest szczególnie istotne przy rozpatrywaniu wielkości energii wewnętrznej zagęszczenia, albowiem wielkość ta nie jest wprost proporcjonalna do deformacji słupa masy, lecz jest funkcją zarówno deformacji, jak i zmiennej wartości współczynnika tarcia wewnętrznego.

W celu eksperymentalnego potwierdzenia wpływu stopnia zagęszczenia na gładkość i dokładność wymiarową odlewów oraz w celu ilościowego określenia tego wpływu, należy dla różnych składów mas piaskowych wykonać odpowiednie badania. Ten ostatni rozdział pracy, odrębny charakterem od wszystkich pozostałych rozdziałów powinien stanowić potwierdzenie celowości dążenia do uzyskania wysokich stopni zagęszczeń, względnie niecelowości stosowania - z przyczyn ekonomicznych - tych największych zagęszczeń.

3. BADANIA WŁASNE

3.1. Wpływ niektórych czynników na energię zagęszczania prasowaniem pod wysokimi naciskami

3.1.1. Metodyka badań

Formy wykonywano zagęszczając masy na maszynie wytrzymałościowej firmy Schopper. Wielkość pracy zagęszczania mierzono na wykresie indykatorowym. Szybkość deformacji w czasie badań

była ustalona i wynosiła 20 mm/min., a wielkość deformacji wynosiła każdorazowo 80 mm.
Do prób użyto piasek drobnoziarnisty z Krzeszówka o ziarnistości 70/100/140.

Masy wykonywano w laboratoryjnej mieszarce krążnikowej, przy czym suche składniki mieszano wstępnie dwie minuty, a po dodaniu ciekłych składników mas, mieszano całość jeszcze w przeciągu 8 minut.

Po zagęszczeniu walcowe formy bez modeli wiercono wzdłuż osi na przyrządzie opisanym we wprowadzeniu (patrz rys. 2) celem określenia rozkładu stopnia zagęszczenia wzdłuż ich wysokości.

Masy zagęszczano bez modeli w tulejkach Ø = 80 mm oraz Ø = 150 mm. W tulejce Ø = 80 mm zagęszczano każdorazowo po 1 kg masy, zaś w tulejce Ø = 150 mm - 4 kg masy.

Przebadano syntetyczne masy formierskie, których składy podano w tabl. 1. Z każdej masy wykonywano po 3 próbki, a wszystkie próby powtarzano 3-krotnie celem uzyskania lepszej zgodności wyników, tzn., że uzyskiwane wyniki były wynikami średnimi z 9 próbek.

3.1.2. Wyniki badań

3.1.2.1. Wpływ zawartości wody w masach piaskowo-iłowych na energię ich zagęszczenia oraz własności wytrzymałościowe

Do próby określenia wpływu zawartości wody na wielkość energii zagęszczenia użyto metalową tulejkę Ø 80 mm oraz tulejkę Ø = 150 mm.

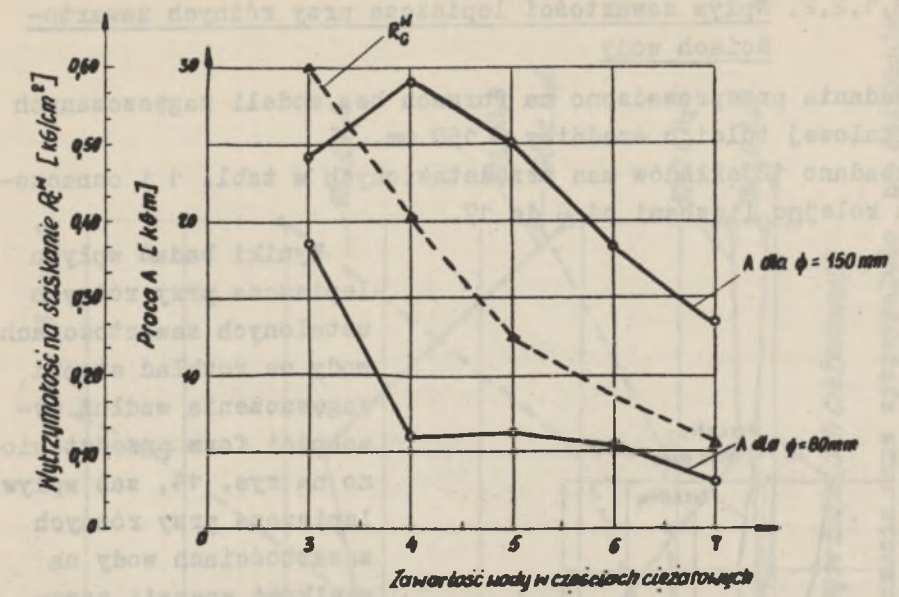
Przebadano łącznie pięć rodzajów mas oznaczonych w tabl. 1 liczbami kolejnymi od 1 do 5.

Wyniki prób przedstawiono na wykresach (rys. 12 i 13). Z analizy tych wykresów wynika między innymi, że istotnych różnic w rozkładzie stopnia zagęszczenia form w tulei Ø 80 mm i Ø 150 mm nie widać, zaś ze wzrostem zawartości wody maleje praca zagęszczenia mas. Zmniejsza się także wytrzymałość mas na ściskanie.

Tablica 1

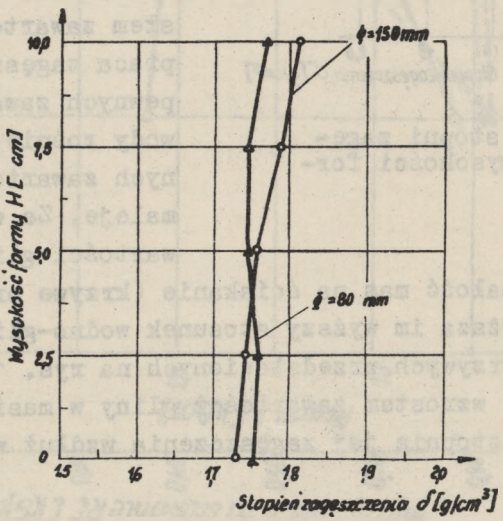
Zestaw kwarcowo-iłowy mas formierskich użytych do określenia wpływu poszczególnych składników tych mas na wielkość energii zagęszczania pod wysokimi naciskami

Lp.	Masy użyte do:	Składniki mas formierskich w częściach ciężarowych					
		Piasek kwarcowy	Glina GM III	Bentonit z Radzionkowa	Woda	Mazut	Nafta
1	Określenia wpływu zawartości wody	90	10	-	3	-	-
2		90	10	-	4	-	-
3		90	10	-	5	-	-
4		90	10	-	6	-	-
5		90	10	-	7	-	-
6	Określenia wpływu zawartości lepiszcza przy różnych zawartościach wody	100	5	-	5	-	-
7		100	10	-	5	-	-
8		100	15	-	5	-	-
9		100	20	-	5	-	-
10		100	5	-	10	-	-
11		100	10	-	10	-	-
12		100	15	-	10	-	-
13		100	20	-	10	-	-
14		100	5	-	15	-	-
15		100	10	-	15	-	-
16		100	15	-	15	-	-
17		100	20	-	15	-	-
18	Określenia wpływu rodzaju lepiszcza iłowego	100	4	-	6	-	-
19		100	6	-	6	-	-
20		100	8	-	6	-	-
21		100	10	-	6	-	-
22		100	-	4	6	-	-
23		100	-	6	6	-	-
24		100	-	8	6	-	-
25		100	-	10	6	-	-
26	Określenia wpływu środków zmniejszających tarcie	100	6	-	6	-	-
27		100	6	-	2	-	1
28		100	6	-	2	-	2
29		100	6	-	2	-	3
30		100	6	-	2	1	-
31		100	6	-	2	2	-
32		100	6	-	2	3	-



Rys. 12. Wpływ zawartości wody na energię zagęszczania oraz wytrzymałość na ściskanie piaskowo-iłowych mas formierskich

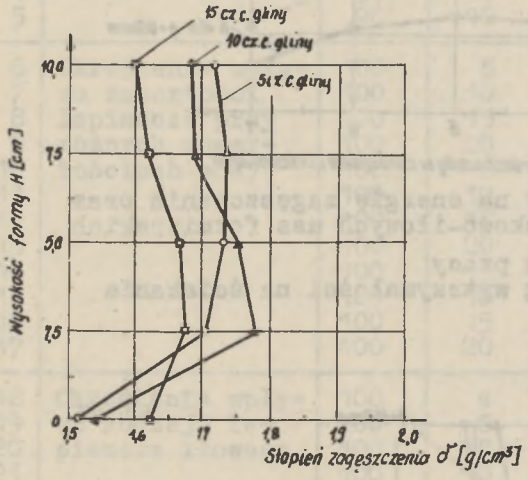
krzywa o——o oznacza przebieg pracy
krzywa Δ– – –Δ oznacza przebieg wytrzymałości na ściskanie



Rys. 13. Rozkład stopni zagęszczania wzdłuż wysokości form

3.1.2.2. Wpływ zawartości lepiszcza przy różnych zawartościach wody

Badania przeprowadzono na formach bez modeli zagęszczanych w metalowej tulei o średnicy Ø 150 mm.
Przebadano 12 składów mas przedstawionych w tabl. 1 i oznaczonych kolejno liczbami od 6 do 17.

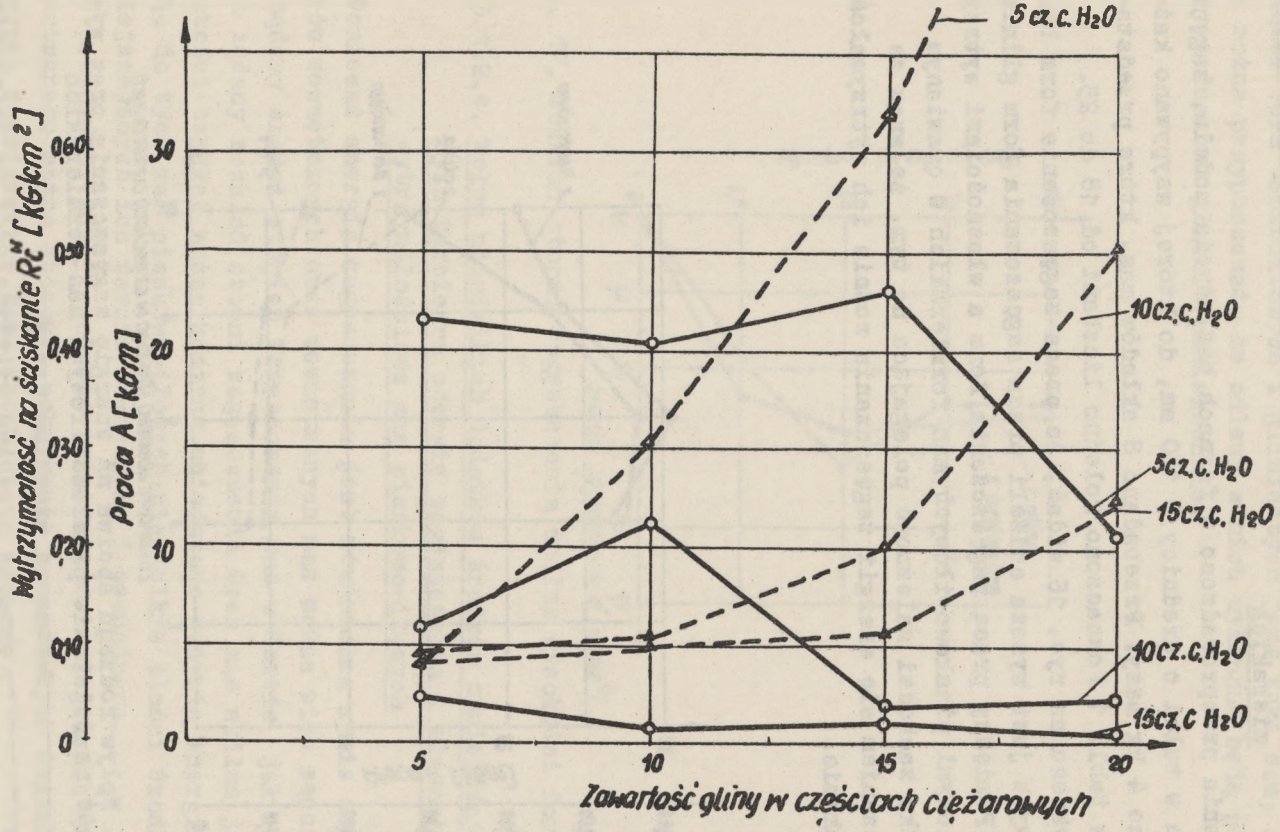


Rys. 14. Rozkład stopni zagęszczania wzdłuż wysokości formy

Wyniki badań wpływu lepiszcza przy różnych ustalonych zawartościach wody na rozkład stopni zagęszczenia wzdłuż wysokości form przedstawiono na rys. 14, zaś wpływ lepiszcza przy różnych zawartościach wody na wielkość energii zagęszczenia zilustrowano wykreślnie na rys. 15.

Z przebiegu krzywych przedstawionych na rys. 15 wynika, iż ze wzrostem zawartości gliny praca zagęszczenia przy pewnych zawartościach wody rośnie, a przy innych zawartościach wody maleje. Ze wzrostem zawartości gliny rośnie natomiast wytrzymałość mas na ściskanie (krzywe przerywane), która jest tym wyższa im wyższy stosunek wodno-glinowy.

Na podstawie krzywych przedstawionych na rys. 14 można stwierdzić, że ze wzrostem zawartości gliny w masie maleje nierównomierność stopnia jej zagęszczenia wzdłuż wysokości formy.

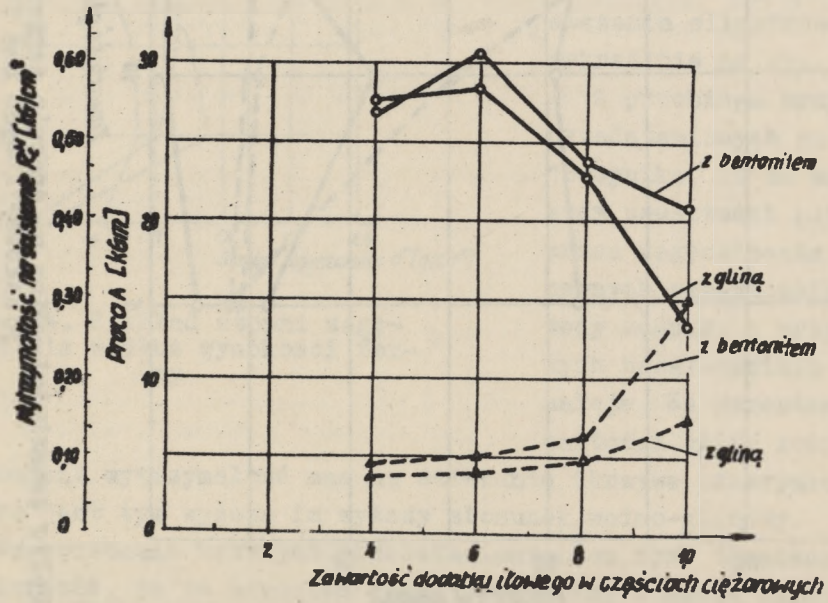


Rys. 15. Wpływ zawartości gliny na energię zagęszczania oraz wytrzymałość na ściskanie piaskowo-iłowych mas formierskich

3.1.2.3. Wpływ rodzaju lepiszcza iłowego na wielkość pracy zagęszczania i własności wytrzymałościowe mas formierskich

Badania przeprowadzono w formach bez użycia modelu, zagęszczonych w tulei o średnicy Ø 150 mm, do której wsypywano każdorazowo 4 kg masy. Przebadano 8 składów mas, które przedstawiono w tabl. 1 i oznaczono kolejno liczbami od 18 do 25.

Z wykresu na rys. 16 widać, że praca zagęszczania form bentonitowych jest wyższa aniżeli praca zagęszczania form gliniastych. Pomiędzy pracą zagęszczania form a własnościami wytrzymałościowymi piaskowo-iłowych mas formierskich w omawianym przypadku zachodzi zależność polegająca na tym, że wraz ze zmniejszaniem się energii zagęszczania rośnie ich wytrzymałość na ściskanie.

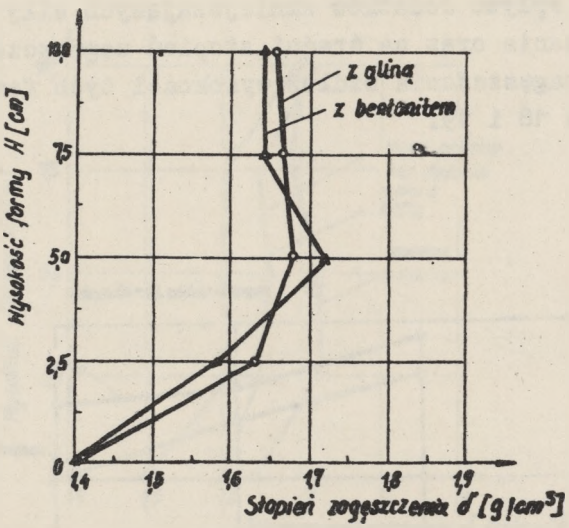


Rys. 16. Wpływ rodzaju spoiwa na energię zagęszczania oraz wytrzymałość na ściskanie piaskowo-iłowych mas formierskich

krzywa o——————o oznacza przebieg pracy

krzywa Δ— — — —Δ oznacza przebieg wytrzymałości na ściskanie

Jak wynika z rys. 17 rozkład stopni zagęszczenia wzdłuż wysokości form bentonitowych i gliniastych jest taki sam, a zatem można przypuszczać, że odlewy w nich wykonane będą posiadały jednakowo gładkie powierzchnie.



Rys. 17. Rozkład stopni zagęszczenia wzdłuż wysokości form

3.1.2.4. Wpływ niewielkich dodatków środków zmniejszających tarcie na energię zagęszczania i własności wytrzymałościowe mas piaskowo-iłowych

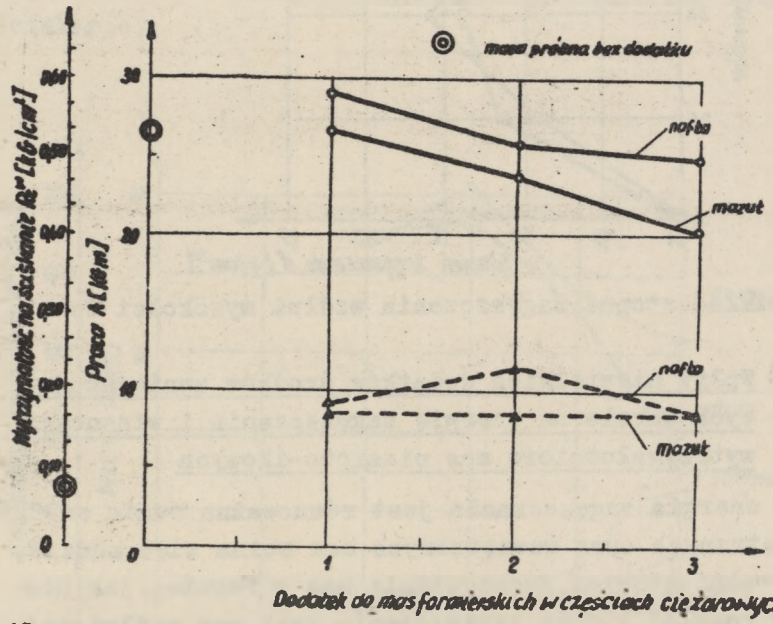
Ponieważ energia zagęszczania jest równoważna sumie energii oporów zewnętrznych oraz wewnętrznych mas można więc sądzić, że żądany średni stopień zagęszczenia mas w formie, jak również żądany rozkład stopni zagęszczenia tych mas wzdłuż jej wysokości uzyskać można kosztem mniejszego zużycia energii dodając do tych mas piaskowo-iłowych niewielkie ilości środków zmniejszających ich tarcie wewnętrzne i zewnętrzne.

W przypadku, gdyby chodziło wyłącznie o zmniejszenie tarcia zewnętrznego można stosować pokrywanie wewnętrznych ścianek skrzynek formierskich tymi środkami.

Próby wykonano w tulei metalowej o średnicy Ø = 80 mm, w której zagęszczano masy z niewielkimi dodatkami nafty oraz mazutu. Przebadano 7 składów mas, które przedstawiono w tabl. 1 i oznaczono kolejno liczbami od 26 do 32.

Masę oznaczoną w tabl. 1 liczbą 26 nie zawierającą dodatków zmniejszających tarcie przyjęto jako masę wzorcową.

Wyniki badań wpływu dodatków zmniejszających siły tarcia na energię zagęszczania oraz na średni stopień zagęszczania form i rozkład tego zagęszczania wzdłuż wysokości tych form przedstawiono na rys. 18 i 19.

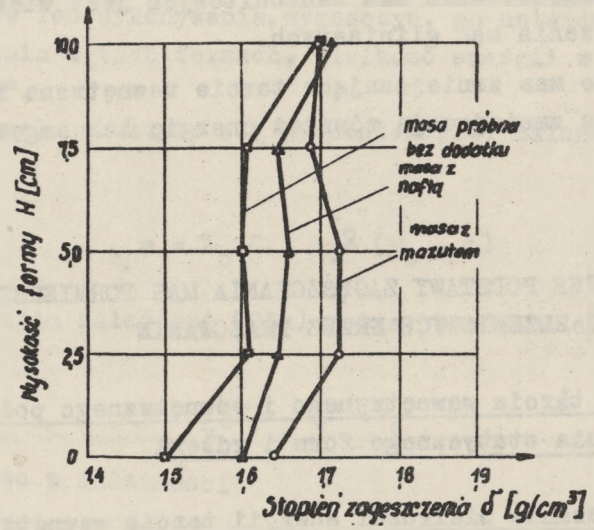


Rys. 18. Wpływ dodatku zmniejszającego siły tarcia podczas zagęszczania na energię zagęszczania oraz wytrzymałość na ściskanie piaskowo-iłowych mas formierskich

krzywa o——————o oznacza przebieg pracy

krzywa Δ— — — — —Δ oznacza przebieg wytrzymałości na ściskanie

Z wykresu na rys. 18 widać, że dla zagęszczenia mas z dodatkami zmniejszającymi siły tarcia potrzeba znacznie mniejszego wkładu pracy, przy czym dodatek mazutu lepiej niż dodatek nafty wpływa na zmniejszenie pracy zagęszczania mas.



Rys. 19. Rozkład stopni zagęszczenia wzdłuż wysokości form

Z przebiegu krzywych na rys. 19 wynika, że dodatki zmniejszające tarcie sprzyjają bardziej równomiernemu zagęszczaniu mas w formie.

Wytrzymałość R_c^w mas z dodatkami zmniejszającymi tarcie w naszym przypadku w zasadzie nie ulega zmianie.

3.1.3. Wnioski

1. Ze wzrostem zawartości wody w masach gliniastych maleje ich wytrzymałość, maleje również zużycie energii potrzebne do zagęszczenia.

2. Ze wzrostem zawartości gliny w masach gliniastych wzrost lub spadek własności wytrzymałościowych mas oraz zużycie energii jest zależne od ilości wody w tych masach.

3. Ze wzrostem zawartości lepiszcza iłowego w masach formierskich rosną ich własności wytrzymałościowe, natomiast praca zagęszczania maleje.

4. Energia zagęszczania mas bentonitowych jest większa od energii zagęszczania mas gliniastych.

5. Dodatki do mas zmniejszające tarcie zewnętrzne i wewnętrzne tych mas zmniejszają również energię ich zagęszczania.

4. TEORETYCZNE PODSTAWY ZAGĘSZCZANIA MAS FORMIERSKICH I RDZENIOWYCH PRZEZ PRASOWANIE

4.1. Energia tarcia wewnętrznego i zewnętrznego podczas prasowania statycznego form i rdzeni

4.1.1. Wyznaczanie wielkości energii tarcia wewnętrznego mas formierskich i rdzeniowych

4.1.1.1. Wykorzystanie teorii Bałandina i jej modyfikacji dla wyznaczenia energii tarcia wewnętrznego mas podczas ich zagęszczania przez prasowanie

W zależności od metody zagęszczenia mas, różne stopnie zagęszczenia tych mas wymagają innych wkładów pracy na zagęszczenie tzn. praca zagęszczenia jest zarówno funkcją samego stopnia zagęszczenia, jak i obranej metody zagęszczenia.

Całkowita praca zagęszczenia form i rdzeni odlewniczych składa się z pracy potrzebnej na pokonanie oporów wewnątrz samej masy oraz z pracy potrzebnej na pokonanie oporów stawianych w trakcie zagęszczania zarówno przez skrzynkę formierską (rdzennicę), jak również przez model odlewniczy. Każdemu stop-

niowi zagęszczenia, niezależnie od sposobu zagęszczania, odpowiada pewna minimalna ilość pracy zagęszczania równa minimalnej energii zagęszczania masy przy założeniu, że tarcie zewnętrzne masy jest równe zero, a straty na tarcie wewnętrzne są minimalne.

Znajomość zależności funkcyjnej między tą pracą, a stopniem zagęszczenia pozwoli w przypadku form piaskowych, niezależnie od sposobu ich wykonywania, wyznaczyć, po ustaleniu rozkładu zagęszczenia w tych formach, wielkość energii w nich "zmagazynowanej".

W tym celu posłużmy się równaniem (24) Bałandina-Aksjonowa [1]

$$a = \lambda_0 . \varepsilon . \frac{v_0}{v} (v_0 - v)$$

Wykorzystując zależność (23a) można to równanie napisać w postaci:

$$a = \frac{c}{v_0^2} \cdot \frac{1}{v} (v_0 - v) \qquad (28)$$

Korzystając z zależności

$$v = \frac{V - V_1}{N} \qquad (29)$$

oraz

$$v_0 = \frac{V_0 - V_1}{N} \qquad (30)$$

gdzie:

- v - objętość por w zagęszczonej masie przypadająca na jedno ziarenko piasku,
- v_0 - objętość por w masie spulchnionej, przypadająca na jedno ziarenko piasku,
- v - objętość masy w formie po zagęszczeniu,
- V_1 - objętość masy w formie maksymalnie zagęszczonej,
- V_0 - objętość maksymalnie spulchnionej masy w formie,
- N - ilość ziarenek osnowy piaskowej w zagęszczanej masie,

można otrzymać równanie

$$a = \frac{C \cdot N}{V_o - V_1} \cdot \frac{V_o - V}{V - V_1} \tag{31}$$

Przy założeniu, że

$$\frac{C \cdot N}{V_o - V_1} = C_1$$

można równanie (31) zapisać w postaci:

$$a = C_1 \frac{V_o - V}{V - V_1} \tag{31a}$$

Podstawiając do równania (31a) następujące zależności:

$$V_o = \frac{Q}{\delta_o} \tag{32}$$

$$V_1 = \frac{Q}{\delta_1} \tag{33}$$

$$V = \frac{Q}{\delta} \tag{34}$$

gdzie:

Q - ciężar zagęszczanej masy,

δ_o - początkowe zagęszczenie masy,

δ_1 - maksymalnie możliwe zagęszczenie zależne od rodzaju masy,

δ - dane (założone) w danym miejscu formy zagęszczenie masy,

uzyskuje się zależność:

$$a = C_1 \frac{\frac{Q}{\delta_o} - \frac{Q}{\delta}}{\frac{Q}{\delta} - \frac{Q}{\delta_1}} = C_1 \frac{\frac{\delta}{\delta_o} - 1}{1 - \frac{\delta}{\delta_1}} \tag{35}$$

Przyjmując, że

$$\frac{\frac{\delta}{\delta_o} - 1}{1 - \frac{\delta}{\delta_1}} = \Phi(\delta) \qquad (36)$$

otrzymamy w rezultacie

$$a = C_1 \cdot \Phi(\delta) \ [kGm] \qquad (35a)$$

Zależność ta dotyczy wyłącznie energetycznego stanu masy w formie bez uwzględnienia sposobu jej zagęszczania czy też szybkości zagęszczania, które to parametry wpłyną niewątpliwie na rzeczywisty wkład energii podczas zagęszczania.

Ponieważ zależność (35) odnosi się do dowolnego sposobu wykonywania form, to wobec braku metody bezpośredniego wyliczania pracy przy ocenie stanu energetycznego form uzyskiwanych różnymi sposobami, można ją wykorzystać dla pośredniej oceny stanu energetycznego tych form.

Za podstawę analizy stanu energetycznego form w tej metodzie przyjęto rozkład stopnia zagęszczania wzdłuż wysokości tych form tj. zależność funkcyjną $H = f(\delta)$, gdzie: H - wysokość formy, δ, ,zagęszczenie w danym miejscu formy.

Wiadomo, iż każdej wartości δ odpowiada jakaś jedna ściśle określona dla danej masy wartość $\Phi(\delta)$, gdzie

$$\Phi(\delta) = \frac{\frac{\delta}{\delta_o} - 1}{1 - \frac{\delta}{\delta_1}}$$ - czynnik ze wzoru (35)

Czynnik ten przy założeniu, że wielkość C_1 we wzorze tym jest wielkością stałą może być miernikiem energii w danym punkcie formy.

Tak więc celem obliczenia tego miernika energii we wszystkich punktach formy wzdłuż jej wysokości, należy znaleźć zależność $H = f[\Phi(\delta)]$, zaś miernikiem tym jest wielkość pola

między osią rzędnych H a nowo otrzymaną krzywą. Na przykład jeśli dla formy I

$$\sum_{H=0}^{H_1} f_1\left[\Phi(\delta)\right] = L$$

oraz dla formy II

$$\sum_{H=0}^{H_1} f_2\left[\Phi(\delta)\right] = M$$

to ze stosunku $\frac{L}{M}$ (jeśli $L > M$) wynika, że w formę I włożono $\frac{L}{M}$ razy więcej energii, a więc wymagała ona odpowiednio większej ilości pracy dla doprowadzenia jej do tego stanu.

4.1.1.2. Pomiar energii tarcia wewnętrznego mas

4.1.1.2.1. Metodyka pomiaru

W celu eksperymentalnego sprawdzenia omawianej w rozdziale 4.1.1.1. metodyki określania stanu energetycznego form piaskowych oraz zależności funkcyjnej (36) przeprowadzono cztery próby. Badaniom poddano trzy różne masy formierskie (tabl. 2), które zagęszczano w tulejach o średnicach Ø = 80 mm i Ø = 150 mm oraz wysokościach 250 mm i 300 mm na maszynie wytrzymałościowej o maksymalnym nacisku 50 t. Formy wykonano pod działaniem nacisków jednostkowych w zakresie od 5 do 60 kG/cm^2.

Korzystając z metody wiercenia ustalono zależność $H = f(\delta)$ Przyjęto, że we wszystkich próbach początkowy stopień zagęszczenia mas $\delta_0 = 1\ g/cm^3$ oraz maksymalny stopień zagęszczenia $\delta_1 = 2\ g/cm^3$.

Celem tych czterech prób było ustalenie zgodności teoretycznej drogi określania stanu energetycznego form z danymi praktycznymi.

Tak więc przebadano: w próbie pierwszej wpływ różnych średnich stopni zagęszczenia tych samych form (z jednakowej ilości masy oraz w jednakowych tulejach), w próbie drugiej wpływ różnych ilości masy o jednakowym średnim stopiu zagęszczenia w jednakowych tulejach, w próbie trzeciej wpływ średnicy tulei oraz w próbie czwartej wpływ składu mas.

Tablica 2

Skład mas piaskowych użytych do wykonania form prasowaniem

Rodzaj mas	Skład masy w częściach ciężarowych						
	Piasek kwarcowy	Składnik iłowy		Woda	Melasa	Trociny	Mazut
		Glina GM-III	Bentonit z Radzionkowa				
I	100	10	-	4	0,3	1,2	-
II	100	-	4	2	-	-	1
III	100	-	4	2	-	-	2

W próbie pierwszej zagęszczano masę nr III w tulei o średnicy Ø=80 mm. Słup masy posiadał wysokość 250 mm. Dla dwu różnych nacisków $p = 30$ kG/cm^2 oraz $p = 40$ kG/cm^2 uzyskano odpowiednio następujące prace zagęszczania:

$$A = 25{,}9 \text{ kGm} \quad \text{oraz} \quad B = 23 \text{ kGm}.$$

W próbie drugiej masę nr II zagęszczano w tulei o średnicy Ø = 150 mm przy czym wysokość słupa masy w trzech porównywanych przypadkach była równa i wynosiła 71 mm (1,25 kg masy), 85 mm (1,50 kg masy), 113,5 mm (2,00 kg masy).

Prace zagęszczania wynosiły odpowiednio A = 8,3 kGm dla formy najmniejszej, B = 8,9 kGm dla formy średniej oraz C = = 11,3 kGm dla formy największej.

Próbę trzecią przeprowadzono w dwu formach, z których jedną wykonano w tulei o średnicy Ø = 80 mm, a drugą w tulei Ø=15o mm.

Do prób użyto masę nr I, którą zagęszczano pod naciskiem maksymalnym p = 2 t. W obu przypadkach przyjęto stałą ilość masy zagęszczanej równą 1,25 kg.

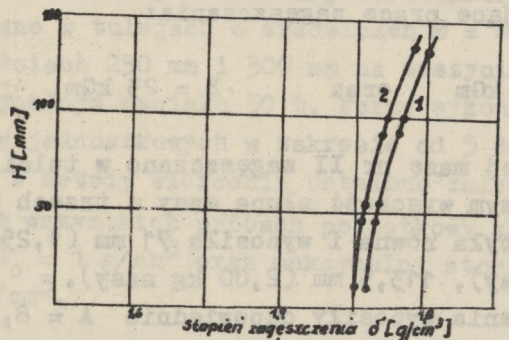
Praca zagęszczania próbki w tulei Ø=80 mm wynosiła A = = 19,3 kGm, a praca zagęszczania próbki w tulei Ø = 150 mm - = B = 9,10 kGm.

W próbie czwartej badaniom poddano dwie próbki wykonane z dwu różnych mas: z masy I oraz z masy III w tulejach o średnicy Ø = 80 mm o wysokości H = 250 mm, przy czym tulejki te całkowicie wypełniano niezagęszczoną masą. Obie próbki zagęszczano przy użyciu jednakowej ilości pracy A = 17 kGm.

W przypadku masy nr I maksymalny nacisk jednostkowy wyniósł p = 30 kG/cm^2, zaś w przypadku masy nr III - p = 19 kG/cm^2.

4.1.1.2.2. Wyniki pomiaru

Dla próby pierwszej, zależność H = f(δ) przedstawiono na rys. 20 oraz tablicy 3, a zbudowany na tej podstawie oraz na podstawie zależności (36) wykres obrazujący zależność H = = f$\left[\Phi(\delta)\right]$ pokazano na rys. 21.



Rys. 20. Zależność stopnia zagęszczenia δ od wysokości formy H dla próby I

gdzie: krzywa 1 uzyskana została dla nacisku p = 40 kG/cm^2
krzywa 2 uzyskana została dla nacisku p = 30 kG/cm^2

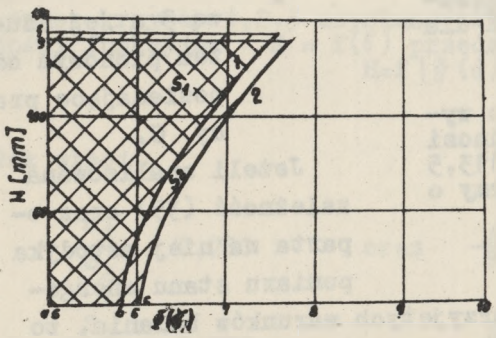
Jeśli metodyka oceny stanu energetycznego formy oraz zależność (35) są słuszne, to powinna zachodzić proporcja:

$$\frac{S_1}{S_2} = \frac{A}{B} \qquad (37)$$

gdzie:

S_1 - pole między krzywą 1 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy A,

S_2 - pole między krzywą 2 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy B.



Rys. 21. Zależność stopnia zagęszczenia δ od wysokości formy H dla próby nr I

gdzie: krzywe 1,2 uzyskano przeliczając odpowiednie zależności funkcyjne $H = f(\delta)$ przedstaw. na rys. 20 na zależności $H = [\ \Phi\ (\delta)]$

Po splanimetrowaniu odpowiednich pól na rys. 21 wyznaczono, że

$$S_1 = 1878 \text{ mm}^2$$

oraz

$$S_2 = 1635 \text{ mm}^2$$

a więc

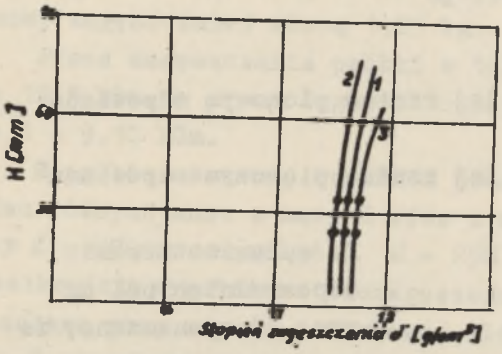
$$\frac{S_1}{S_2} = 1{,}15 \quad \text{oraz}$$

$$\frac{A}{B} = 1{,}13$$

Ponieważ wartości obu proporcji są zbliżone, więc można uznać, że dla danego przypadku zarówno zależność (35), jak i pozostałe założenia są słuszne.

Zależność $H = f(\delta)$ dla próby drugiej przedstawiono na rys. 22 oraz w tabl. 3.

Korzystając z powyższego wykresu oraz zależności (36) otrzymano wykres zależności $H = f[\Phi(\delta)]$ przedstawiony na rys. 23



Rys. 22. Zależność stopnia zagęszczania δ od wysokości formy H dla próby II

gdzie:
krzywa 1 odnosi się do formy o wysokości H = 71 mm, krzywa 2 odnosi się do formy o wysokości H = 113,5 mm, krzywa 3 odnosi się do formy o wysokości H = 85 mm

gdzie:

S_1 - pole między krzywą 1 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy A,

S_2 - pole między krzywą 2 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy B,

S_3 - pole między krzywą 3 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy C.

Jeżeli analizowana zależność (35) oraz oparta na niej metodyka pomiaru stanu energetycznego form są słuszne dla przyjętych warunków badania, to powinny być spełnione równości:

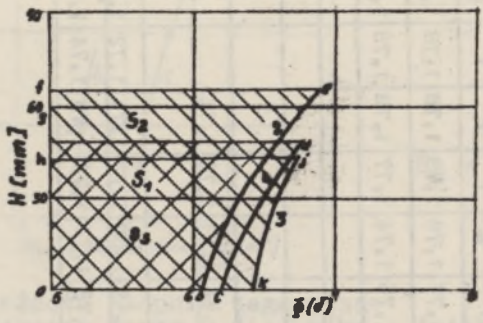
$$\frac{S_1}{S_2} = \frac{A}{B}; \qquad \frac{S_2}{S_3} = \frac{B}{C} \quad \text{oraz} \quad \frac{S_1}{S_3} = \frac{A}{C}$$

Po splanimetrowaniu odpowiednich pól na rys. 23 otrzymano:

$S_1 = 1370\ mm^2$,

$S_2 = 1752\ mm^2$,

$S_3 = 1300\ mm^2$.



Rys.23. Zależność stopnia zagęszczania od wysokości formy H dla próby II

gdzie: krzywe 1,2,3 uzyskano przeliczając odpowiednie zależności funkcyjne $H = f(\delta)$ przedstaw. na rys. 22 na zależności $H=f[\phi(\delta)]$

Tak więc:

$$\frac{S_1}{S_2} = 0{,}780 \qquad \text{oraz} \qquad \frac{A}{B} = 0{,}788$$

$$\frac{S_2}{S_3} = 1{,}346 \qquad \text{oraz} \qquad \frac{B}{C} = 1{,}36$$

$$\frac{S_1}{S_3} = 1{,}063 \qquad \text{oraz} \qquad \frac{A}{C} = 1{,}07$$

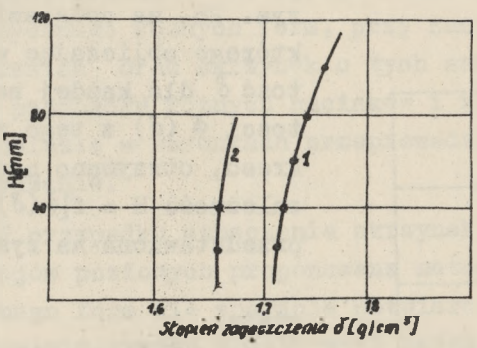
Wartości powyższych proporcji potwierdzają prawdziwość zależności określonej wzorem (35) dla przyjętych wyżej warunków badań.

Rozkład stopni zagęszczania wzdłuż wysokości słupa masy dla badanych próbek w próbie trzeciej przedstawiono na rys. 24 oraz w tabl. 3.

Tablica 3

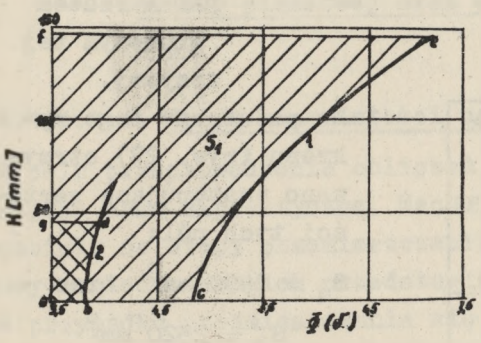
Stopnie zagęszczenia różnych form mierzone wzdłuż ich osi

Nr krzywej na wykresie	Wysokość form w mm	20		40		60		80		100		120		140	
		Pomiar		Pomiar		Pomiar		Pomiar		Pomiar		Pomiar		Pomiar	
		1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
I g/cm^3	1	1,75	1,74	1,76	1,76	1,77	1,76	1,77	1,78	1,79	1,78	1,78	1,80		
	2	1,74	1,73	1,74	1,75	1,75	1,75	1,76	1,74	1,77	1,78	1,76	1,79		
II g/cm^3	1	1,76	1,77	1,75	1,78	1,78	1,78								
	2	1,74	1,76	1,74	1,76	1,77	1,76								
	3	1,76	1,77	1,77	1,78										
III g/cm^3	1	1,71	1,70	1,71	1,71	1,73	1,73	1,74	1,73	1,75	1,74				
	2	1,65	1,66	1,66	1,67										
IV g/cm^3	1	1,64	1,65	1,66	1,65	1,67	1,66	1,69	1,68	1,72	1,71	1,72	1,72	1,73	1,74
	2	1,68	1,69	1,69	1,70	1,71	1,72	1,73	1,74	1,73	1,75	1,74	1,74	1,76	1,75



Rys. 24. Zależność stopnia zagęszczania δ od wysokości formy H dla próby III

gdzie: krzywa 1 odnosi się do form wykonanych w tulei ϕ=80 mm, krzywa 2 odnosi się do form wykonanych w tulei ϕ=150 mm



Rys. 25. Zależność stopnia zagęszczenia δ od wysokości formy H do próby III

gdzie: krzywe 1 i 2 uzyskano przeliczając odpowiednie funkcyjne zależności H= f(δ) przedstaw. na rys. 24 na zależności funkcj. H=f[ϕ (δ)]

Na rys. 25 przedstawiono wykres zależności $f = [\phi(\delta)]$ gdzie:

S_1 - pole między krzywą 1 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy A,

S_2 - pole między krzywą 2 a jej rzutem pionowym odpowiadające pracy B.

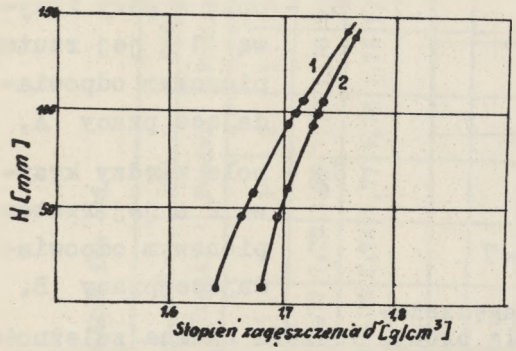
Jeżeli badana zależność (35) jest słuszna dla przyjętych w próbie trzeciej warunków badań powinna zajść zależność (37).

Z rys. 25 S_1 = = 4090 mm^2 oraz S_2 = = 189 mm^2, a znając wartości prac A i B widać, że:

$$\frac{S_1}{S_2} = 21{,}6 \quad \text{i} \quad \frac{A}{B} = 2{,}13$$

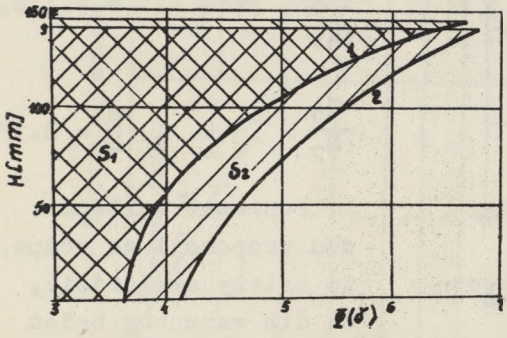
Ponieważ wartości obu proporcji są różne, to należy stwierdzić, że dla warunków badań założonych w próbie trzeciej badana zależność (35) nie znajduje potwierdzenia.

Dokonując w próbie czwartej pomiarów stopnia zagęszczania wzdłuż wysokości próbki (tabl. 3) uzyskano wykres podany na rys. 26, na podstawie którego obliczając wartość δ dla każdej wartości $\Phi(\delta)$ z tego wykresu, otrzymano nową zależność $H = f[\Phi(\delta)]$ przedstawiona na rys.27.



Rys. 26. Zależność stopnia zagęszczenia δ od wysokości formy H dla próby IV

gdzie: krzywa 1 odnosi się do form wykonanych z masy I (patrz.tabl.2) krzywa 2 odnosi się do form wykonanych z masy II (patrz tabl. 2)



Rys. 27. Zależność stopnia zagęszczania δ od wysokości formy H dla próby IV

gdzie: krzywe 1 i 2 uzyskano przeliczając odpowiednie zależności $H = f(\delta)$ przedstaw. na rys. 26 na zależności funkcyjne $H = f[\Phi(\delta)]$

gdzie:

S_1 - pole między krzywą 1 odpowiadającą masie nr I a rzutem pionowym tej krzywej,

S_2 - pole między krzywą 2 odpowiadającą masie nr III a rzutem pionowym tej krzywej.

Na podstawie tego wykresu (rys. 27) otrzymano następujące wartości tych pól:

$S_1 = 1490\ mm^2$ oraz

$S_2 = 2320\ mm^2$

Oba te pola nie są jednakowej wielkości, można więc stwierdzić, że w danym przypadku zależność (35) nie znajduje potwierdzenia.

4.1.1.3. Wnioski

1. Proponowana w niniejszym rozdziale metodyka oceny stanu energetycznego różnych form, przy zastosowaniu jednakowych mas formierskich oraz skrzynek o tych samych przekrojach poziomych oraz w przypadku różnych nacisków i różnych ilości masy piaskowej, znalazła w warunkach przeprowadzania badań, praktyczne potwierdzenie.

2. W przypadku stosowania skrzynek o różnych wymiarach ich przekrojów poziomych proponowana metodyka pomiarów stanu energetycznego form nie znajduje potwierdzenia w praktyce, a jej zastosowanie wymaga dodatkowych badań.

3. Dla różnych składów mas piaskowych stosowanie proponowanej metodyki oceny i porównywanie stanów energetycznych form bez dalszych badań (różne współczynniki C_1 - patrz wzór 35) jest niemożliwe.

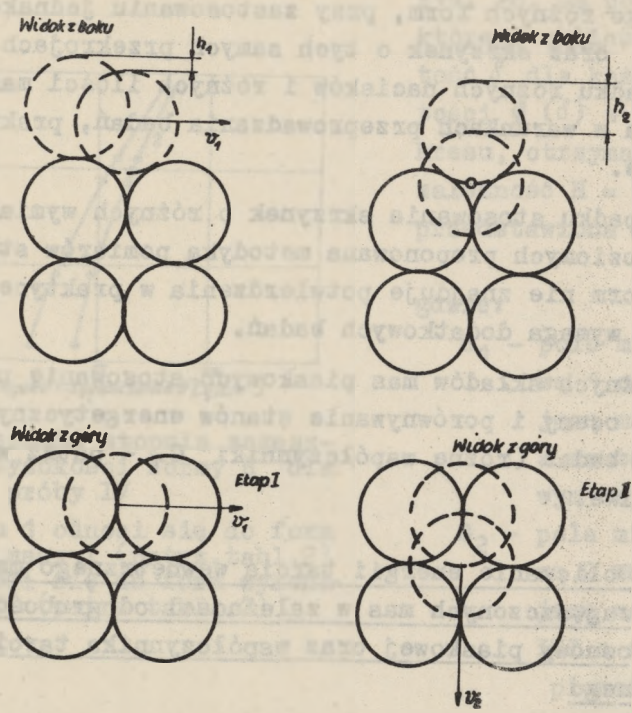
4.1.1.4. Obliczanie energii tarcia wewnętrznego maksymalnie zagęszczonych mas w zależności od grubości ich osnowy piaskowej oraz współczynnika tarcia wewnętrznego

4.1.1.4.1. Wpływ ziarnistości osnowy piaskowej

W celu przeprowadzenia obliczeń założono, że zagęszczana masa jest masą hipotetyczną. Mechanizm zagęszczania tej masy w rozbiciu na etapy przemieszczania się jednych ziarenek jej osnowy względem drugich przedstawiono na rys. 28 oraz rys. 29.

W przypadku przemieszczania się górnych ziarenek osnowy piaskowej względem niżej położonych, teoretycznie możliwe są dwa etapy tego przemieszczania (rys. 28) - jednakże bardziej prawdopodobny jest przebieg zagęszczania masy w wyniku przemieszczania się ziarenek osnowy w sposób przedstawiony na rys. 29.

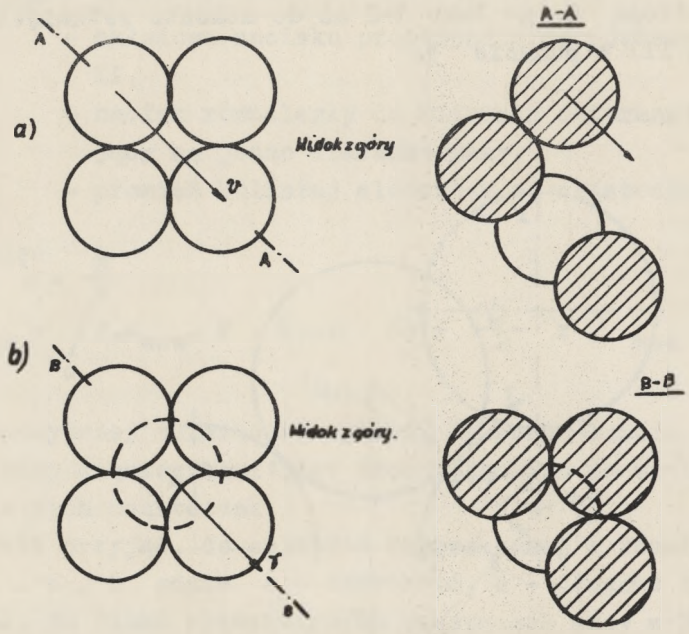
Tak w uproszczeniu przedstawia się zobrazowany na rys. 28 oraz 29 mechanizm zagęszczania mas piaskowych od początkowego



Rys. 28. Etapy przemieszczania się masy hipotetycznej względem siebie podczas zagęszczania

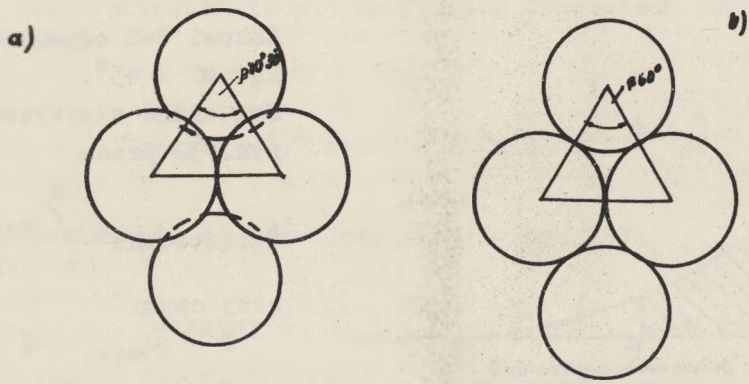
stopnia zagęszczania odpowiadającego w przypadku masy hipotetycznej porowatości 48% - do maksymalnego zagęszczenia odpowiadającego porowatości równej około 27%. Maksymalny stopień zagęszczenia prasowaniem charakteryzuje się kątem stożka deformacji równym $70^{\circ}30'$ (patrz rys. 30).

Ruch poszczególnych cząstek górnej warstwy po cząsteczkach warstwy dolnej jest ruchem zbliżonym do ruchu ciała zsuwającego się po równi pochyłej z tą jednak różnicą, że kąt nachylenia tej równi nie jest stały, a zatem siła tarcia T jest również zmienna.



Rys. 29. Rzeczywisty przebieg przemieszczania się górnych ziarenek masy hipotetycznej względem ziarenek dolnych

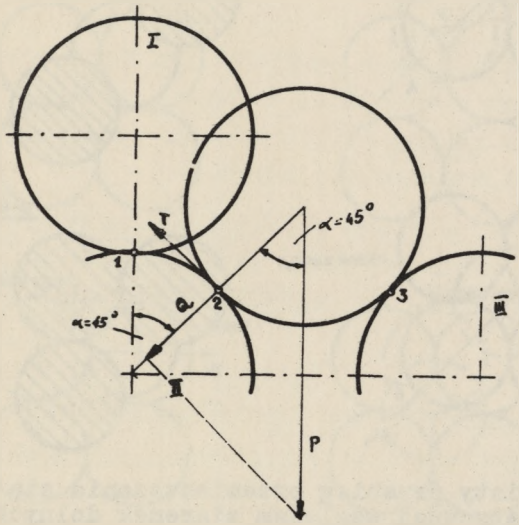
a - stan przed zagęszczeniem, b - stan po zagęszczeniu



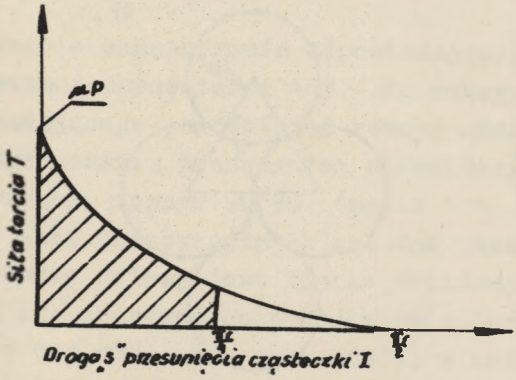
Rys. 30. Ziarenka piasku w maksymalnie zagęszczonej masie hipotetycznej

a - stan faktyczny, b - na podstawie literatury [1,2]

Przyjmując oznaczenia jak na rys. 31 można obliczyć pracę tarcia A cząsteczki I ześlizgującej się po cząsteczne II i pokonującej drogą S po łuku 1-2 aż do momentu zetknięcia się z cząsteczką III w punkcie 3.



Rys. 31. Wzajemne oddziaływanie elementarnych cząstek masy formierskiej względem siebie podczas zagęszczania



Rys. 32. Graficzna ilustracja pracy tarcia wewnętrznego pojedynczej cząsteczki zagęszczanej masy hipotetycznej. Zawartość wody w %

Łukowi 1-2 odpowiada kąt $\alpha = 45^{\circ}$.
Jak widać z wykresu na rys. 32 praca

$$A_{\text{cząsteczki}} = \int_{0}^{s} T\,ds \qquad (38)$$

przy czym:

$$T = \mu_{\text{wew.}} \cdot Q$$

$$Q = P \cdot \cos\alpha$$

$$ds = r \cdot d\alpha$$

gdzie:

μ_{wew} - współczynnik tarcia wewnętrznego,

Q - składowa nacisku prostopadła do powierzchni kulki II,

P - nacisk równoległy do kierunku deformacji przypadający na jedno ziarenko masy,

r - promień kulistej elementarnej cząsteczki masy.

Tak więc

$$A_{cząst.} = \int_0^{\alpha = \frac{\pi}{4}} r \cdot \mu_{wew} \cdot P \cdot \cos\alpha \cdot d\alpha = \frac{\sqrt{2}}{2} r \cdot \mu_{wew} \cdot P \qquad (38a)$$

Z powyższej zależności wynika, że praca tarcia wewnętrznego między cząsteczkami jest proporcjonalna do wielkości promienia tych cząsteczek.

Jeśli przyjąć, że objętość zagęszczonej w formie masy $V = a \cdot b \cdot h$, gdzie a - szerokość, b - długość oraz h - wysokość, to ilość elementarnych cząsteczek masy w jednej warstwie wynosi:

$$n = \frac{a \cdot b}{4 r^2}$$

czyli praca przesuwania się wszystkich cząsteczek jednej warstwy wynosi

$$A_{warstwy} = A_{cząst.} \; n = A_{cząst.} \cdot \frac{a \cdot b}{4 r^2} \qquad (39)$$

a po podstawieniu do zależności (39) wzoru (38a)

$$A_{warstwy} \equiv \frac{\sqrt{2}}{8} \cdot \frac{a \cdot b}{r} \cdot \mu_{wew} \cdot P \qquad (39a)$$

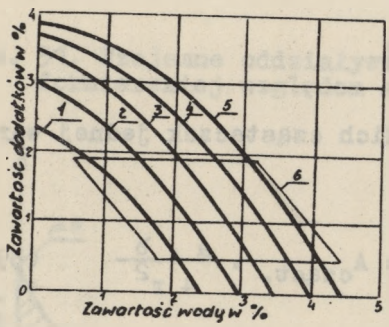
Z powyższego wzoru wynika, że praca tarcia związana z przesuwaniem całej powierzchni (warstwy) elementarnych cząstek jest odwrotnie proporcjonalna do promienia tych cząsteczek.

Biorąc dalej pod uwagę, że na wysokości h w formie może się zmieścić $m = \frac{h}{2r}$ takich warstw, można obliczyć całkowitą pracę tarcia wewnętrznego podczas zagęszczania całej formy z zależności

$$A_{formy} = A_{warstwy} \cdot m = \frac{\sqrt{2}}{16} \cdot \frac{a.b.h}{r^2} \cdot \mu_{wew} \cdot P \qquad (40)$$

Z zależności (40) wynika - iż praca tarcia wewnętrznego podczas zagęszczania form piaskowych jest odwrotnie porporcjonalna do kwadratu promienia ziarenek piasku. Praca tarcia zewnętrznego natomiast, o czym będzie jeszcze mowa, nie zależy od ziarnistości osnowy piaskowej masy, o ile współczynnik tarcia zewnętrznego jest wielkością stałą.

Ziarnistość piasku ma jednak przepuszczalnie niewielki wpływ na pracę tarcia zewnętrznego poprzez współczynnik tarcia zewnętrznego μ_{zew}.



Rys. 33. Skład mas formierskich do prasowania pod wysokim ciśnieniem według danych amerykańskich [1] 1,2,3,4,5 - linie odpowiadające masom formierskim o różnej ziarnistości, od ziarnistości 50 (krzywa 1) do 120 (krzywa 5); 6 - zakres mas spotykanych w handlu

Tak więc na drodze czysto teoretycznych rozważań można stwierdzić, że im bardziej gruboziarnista osnowa piaskowa mas formierskich i rdzeniowych, przy założeniu jednakowej każdorazowo grubości warstewki lepiszcza na ziarnach badanej osnowy (wiąże się to z większym w przypadku drobnych ziaren lub mniejszym zużyciem lepiszcza w przypadku grubych ziaren), tym mniejszą ilość energii należy włożyć w zagęszczanie tych mas i na odwrót.

To ozysto teoretyczne stwierdzenie znajduje również i swoje praktyczne potwierdzenie w przypadku zestawu mas [1] do prasowania pod wysokimi naciskami wg danych amerykańskich (rys. 33).

Z wykresu wynika, że celem wykonania tych samych form z mas o malejącej ziarnistości osnowy należy stosować bądź to większe zawartości wody, bądź też zwiększone zawartości dodatku zmniejszającego tarcie, co na podstawie poznanych już w rozdziale 3.1 praw jest równoznaczne ze wzrostem pracy zagęszczania lub też ze zmniejszeniem pracy zagęszczania jeśli ta ziarnistość rośnie.

4.1.1.4.2. Wnioski

1. Ziarnistość osnowy piaskowej mas formierskich i rdzeniowych wpływa na wielkość pracy ich zagęszczania.

2. Ze wzrostem grubości ziarna osnowy piaskowej maleje ilość potrzebnej energii zagęszczania i na odwrót.

3. Eksperymentalnego wyjaśnienia wymaga wpływ ziarnistości osnowy piaskowej na kształtowanie się wartości współczynników tarcia zewnętrznego oraz wewnętrznego w przypadku różnych stopni zagęszczenia.

4.1.1.4.3. Wpływ tarcia wewnętrznego i spójności mas

Tarcie wewnętrzne mas formierskich i rdzeniowych posiada duży wpływ na zagęszczanie tych mas, gdyż wpływa na wielkość energii ich zagęszczania.

Na kształtowanie się wielkości współczynnika tarcia wewnętrznego może wpływać szereg czynników. Niniejszy rozdział poświęcono zbadaniu wpływu dwu czynników na kształtowanie się siły tarcia wewnętrznego i spójności, a co za tym idzie, ich energii zagęszczania: wpływ składu mas i stopnia ich zagęszczania.

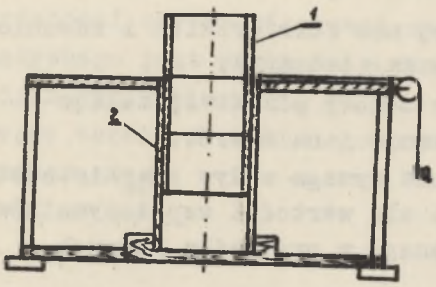
Do badań wytypowano cztery składy mas (tabl. 4) których składniki suche, podczas przygotowania mas mieszano w mieszarce laboratoryjnej dwie minuty, po czym po dodaniu wody, całość mieszano jeszcze przez 8 minut.

Masy, których skład podano w powyższej tablicy, zagęszczano każdorazowo przez prasowanie w ten sam sposób, tj. z tej samej ilości masy (1 kg) wykonywano każdorazowo w segmentowej tulei (patrz rys. 34) jednakowej wysokości próbki, posiadające wzdłuż wysokości różny rozkład stopni zagęszczenia.

Tablica 4

Składy mas użyte do prób badania wpływu tarcia wewnętrznego i spójności

Nr masy	Skład w częściach ciężarowych			
	Piasek kwarcowy	Glina GM III	Bentonit Jugosłowiański V-6	Woda
1	100	10	-	6
2	100	15	-	6
3	100	-	5	6
4	100	-	10	6



Rys. 34. Przyrząd do pomiaru siły spójnośoi i współczynnika tarcia mas zagęszczanych na prasach
1 - pierścień, 2 - tuleja łącząca

Wysuwając kolejne segmenty tulei z masą o różnym stopniu zagęszczenia, ścinano je na urządzeniu pokazanym na rys. 34. Potrzebną siłę ścinającą uzyskiwano wsypując do odpowiedniego zbiornika, opisywanego urządzenia, śrut metalowy.

Ścinany segment masy obciążano siłą 1 kG. Próbę przeprowadzano trzykrotnie dla każdej masy, po czym dla każdej masy próbę powtarzano również trzykrotnie przy obciążeniu 2 kG.

W obu przypadkach różnego obciążenia ścinanych segmentów masy mierzono wielkość siły ścinania, równej ciężarowi śrutu wraz ze zbiornikiem, po czym ścięty segment zagęszczonej masy układano na powrót w swoje miejsce i mierzono wielkość siły tarcia. Wyniki badań ujęto w tabl. 5.

Jak wynika z badań, których rezultaty ujęto w tabl. 5. wielkość siły ścinającej jest zależna od stopnia zagęszczenia masy. Im ten stopień zagęszczenia jest wyższy - tym większa wartość siły ścinającej. Znacznie jednak silniejszy wpływ na wielkość siły ścinającej wywiera skład mas.

O ile zależność siły ścinającej od składu mas formierskich i rdzeniowych oraz od ich zagęszczenia określono w badaniach w sposób jednoznaczny, to w wyniku przeprowadzonych badań wpływu składu mas i ich zagęszczenia na siłę tarcia wewnętrznego

Tablica 5

Siły ścinające oraz siły tarcia różnych mas w zależności od stopnia ich zagęszczenia

Nr masy	Segment zagęszczony	Obciążenie 1 kG								Obciążenie 2 kG							
		Siła ścinająca KG				Siła tarcia KG				Siła ścinająca KG				Siła tarcia KG			
		Próba:				Próba:				Próba:				Próba:			
		1	2	3	średnio	1	2	3	średnio	1	2	3	średnio	1	2	3	średnio
1	dobrze	3,65	3,20	3,85	3,56	1,05	1,12	0,75	0,97	4,10	4,12	3,90	4,04	1,12	1,05	1,80	1,32
	gorzej	3,60	3,40	3,20	3,40	1,10	0,80	1,30	1,06	3,65	3,50	4,10	3,75	1,20	1,65	1,35	1,40
	najgorzej	3,20	3,90	3,00	3,36	1,00	0,72	0,95	0,88	3,50	3,45	3,55	3,50	1,60	1,20	1,33	1,37
2	dobrze	6,60	8,35	8,30	7,75	0,80	0,83	1,10	0,91	8,90	9,15	8,80	8,95	1,35	1,15	1,30	1,26
	gorzej	6,67	7,55	7,20	7,14	1,34	1,45	1,75	1,51	7,80	9,50	8,10	8,46	2,10	2,10	1,70	1,96
	najgorzej	6,25	7,00	6,20	6,45	0,55	0,93	1,50	0,99	5,70	6,85	6,15	6,23	1,20	2,45	1,30	1,65
3	dobrze	4,90	6,40	6,60	5,96	1,00	1,50	1,40	1,30	6,90	5,80	6,50	6,13	1,30	1,28	1,45	1,31
	gorzej	5,15	6,00	6,60	5,93	1,26	1,20	2,20	1,55	5,35	4,95	6,60	5,63	1,20	2,10	1,95	1,75
	najgorzej	4,20	5,60	5,30	5,30	0,90	2,20	1,80	1,63	4,80	6,00	4,80	5,20	1,15	1,10	1,35	1,20
4	dobrze	10,30	8,20	9,35	9,28	0,95	1,20	0,60	0,92	11,40	11,80	10,70	11,30	3,10	3,10	1,95	2,71
	gorzej	9,30	7,40	10,00	8,90	1,40	1,25	1,05	1,23	11,50	12,15	9,70	11,11	3,55	3,20	1,15	2,63
	najgorzej	8,80	6,00	8,30	7,70	1,35	1,16	1,12	1,21	10,80	9,30	9,80	9,96	1,00	1,25	2,70	1,65

nie stwierdzono określonej zależności tej siły od stopnia zagęszczenia, zaś wpływ składu mas na wielkość tej siły jest nieznaczny i wymaga dodatkowych badań, celem określenia charakteru tej zależności. Zależność siły ścinającej od stopnia zagęszczenia mas oraz ich składu można tłumaczyć wpływem tych czynników na kształtowanie się wielkości sił spójności wewnątrz tych mas.

4.1.1.4.4. Wnioski

1. Ze wzrostem stopnia zagęszczenia słupa masy piaskowej w formie rosną siły ścinające potrzebne do przesunięcia jednych warstw tego słupa względem drugich.

2. Skład masy wpływa w sposób bardzo wyraźny na wielkość sił ścinających słup zagęszczonej masy oraz w nieznacznym stopniu na wielkość sił tarcia wewnętrznego.

3. W badaniach nie stwierdzono w sposób jednoznacznie określony zależności sił tarcia wewnętrznego mas od stopnia ich zagęszczenia.

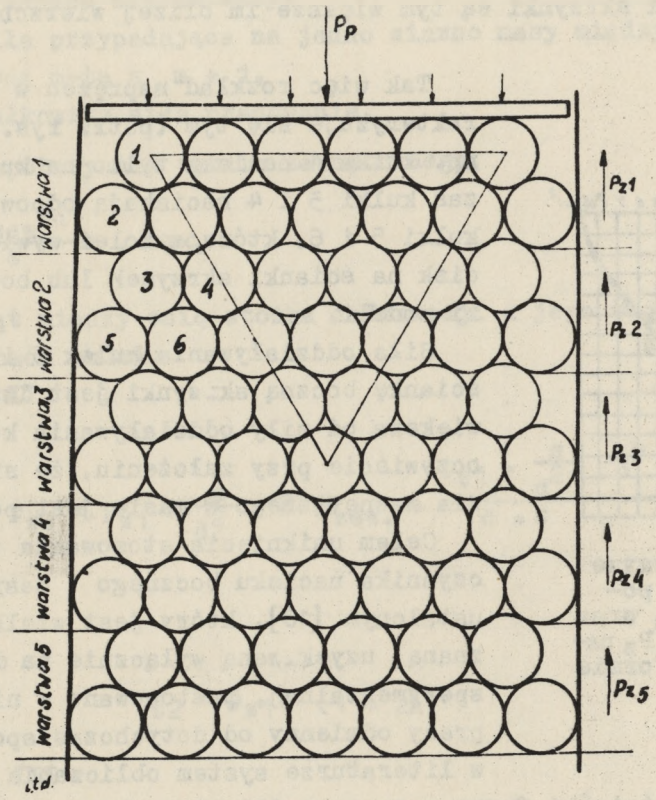
4.1.2. Wyznaczanie energii tarcia zewnętrznego mas zagęszczanych prasowaniem

4.1.2.1. Metody obliczania energii tarcia zewnętrznego mas formierskich i rdzeniowych zagęszczanych prasowaniem

Zagadnienia formowania z mas piaskowych odróżniają się od zagadnień związanych z zagęszczaniem gruntów tym, że w grę wchodzi boczne ograniczenie w postaci ścianek skrzynki formierskich czy też modelu. To boczne ograniczenie deformacji mas podczas zagęszczania jest przyczyną powstawania sił tarcia zewnętrznego masy formierskiej o ścianki formy i modelu. Tarcie zewnętrzne mas o ścianki skrzynek formierskich i modeli decydujące w głównej mierze o wielkości energii zewnętrznej zagęszczania form jest tym czynnikiem, który różni zagęszczanie piaskowych mas formierskich i rdzeniowych w formach

od zagęszczania gruntów i powoduje również, że teoria zagęszczania gruntów może znaleźć w odlewnictwie tylko porównawcze zastosowanie.

Celem zinterpretowania zjawisk zachodzących w formie odlewniczej podczas prasowania przyjęto zgodnie z literaturą [10] model zagęszczania przedstawiony na rys. 35.



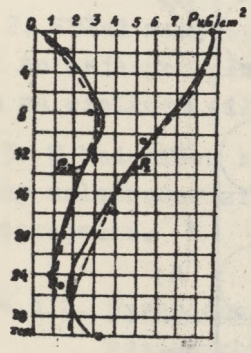
Rys. 35. Model zagęszczania masy hipotetycznej

Jak widać na rys. 35 przedstawiono model masy hipotetycznej zagęszczonej, tj. takiej, w której już w całej objętości formy występują naprężenia.

Charakter przebiegu tych naprężeń wzdłuż wysokości form przedstawiono na podstawie literatury na rys.36 [10].

Jednakże stan naprężeń będzie obejmował formę stopniowo od góry (przy prasowaniu górnym) w miarę jej zagęszczania, co jest związane z tym, że poszczególne warstwy kuleczek masy hipotetycznej kolejno ześlizgują się poniżej położonych, zajmując niższe od wyjściowego położenia.

Jak wynika z rys. 8 pod płytą prasującą powstaje piramida deformacji, spełniająca rolę klina, przy czym naciski boczne na ścianki skrzynki są tym większe im bliżej wierzchołka tej piramidy.



Rys.36. Krzywe rozdziału poziomych P_z oraz pianowych P_z naprężeń w formie [10]

Tak więc rozkład naprężeń w masie charakteryzuje się tym (patrz rys. 35), że np. kulka 1 naciska tylko na kulkę 2, zaś kulki 3 i 4 naciskają odpowiednio na kulki 5 i 6, które z kolei wywierają nacisk na ścianki skrzynek lub boczne ścianki modeli.

Siła oddziaływania kulek 5 i 6 na ściankę boczną skrzynki jest dwukrotnie większa od siły oddziaływania kulki 2, oczywiście przy założeniu, że siła tarcia wewnętrznego w masie jest pomijana.

Celem uniknięcia stosowania tzw. współczynnika nacisku bocznego masy w stanie ustalonym [10], który jest wielkością nieznaną, uzyskiwaną wyłącznie na drodze eksperymentalnej, zastosowano w niniejszej pracy odmienny od dotychczas spotykanych w literaturze system obliczania nacisków na boczne ścianki formy oraz naprężeń pionowych w masie na różnych wysokościach formy.

Istotą tego systemu jest to, że formę podzielono wzdłuż wysokości na dwuwarstwowe obszary (patrz rys. 35) i kolejno dla każdego z tych obszarów obliczano na podstawie prawa równowagi sił - naciski boczne p_x oraz pionowe p_z.

Dla obszaru I

$$\frac{S}{d^2} \cdot p_{z1} = P_p - \frac{L}{d} \mu_{zew} \cdot \frac{P_p \cdot d^2}{s} \operatorname{tg}\alpha \qquad (41)$$

skąd po przekształceniu:

$$p_{z1} = \frac{P_p \cdot d^2}{S}(1 - A) \tag{41a}$$

gdzie:

- s - powierzchnia prasowania,
- d - średnica ziarna masy,
- p_{zm} - siła przypadająca na jedno ziarno masy między warstwą m-tą a $m + 1$,
- P_p - całkowita siła prasowania,
- μ_{zew} - współczynnik tarcia zewnętrznego,

$$A = \frac{L\mu_{zew} \cdot d}{s} \cdot tg\alpha,$$

α - kąt między osią stożka deformacji a jego tworzącą;
L - obwód tulei.

Dla obszaru II

$$\frac{s}{d^2} p_{z2} = p_{z1} \cdot \frac{s}{d^2} - 2L\mu_{zew} \cdot \frac{p_{z1} \cdot \frac{s}{d^2} \cdot d^2}{d \cdot s} \cdot tg\alpha$$

skąd

$$p_{z2} = p_{z1} \cdot (1 - 2A) \tag{42}$$

Dla obszaru III

$$\frac{s}{d^2} \cdot p_{z3} = p_{z2} \cdot \frac{s}{d^2} - 3L_{zew} \cdot \frac{p_{z2} \cdot \frac{s}{d^2} \cdot d^2}{d \cdot s} tg\alpha \tag{43}$$

skąd:

$$p_{z3} = p_{z2}(1 - 3A) \tag{44}$$

Dla obszaru n-tego:

$$p_{zn} = p_{z(n-1)} \cdot (1-nA) \tag{45}$$

Po odpowiednich przekształceniach na podstawie powyższych wzorów można otrzymać równanie opisujące stan równowagi naprężeń normalnych w obszarze formy znajdującym się pomiędzy płytą prasującą a wierzchołkiem stożka deformacji:

$$p_{zn} = \frac{P_p \cdot d^2}{S} \prod_{i=1}^{n} (1 - iA) \tag{46}$$

Zakładając, że:

N - ilość warstw podwójnych, których wysokość całkowita jest równa wysokości stożka deformacji,

M - ilość wszystkich warstw podwójnych w formie,

n - numer warstwy podwójnej (licząc od góry).

Siły tarcia bocznego masy formierskiej lub rdzeniowej o skrzynkę lub model są w powyższych równaniach równowagi np. w równaniu (43) drugimi składnikami różnicy po prawej stronie równań.

Tarcie n-tej warstwy podwójnej

$$T_n = L \cdot n \cdot \mu_{zew} \cdot \frac{p_{z(n-1)} \cdot \frac{S}{2} \cdot d^2}{S} \operatorname{tg}\alpha$$

Po podstawieniu do powyższej zależności wartości $p_{z(n-1)}$ z równania (46) i przyjmując dla prostoty, że $p_{z(n-1)}$ oraz p_{zn} niewiele się różnią, uzyskuje się następujące zależności na tarcie warstwy:

$$T_n = \begin{cases} P_p \cdot A \cdot n \cdot \prod_{i=1}^{n} (1-iA) & \text{dla } n \leqslant N \quad (47) \\ P_p \cdot A \cdot N \cdot \prod_{i=1}^{N} (1-iA)^{n-N} & \text{dla } n > N \quad (48) \end{cases}$$

Energia n-tej warstwy:

$$E_n = \begin{cases} (M-n).\Delta h \cdot P_p \cdot A \cdot n \prod_{i=1}^{n} (1-Ai) \text{ dla } n \leq N & (49) \\ (M-n).\Delta h \cdot P_p \cdot A \cdot N \prod_{i=1}^{n} (1-Ai).(1-A.N)^{n-N} \text{ dl } n>N & (50) \end{cases}$$

gdzie:

Δh - deformacja jednej podwójnej warstwy.

Całkowita energia zagęszczania

$$E_{całk.} = \sum_{n=1}^{M} E_n$$

Dla form charakteryzujących się tym, że $M<N$ tj. w zasadzie dla większości form odlewniczych można zastosować prostą aproksymację iloczynów

$$\prod_{i=1}^{n} (1-iA) = (1-A)(1-2A)...(1-nA) = 1-A-2A-...- nA +$$

$$+ \text{ wyrazy zawierające } A^2, A^3, ..., A^n$$

Ponieważ w normalnych formach wartość A jest bardzo mała, a więc potęgi tej wartości będą wielkościami tak małymi, że można je bez szkody dla rozumowania pominąć.

Tak więc można przyjąć, że

$$\prod_{i=1}^{n} (1-Ai) \simeq 1 - (1+2+3+...+n).A = 1 - \frac{n(n+1)}{2} \cdot A$$

Energię całkowitą zagęszczania dla przypadku gdy $n \leqslant M < N$ oblicza się następująco:

$$E_{całk.} = \sum_{n=1}^{M} (M-n).\Delta h.P_p.A.n \left[1 - \frac{n(n+1)}{2} \cdot A\right] =$$

$$= \Delta h.P_p.A \cdot \sum_{n=1}^{M} (Mn-n^2)(1 - \frac{An}{2} - \frac{An^2}{2}) =$$

$$= \Delta h.P_p.A. \sum_{n=1}^{M} (Mn - \frac{AM}{2} n^2 - \frac{AM}{2} n^3 - n^2 + \frac{A}{2} n^3 + \frac{A}{2} n^4 =$$

$$= \Delta h.P_p.A. \sum_{n=1}^{M} \left[Mn - (\frac{AM}{2} + 1)n^2 - \frac{A}{2}(M-1)n^3 + \frac{A}{2} n^4\right] =$$

$$= \Delta h.P_p.A \left[M. \sum_{n=1}^{M} n - (\frac{AM}{2} + 1). \sum_{n=1}^{M} n^2 (M-1) \sum_{n=1}^{M} n^3 + \frac{A}{2} \sum_{n=1}^{M} n^4\right]$$

Rozpisując to ostatnie wyrażenie trochę szerzej można otrzymać równania na całkowitą zewnętrzną energii zagęszczania w postaci:

$$E_{całk.} = \Delta h.P_p.A.\left[M(1+2+3+...+M) - (\frac{AM}{2} + 1)(1^2 + 2^2 + 3^3 + ... + M^2) - \right.$$

$$\left. - (\frac{A}{2} + 1)(1^2 + 2^2 + 3^3 + ... + M^3) + \frac{A}{2}(1^4 + 2^4 + 3^4 + ... + M^4)\right]$$

Korzystając dalej ze wzorów sumujących potęgi kolejnych liczb naturalnych:

$$1 + 2 + 3 + ... + M \quad \frac{M(M+1)}{2}$$

$$1^2 + 2^2 + 3^2 + ... + M^2 = \frac{M(M+1)(2M+1)}{6}$$

$$1^3 + 2^3 + 3^3 + \ldots + M^3 = \frac{M^2(M+1)^2}{4}$$

$$1^4 + 2^4 + 3^4 + \ldots + M^4 = \frac{M(M+1)(6M^3+9M^2+M-1)}{30}$$

otrzymuje się następującą postać równania na całkowitą zewnętrzną energię zagęszczania mas

$$E_{całk.} \approx \Delta h.P_p \cdot A\left[M \frac{M(M+1)}{2} - \left(\frac{AM}{2}+1\right) \frac{M(M+1)(2M+1)}{6} - \right.$$

$$\left. - \frac{A}{2}(M-1) \frac{M^2(M+1)^2}{4} + \frac{A}{2} \frac{M(M+1)(6M^3+9M^2+M-1)}{30}\right]$$

Równanie to po odpowiednim jego przekształceniu i uproszczeniu przyjmie ostatecznie następującą formę:

$$E_{całk.} \approx \Delta h \cdot P_p \cdot A \frac{M(M^2-1)}{120}(2A+20-5AM-3AM^2) \qquad (51)$$

Wyprowadzone w analogiczny sposób równanie na całkowitą energię zagęszczania form $E_{całk.}$ dla przypadku $M>N$ ma postać:

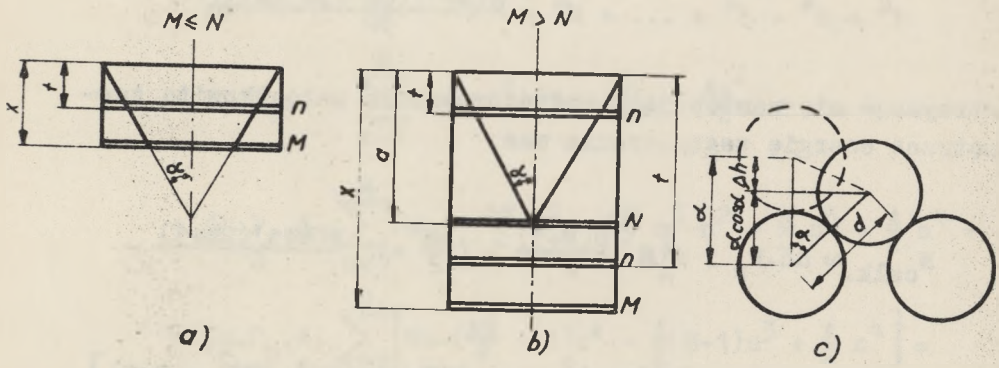
$$E'_{całk.} = E_{całk.} + \Delta h.P_p.\left(1 - \frac{A}{2}N - \frac{A}{2}N^2\right).(1-NA). \qquad (52)$$

$$\cdot \frac{(M-N).N.A-1+(1-NA)^{M-N} - (M-N).(1-NA)^{M-N+1}}{N.A}$$

Celem przeprowadzenia dalszej analizy mechanizmu zagęszczania przedstawiono otrzymane wyżej zależności funkcji w postaci funkcji ciągłych.

Po przyjęciu oznaczeń jak na rys. 37 uzyskano:

$$nd = t, \qquad Nd = a \quad \text{oraz} \quad M.d = x \tag{53}$$



Rys. 37. Schemat rozmieszczenia zagęszczanych warstw a - w formach płaskich, b - w formach wysokich, c - schemat przesuwania się poszczególnych kulek masy hipotetycznej względem siebie

gdzie: t - głębokość n-tej warstwy w formie, x - głębokość M-tej warstwy w formie, a - głębokość N-tej warstwy w formie, równa wysokości stożka deformacji, d - średnica ziarna, α - kąt między tworzącą stożka deformacji a jego osią, Δh - wysokość przemieszczania się wyżej położonej warstwy masy względem warstwy niżej położonej podczas zagęszczania

Przesunięcie Δh jednej warstwy wskutek nacisku jest równe

$$\Delta h = d(1 - \cos\alpha) \tag{54}$$

Przedstawione już wyżej ogólne wzory na energię potrzebną do pokonania tarcia zewnętrznego M warstw są następujące:

$$E_M = P_p \sum_{n=1}^{M} (M-n).A.n.p_n(A) \cdot \Delta h \quad \text{jeśli} \quad M \leqslant N \tag{54a}$$

oraz

$$E'_M = E_M + P_p \cdot A \cdot N \cdot p_N(A) \sum_{n=N-1}^{M} (M-n)(1-AN)^{(n-N)} \cdot \Delta h \quad \text{jeśli } M > N \qquad (54b)$$

gdzie:

$$p_n(A) = \prod_{i=1}^{n} (1-Ai) \quad \text{dla} \quad n = 1,2,\ldots,N,$$

natomiast

$$A = -\frac{L\mu \operatorname{tg}\alpha}{d \cdot s} \cdot d^2$$

Oznaczając przez $\beta = \sqrt{\frac{L\mu \operatorname{tg}\alpha}{d \cdot s}}$, mamy $A = \beta^2 \cdot d^2$

Rozważmy zachowanie się wyrażeń E_M oraz E'_M przy $M \to \infty$, $N \to \infty$, $n \to \infty$ oraz $d \to 0$ tak, aby zachowane były relacje (1).

Rozpatrzmy najpierw iloczyn $p_n(A)$:

$$\ln p_n(A) = \sum_{i=1}^{n} \ln(1-Ai) = \sum_{i=1}^{n} \left\{ -\sum_{l=1}^{\infty} \frac{(Ai)^l}{l} \right\} = -\sum_{i=1}^{\infty} \frac{1^l+2^l+\ldots+n^l}{l} A^l =$$

$$= \sum_{l=1}^{\infty} \frac{1}{l} \cdot \frac{1^l+2^l+\ldots n^l}{n^{l+1}} \cdot \frac{(An^2)^l}{n^{l-1}} = \sum_{l=1}^{\infty} \frac{1}{l} \frac{1^l+2^l+\ldots+n^l}{n^{l+1}} \cdot \frac{(\beta^2 d^2 n^2)^l}{n^{l-1}} =$$

$$= -\sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{l} \frac{1^l + 2^l + \ldots + n^l}{n^{l+1}} \cdot \frac{(\beta^2 \cdot t^2)^l}{n^{l-1}}$$

Stąd

$$\lim_{n\to\infty} \ln p_n(A) = -\frac{\beta^2 t^2}{2}$$

i

$$\lim_{n\to\infty} p_n(A) = e^{-\frac{\beta^2 \cdot t^2}{2}} \qquad (55)$$

gdyż

$$\lim_{n\to\infty} \frac{1^l + 2^l + \ldots + n^l}{n^{l+1}} = \frac{1}{l+1}$$

$$\lim_{n\to\infty} \frac{1}{n^{l-1}} = 1 \quad \text{dla } l=1 \text{ i } \lim_{n\to\infty} \frac{1}{n^{l-1}} = 0 \text{ dla } l = 2,3,4,$$

Dalej można przekształcić wyrażenie (54a) oraz (54b) wykorzystując relacje (53) i (54):

dla $M \leqslant N$ a więc również $x \leqslant a$

$$E_M = (1-\cos\alpha)P_p \cdot \sum_{n=1}^{M} (M-n)A.n\ p_n(A).d =$$

$$= (1-\cos\alpha)\ P_p \sum_{n=1}^{M}(1 - \tfrac{n}{M})A.n.M.d.p_n(A) =$$

$$= (1-\cos\alpha)\ P_p \sum_{n=1}^{M} (1 - \tfrac{n}{M})\ x \cdot \beta^2 \cdot d^2.n.p_n(A) =$$

$$= (1-\cos\alpha)\ P_p\, \beta^2 \sum_{n=1}^{M} (x - \tfrac{nx}{M})\ nd\ p_n(A) \cdot d =$$

$$= (1-\cos\alpha)\ P_p\beta^2 \sum_{n=1}^{M} (x - \tfrac{nx}{M})\ \tfrac{nx}{M}\ p_n(A) \cdot \tfrac{x}{M}.$$

W ostatniej sumie rozpoznajemy sumę całkową funkcji $(x-t)\ te^{\frac{\beta^2t^2}{2}}$ w przedziale $(0,X)$.

Przy $M\to\infty$ i $n\to\infty$ korzystając z zależności (53) i (55) mamy

$$\lim_{M\to\infty} E_M = (1-\cos\alpha)\ P_p\, \beta^2 \int_0^x (x-t)te^{\frac{-\beta^2t^2}{2}}\, dt$$

Powyższa zależność przedstawia energię potrzebną na pokonanie oporów tarcia zewnętrznego przy zagęszczaniu formy o wysokości $x \leqslant a$. Oznaczmy tę energię przez $E(x)$.

Całkując powyższą zależność przez części uzyskuje się wynik:

$$\beta^2 \int_0^x (x-t)te^{\frac{-\beta^2 t^2}{2}}\,dt = x - \frac{1}{\beta}\int_0^{\beta x} e^{\frac{-u^2}{2}}\,du$$

Całka ta jest funkcją nieelementarną zmiennej x.
Oznaczymy:

$$\Phi(\zeta) = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^{\zeta} e^{-\frac{u^2}{2}}\,du$$

i uzyskamy ostatecznie

$$E(x) = (1-\cos\alpha)\, P_p \cdot \left[x - \frac{1}{\beta}\sqrt{\frac{\pi}{2}}\,\Phi(\beta x)\right] \qquad (56)$$

W celu uzyskania wyrażenia na $E(x)$ wystarczy się zająć tylko drugim składnikiem zależności (54b).
Oznaczmy go przez Q_M.

$$Q_M = (1-\cos\alpha)P_p\, A.N.p_N(A) \sum_{n=N+1}^{M} (M-n)(1-AN)^{(n-N)}d$$

Po przekształceniach otrzymujemy:

$$Q_M=(1-\cos\alpha)P_p\beta^2 a\; p_N(A) \sum_{m=1}^{M-N}\left[(x-a) - \frac{(x-a)m}{M-N}\right](1-\frac{\beta^2a^2}{N})^{\frac{t-a}{a}N}\cdot\frac{x-a}{M-N}$$

Podobnie jak w przypadku obliczania wyrażenia $E(x)$ przechodzimy do granicy:

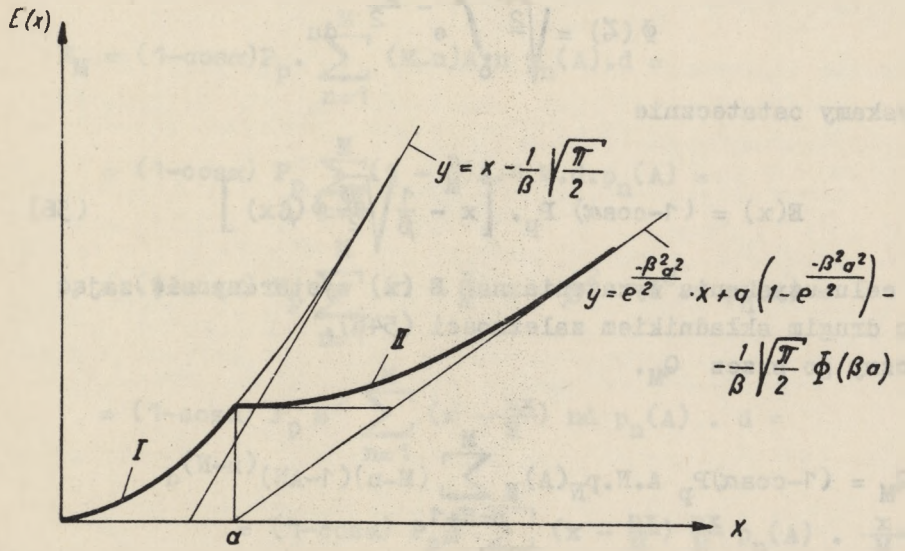
$$\lim_{M\to\infty} Q_M = (1-\cos\alpha)P_p\cdot\beta^2 a\cdot e^{\frac{-\beta^2a^2}{2}} \int_a^x (x-t)e^{-\beta^2a(t-a)}\,dt$$

Całkując przez części mamy:

$$\beta^2 ae^{\frac{-\beta^2a^2}{2}} \int_a^x (x-t)e^{-\beta^2a(t-a)}\,dt = e^{\frac{-\beta^2a^2}{2}}\left[x-a+\frac{e^{-\beta^2a(x-a)}-1}{\beta^2a}\right]$$

Ponieważ dla

$$x>a\ E'(x) = \lim_{N\to\infty} E_N + \lim_{N\to\infty} G_M \qquad a\to\lim_{N\to\infty} E_N = E(a)$$



Rys. 38. Wykreślne przedstawienie krzywych zależności teoretycznych energii potrzebnej na pokonanie tarcia zewnętrznego mas formierskich

gdzie: krzywa I odnosi się do zakresu wysokości form mniejszych od wysokości stożka deformacji, krzywa II odnosi się do zakresu wysokości form większych od wysokości stożka deformacji

otrzymamy ze wzoru (56), to ostateczna zależność przyjmie postać:

$$E'(x)=(1-\cos\alpha)P_p\left\{a-\frac{1}{\beta}\sqrt{\frac{\pi}{2}}\Phi(\beta a)+e^{\frac{-\beta^2a^2}{2}}\left[x-a+\frac{e^{-\beta^2a(x-a)}-1}{\beta^2a}\right]\right\} \quad (57)$$

Wykres funkcji E(x) oraz E'(x) danych wzorami (55) oraz (56) przedstawiono na rys. 38.

Z wykresu przedstawionego na rys. 38 widać, że krzywa I (zakres $x \leqslant a$) oraz krzywa II (zakres $x > a$), zdążają asymptotycznie do pewnych prostych, których równania pokazano na tym samym rysunku oraz że narastanie energii potrzebnej na pokonanie zewnętrznych oporów zagęszczania masy w formach niższych od wysokości stożka deformacji jest intensywniejsze aniżeli to ma miejsce w przypadku form wyższych od wysokości stożka deformacji.

4.1.2.2. Pomiar zewnętrznej energii zagęszczania mas i sprawdzenie danych teoretycznych

4.1.2.2.1. Metodyka badań

W przypadku gdy ilość zagęszczonej masy jest niezmienna to niezależnie od wymiarów formy praca tarcia wewnętrznego jest wartością stałą, a ewentualne różnice w energii zagęszczenia form są rezultatem zależności energii tarcia zewnętrznego od wymiarów formy odlewniczej.

Korzystając z powyższego stwierdzenia wykonano trzy próby z użyciem masy formierskiej o składzie:

100 cz.c. piasku kwarcowego z Krzeszówka o ziarnistości 70/50/100,
6 cz.c. gliny GM III,
5 cz.c. H_2O

W próbie pierwszej na maszynie wytrzymałościowej typu Schopper zagęszczano 6 kg masy w tulejach Ø = 200 mm oraz Ø = 250 mm. W próbie drugiej zagęszczano 4 kg masy w tulejach Ø = 150 mm, Ø = 200 mm oraz Ø = 250 mm, w próbie trzeciej 2 kg masy w tulejach Ø = 150 mm oraz Ø = 200 mm.

W każdym przypadku mierzono wielkość pola indykatorowego zagęszczania przy pomocy planimetru f. Reiss, po czym przeliczano te wielkości pól na pracę zagęszczania w kGm.

Z drugiej strony na podstawie wzoru (51) na $E_{całk.}$ przyjmując d = 1 mm, μ = 0,3, h = 0,3 mm oraz znając z wykresów indykatorowych P_p = 7000 kG i drogę deformacji form l (droga deformacji l przy znanej wartości Δh posłużyła do obliczania ilości warstw podwójnych w formie M), uzyskano wielkości prac zagęszczania na drodze teoretycznej.

Porównanie charakteru przebiegu eksperymentalnych krzywych zależności pracy zagęszczania w każdej próbie od średnicy form przy jednakowej ilości masy z charakterem przebiegu krzywych obliczeniowych jest celem niniejszego rozdziału pracy.

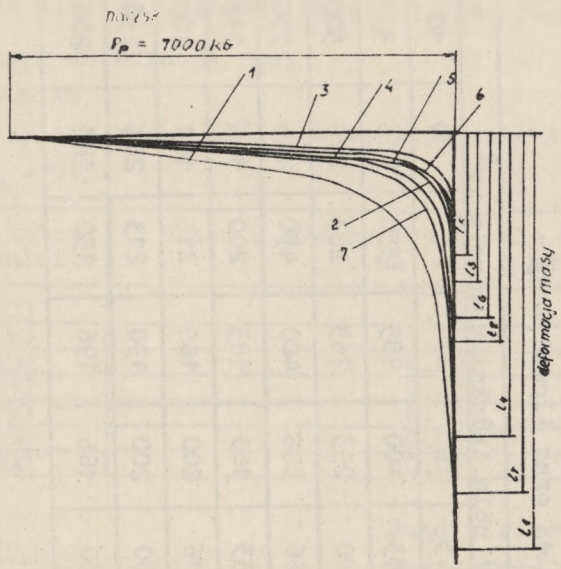
Już ewentualna zgodność przebiegu krzywych doświadczalnych z krzywymi teoretycznymi, zdaniem autora, jest świadectwem zgodności rozważań teoretycznych prowadzących do obliczenia energii zewnętrznej zagęszczania mas z rzeczywistością.

Nie należy się spodziewać dokładnego pokrywania się krzywych uzyskanych na drodze doświadczalnej z krzywymi uzyskanymi na drodze obliczeniowej z dwu głównych względów. Po pierwsze przy eksperymentalnym badaniu zewnętrznej pracy zagęszczania nie wyeliminowano pracy zagęszczania wewnętrznego, lecz jedynie ją ustalono. Po wtóre podczas obliczeń pracy zagęszczania na podstawie wzoru (51), wartości współczynników występujących w tym wzorze z uwagi na brak dokładnych ich wartości można jedynie przyjąć w pewnym przybliżeniu.

4.1.2.2.2. Wyniki badań

Wyniki pomiarów energii zewnętrznej zagęszczania przedstawiono w postaci wykresów indykatorowych na rys. 39 a zmierzone na tej podstawie wielkości pól indykatorowych odpowiadających

energiom zagęszczania form wykonanych z odpowiedniej ilości masy w odpowiednich tulejach przedstawiono w tabl. 6.



Rys. 39. Wykresy indykatorowe zagęszczania masy formierskiej gdzie: 1 - tuleja Ø 150 oraz 4 kg masy, 2 - tuleja Ø 150 oraz 2 kg masy, 3 - tuleja Ø 200 oraz 2 kg masy, 3 - tuleja Ø 200 oraz 2 kg masy, 4 - tuleja Ø 260 oraz 6 kg masy, 5 - tuleja Ø 200 oraz 4 kg masy, 6 - tuleja Ø 25o oraz 4 kg masy, 7 - tuleja Ø 200 oraz 6 kg masy, l - droga deformacji, P_p - max. siła prasowania

Wyniki obliczeń energii zewnętrznej zagęszczania na podstawie wzoru (51) przedstawiono w tabl. 7.

Na podstawie powyższych danych wykonano wykresy zależności energii zagęszczania od średnicy tulei przy różnych ilościach masy zagęszczanej, które przedstawiono na rys. 40.

Jak widać na rys. 38 w miarę wzrostu średnicy tulei maleje praca zagęszczania form użyta na pokonanie sił tarcia zewnętrznego masy o ścianki tulei (form).

Im większa ilość masy, tym większa praca potrzebna na pokonanie tarcia zewnętrznego.

Tablica 6

Zależność pola indykatorowego zagęszczonej masy
od średnicy tulei oraz ilości masy

Ilość masy	Średn. tulei	Wielkość pola indykatorowego w mm^2										
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	średnie
6 kg	ø 200	300	333	333	266	233	400	283	350	416	333	324,7
	ø 250	300	300	273	283	300	293	263	283	276	300	287,1
4 kg	ø 150	500	400	483	486	466	566	400	450	446	550	470,7
	ø 200	200	200	216	200	133	166	183	200	166	233	189,7
	ø 250	166	166	200	216	116	200	166	216	163	200	185,9
2 kg	ø 150	233	220	200	216	250	200	190	213	283	230	223,5
	ø 200	200	153	153	163	200	166	196	130	200	200	176,1

Tablica 7

Zależność pracy obliczeniowej na podstawie wzoru (51) od średnicy tulei oraz ilości masy.

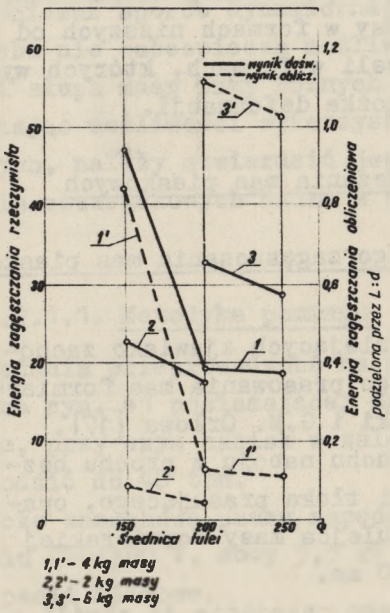
Odpowiednie dane do obliczeń wzięto z rys. 37 gdzie:

l - droga deformacji masy

P_p - 7000 kG

Ponadto przyjęto $\sphericalangle \alpha = 30^0$ oraz współczynnik tarcia wewnętrznego $\mu_{zew} = 0,3$.

Ilość masy	Średnica tulei	Praca w kGm obliczana dla średnicy ziarna na d - 1 mm
6 kG	Ø 200	1,12
	Ø 250	1,05
4 kG	Ø 150	0,819
	Ø 200	0,216
	Ø 250	0,126
2 kG	Ø 150	0,057
	Ø 200	0,021



Rys. 40

Rząd wielkości energii zagęszczania w przypadku wartości uzyskanych na drodze doświadczalnej oraz na drodze obliczeniowej nie jest ten sam. Było to z góry do przewidzenia w wyniku przyjętych założeń i urposzczeń w obliczeniach.

Najważniejszym jednak rezultatem badań przeprowadzonych w niniejszym rozdziale jest, jak to wynika z wykresu na rys. 40 zgodność przebiegu krzywych obliczeniowych zależności energii zagęszczania od wielkości średnicy tulei, w których masy zagęszczano z krzywymi doświadczalnymi.

To ostatnie stwierdzenie pozwala wnioskować, iż zarówno założenia przyjęte do obliczeń, jak i metodyka obliczeń energii zewnętrznej są prawidłowe, a wzory wyprowadzone na tej podstawie przedstawiają zależności zbliżone do zależności rzeczywistych.

4.1.2.2.3. Wnioski

1. Wartość energii potrzebnej na pokonanie tarcia zewnętrznego masy, obliczone na podstawie wzoru (51), nie są zbliżone do wartości energii zagęszczania form uzyskanych na drodze doświadczalnej, lecz przebieg zależności zagęszczania potrzebnej do pokonania tarcia zewnętrznego od średnicy tulei w przypadku krzywych doświadczalnych i obliczeniowych - jest podobny.

2. Energia potrzebna na pokonanie tarcia zewnętrznego mas podczas zagęszczania maleje ze wzrostem średnicy tulei, w których te masy są zagęszczane i rośnie ze wzrostem ilości masy formierskiej lub rdzeniowej.

3. Intensywność narastania energii potrzebnej na pokonanie zewnętrznych oporów zagęszczania masy w formach niższych od stożka deformacji jest większa aniżeli w formach, których wysokość jest większa od wysokości stożka deformacji.

4.2. Energia dynamicznego zagęszczania mas piaskowych

4.2.1. Pomiar energii dynamicznego zagęszczania mas piaskowych

Za jedną z pierwszych prac wyjaśniających zjawisko zachodzące podczas szybkiego, dynamicznego prasowania mas formierskich należy uznać pracę A. Wietiszki i G.M. Orłowa [17].

W pracy wykorzystano energię wybuchu naboju z prochu bezdymnego w celu zwiększenia prędkości tłoka prasującego, opadającego na próbkę zagęszczanej w tulejce masy formierskiej o średnicy Ø = 50 mm i wysokości 150 mm.

Prędkość tłoka na całej drodze jego przejścia do chwili uderzenia mierzono przy pomocy szybkiego filmowania procesu

(3000 zdjęć/sek). Celem uzyskania różnych prędkości zmieniano ciężar naboju prochowego.
Znając ciężar przemieszczających się mas oraz ich prędkości wyliczano energię uderzenia prasującego.

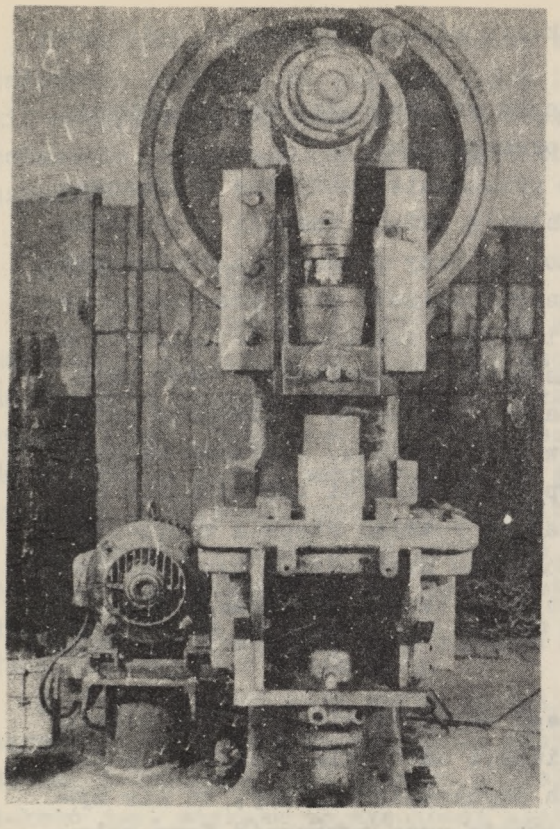
Porównano również powolne prasowanie statyczne z prasowaniem dynamicznym w celu określenia wkładu energii potrzebnej na zagęszczanie i stwierdzono, że przy prasowaniu statycznym potrzeba mniejszej ilości energii aniżeli przy prasowaniu dynamicznym. Wyniki Wietiszki i Orłowa zachęcają do dalszych badań procesu zagęszczania prasowaniem dynamicznym przy czym naszym zdaniem, badania te należy prowadzić w kierunku określenia optymalnych parametrów tego procesu, a przede wszystkim w kierunku przebadania wpływu prędkości zagęszczania na energię potrzebną do tego oraz na rozkład stopnia zagęszczenia wzdłuż wysokości form. Dokładne przebadanie tych zależności jest możliwe przy regulacji wielkości deformacji słupa zagęszczonej masy, jak również energii oraz prędkości tej deformacji.

Ponieważ sposób dynamicznego zagęszczenia mas przy użyciu wybuchu nie zabezpiecza możliwości ustalenia wielkości deformacji słupa masy przy różnych szybkościach prasy, to nie wykluczając możliwości wykorzystania przy wykonaniu form odlewniczych, należy stwierdzić jego nieprzydatność dla przeprowadzenia szczegółowych badań z teorii dynamicznego zagęszczania mas.

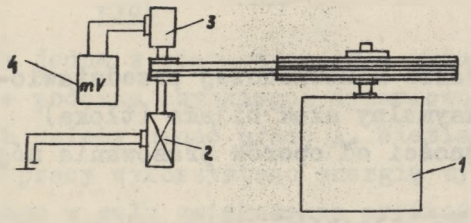
4.2.1.1. Metodyka pomiaru

Badania przeprowadzono na prasie mimośrodowej przedstawionej na rys. 41 posiadającej maksymalny skok bijaka (tłoka) 80 mm, przy czym nacisk w zależności od oporów prasowania mógł dochodzić do 40 ton.

Koło zamachowe prasy napędzano silnikiem elektrycznym o napięciu 220/380 V, mocy 5,5 kW i obrotach 1440 obr/min. poprzez dwa paski klinowe.



Rys. 41. Prasa mimośrodowa do pomiaru wpływu szybkości zagęszczania na energię zagęszczania



Rys. 42. Schemat stanowiska pomiarowego
1 - prasa mimośrodowa, 2 - silnik, 3 - tachoprądnica, 4 - rejestrator

Ogólny schemat stanowiska pomiarowego przedstawiono na rys. 42.

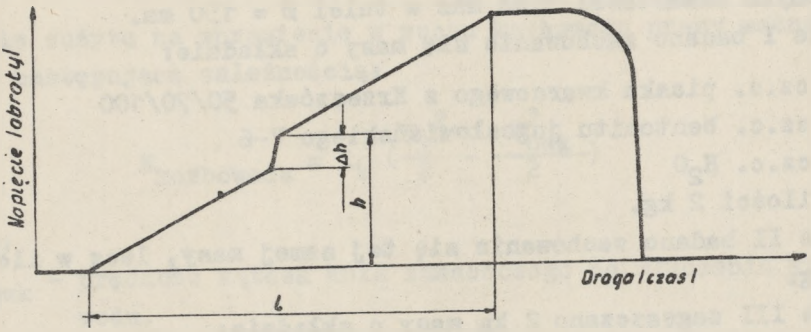
Silnik elektryczny przy pomocy sprzęgła połączono z tachoprądnicą, której obroty rejestrowano na woltomierzu posiadającym urządzenia samopiszące.

W wyniku badań uzyskano szereg wykresów charakteryzujących wzrost napięcia (obrotów) przy rozruchu prasy, spadek po jej wyłączeniu oraz skokowy spadek napięcia (obrotów) podczas prasowania (rys. 43).

Celem zwiększenia prześwitu między stołem a bijakiem prasy mimośrodowej, zastosowano specjalny kosz wpuszczany w otwór stołu, do którego wstawiano badane formy.

W celu przeprowadzenia pomiarów uruchamia się (patrz rys. 42) silnik elektryczny 2, który poprzez dwa paski klinowe wprawia w ruch koło zamachowe prasy 1.

Po ustaleniu się obrotów koła zamachowego tj. ustaleniu się wskazań woltomierza należy silnik wyłączyć.



Rys. 43. Wpływ obciążenia prasy na zmianę obrotów tachoprądnicy, gdzie:

l - całkowita droga namowania, h - obroty l prędkości początku prasowania, Δh - spadek obrotów prędkości w wyniku oporów prasowania

Koło zamachowe swobodnie obraca się w dalszym ciągu na swej osi dzięki zmagazynowanej w nim energii ruchu obrotowego.

W zależności od żądanej szybkości prasowania tj. od wskazań uprzednio wycechowanego rejestratora, można zwolnić przyciągany przez sprężynę ząb klina, zaklinowującego koło zamachowe z wałem, na którym to koło się obraca, przetwarzając jego ruch obrotowy w ruch posuwisty suwaka prasy.
Po prasowaniu ząb klina wróci w swe pierwotne położenie w rowku wału, tak, że koło zamachowe na powrót będzie się obracać ruchem swobodnym na nieruchomym już wale wytrącając stopniowo swoje obroty w wyniku oporów tarcia na samym wale.

W związku z trudnościami z uruchamianiem suwaka prasującego przy ustalonych z góry obrotach koła tj. prędkościach tego suwaka podczas prasowania, wykonywano wielokrotnie próby przy różnych, dowolnych rejestrowanych przez woltomierz prędkościach.

Dla uzyskanych w ten sposób losowo zbiorów punktów badano korelację zależności energii zagęszczania od szybkości zagęszczania.

Badania prowadzono dla dwu różnych mas formierskich oraz dla różnych zawartości tych mas w tulei Ø = 150 mm.

W próbie I badano zachowanie się masy o składzie:

100 cz.c. piasku kwarcowego z Krzeszówka 50/70/100
5 cz.c. bentonitu jugosłowiańskiego V-6
4 cz.c. H_2O
w ilości 2 kg.

W próbie II badano zachowanie się tej samej masy, lecz w ilości 3 kg.

W próbie III zagęszczano 2 kg masy o składzie:

około 100 cz.c. piasku kwarcowego z Krzeszówka o ziarnistości 70/50/100
10 cz.c. gliny kaolinitowej G III
2 cz.c. pyłu węglowego
7 cz.c. H_2O

Energię prasowania dynamicznego podczas prasowania obliczano w oparciu o bilans energii kinetycznej ruchu obrotowego zawartej w kole zamachowym przed prasowaniem i po prasowaniu.

Energia kinetyczna koła zamachowego

$$E_k = I_k \cdot \frac{W_1^2}{2} \tag{58}$$

gdzie:

I_k - moment bezwładności koła zamachowego,

W_1 - początkowa prędkość kątowa koła zamachowego.

Energia zużyta na pracę zagęszczania formy

$$E = I_k \cdot \frac{W_1^2}{2} - E_{korbowodu} - I_k \frac{W_2^2}{2} \tag{59}$$

gdzie:

$E_{korbowodu}$ - energia zużyta na wprawienie w ruch korbowodu,

W_2 - prędkość kątowa koła zamachowego po uderzeniu.

Energię zużytą na wprawienie w ruchu korbowodu prasy można wyrazić następującą zależnością:

$$E_{korbowodu} = I_k \left(\frac{W_1^2}{2} - \frac{W_{pwk}^2}{2}\right)$$

gdzie:

W_{pwk} - prędkość kątowa koła zamachowego po włączeniu korbowodu.

Po odpowiednich przekształceniach i po podstawieniu zależności $\omega = \frac{\pi \cdot n}{30}$ otrzymuje się ostateczne

$$\Delta E = \frac{\pi^2}{1800} \cdot I_k (n_1^2 - n_2^2) \qquad (60)$$

Zależność tę po podstawianiu do niej konkretnych wartości na n_1 oraz n_2 wykorzystano dla określenia wpływu prędkości zagęszczenia na straty energii podczas tego zagęszczenia.

gdzie:

n_1 - początkowa ilość obrotów koła zamachowego w jednostce czasu,

n_2 - ilość obrotów koła zamachowego po uderzeniu bijaka w jednostce czasu.

4.2.1.2. Wyniki pomiaru

Wyniki pomiarów wpływu prędkości zagęszczania na straty energii zagęszczania zostały ujęte w tabl. 8, 9 i 10 oraz na rys. 44.

Jak wynika z tych danych energia dynamicznego zagęszczania masy wraz ze wzrostem szybkości prasowania rośnie.

Wyniki próby I pomiarów energii dynamicznego zagęszczania mas formierskich na prasie mimośrodowej

Tablica 8

Nr próby	Obroty koła zamachowego na początku próby n_1 w obr./min.	Obroty koła zamachowego po prasowaniu n_2 w obr./min.	Spadek obrotów koła zamachowego $n = n_1 - n_2$ w obr./min.	Energia prasowania dynamicznego $\Delta E = K(n_1^2 - n_2^2$ w kGm)	$n_1 \times E$	n_1^2	Równanie prostej
1	105,8	87,6	18,20	K.3519,88	K.372403,3	11194,1	
2	51,5	11,4	40,10	K.2522,29	K.129897,9	2652,2	
3	101,8	87,0	14,8	K.2794,24	K.284452,8	10563,2	168207,1a+
4	176,o	165,5	10,5	K.3585,75	K.641085,0	30976,0	+ 13379b
5	165,0	152,3	12,7	K.4029,71	K.744902,1	27225,0	=K.4493660,7
6	165,0	156,5	8,5	K.2732,75	K.450903,7	27225,0	1337,9a+12b
7	127,1	109,5	17,6	K.4164,16	K.529264,7	16154,4	=K.38493,21
8	51,5	0	51,5	K.2652,25	K.136590,8	2652,2	stąd:
9	76,2	50,7	25,5	K.3235,95	K.246579,3	5806,4	E=k.10,6.n_1
10	127,1	111,5	15,6	K.3722,16	K.473086,5	16154,4	+ K.2026
11	63,6	31,7	31,9	K.3040,07	k.193348,4	4044,9	ponieważ przy n_1=0
12	117,3	101,7	15,6	K.2494,00	K.292546,2	13759,3	E=b to znaczy że to nie powinna być prosta
	n_1 = =1337,9			E = =K.38493,21	$n_1 \times E$ = K.4493660,7	n_1^2 = 168207,1	

Tablica 9

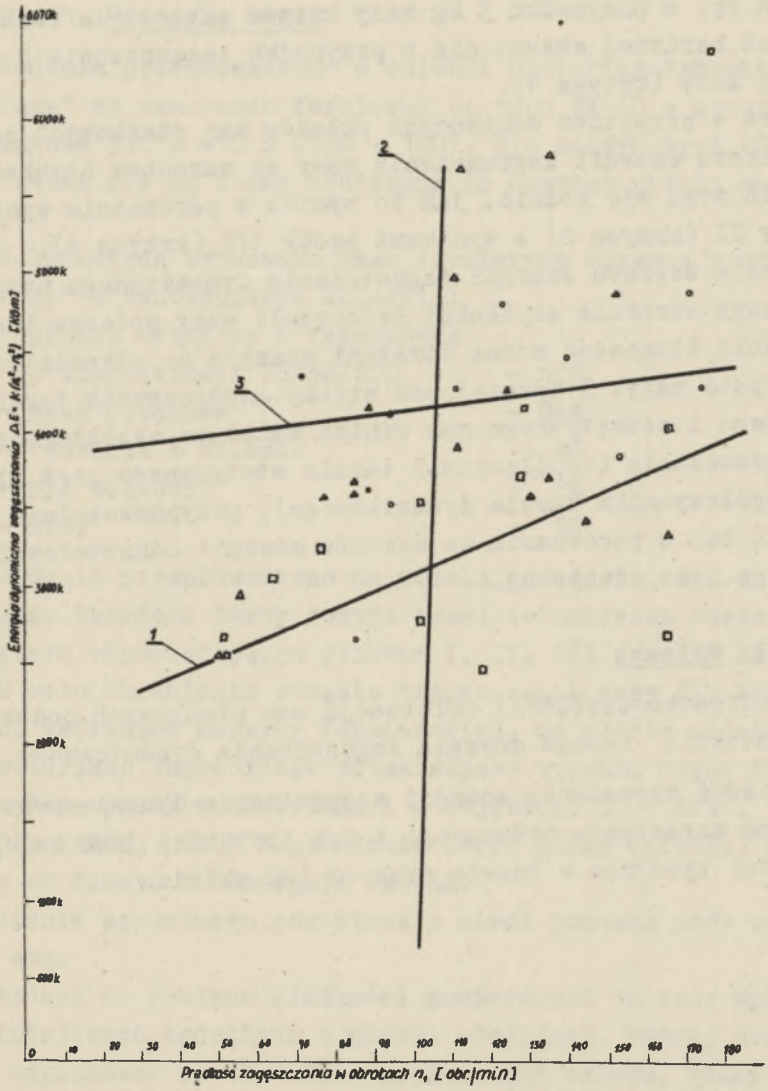
Wyniki próby II pomiarów energii dynamicznego zagęszczenia mas formierskich na prasie mimośrodowej

Nr próby	Obroty koła zamachowego na początku próby n_1 w obr./min.	Obroty koła zamachowego po prasowaniu n_2 w obr./min.	Spadek obrotów koła zamachowego $n=n_1-n_2$ w obr./min.	Energia prasowania dynamicznego $\Delta E=K(n_1^2-n_2^2)$	$n_1 \times E$	n_1^2	Równanie prostej
1	123,3	103,0	20,3	K.4293,89	K.529436,6	15192,9	211184,2a+1759,9b
2	111,3	86,2	25,1	K.4963,25	K.552409,7	12387,7	= K.7256869,4
3	114,8	86,2	28,6	K.5654,60	K.649148,0	13177,0	
4	85,0	60,0	25,0	K.3625,00	K.308125,0	7225,0	1759,9a+16b
5	130,3	115,6	14,7	K.3614,73	K.470999,3	16900,0	=K.64198,37
6	88,3	60,0	28,3	K.4171,89	K.368377,8	7796,9	
7	134,7	111,4	23,3	K.5734,13	K.772387,3	18144,0	co daje
8	143,0	130,4	12,6	K.3444,84	K.492612,1	21049,0	
9	85,0	61,0	24,0	K.3704,00	K.314840,0	7225,0	E=K.725285,7n,-
10	50,4	50,4	0	K.2541,40	K.128086,5	2540,1	- K.7974130
11	54,6	54,6	0	K.2973,16	K.162334,5	2981,1	
12	164,0	153,5	10,5	K.3333,75	K.546735,0	26876,0	
13	151,4	134,6	16,8	K.4904,80	K.742586,5	22921,9	
14	75,7	46,1	29,6	K.3605,28	K.272919,6	5730,4	
15	113,5	94,6	18,9	K.3930,49	K.446110,6	12882,2	
16	134,6	120,0	14,6	K.3713,16	K.499791,3	18145,0	
	n_1 = 1759,9			E= K.64198,37	$n_1 \times E$ = K.7256869,4	n_1^2 = =211184,2	

Tablica 10

Wyniki próby III pomiarów energii dynamicznego zagęszczania mas formierskich na prasie mimośrodowej

Nr próby	Obroty koła zamachowego na początku próby n_1 w obr./min.	Obroty koła zamachowego po prasowaniu n_2 w obr./min.	Spadek obrotów koła zamachowego $n=n_1-n_2$ w obr./min.	Energia prasowania dynamicznego $\Delta E=K(n_1^2-n_2^2)$	$n_1 \times E$	n_1^2	Równanie prostej
1	170,1	155,2	14,9	K.4847,00	K.823640,0	28900,0	186319,8a +
2	174,2	161,5	12,7	K.4263,40	K.742684,2	30365,0	+ 1444,4b =
3	93,5	68,0	25,5	K.4118,25	K.385046,3	8742,2	=K.6342129,4
4	93,5	72,3	21,2	K.3515,00	K.328652,5	8742,2	1444,4a+12b =
5	89,3	65,9	23,4	K.3622,00	K.323082,4	7964,4	=K.51411,94
6	85,0	67,4	17,6	K.2682,00	K.227970,0	7225,0	
7	123,3	102,0	21,3	K.4799,00	K.590277,0	15502,8	E=K.4,1.n_1
8	72,3	30,0	42,3	K.4320,29	K.311640,0	5227,2	+K.3791
9	140,3	123,4	16,9	K.4456,00	K.623840,0	18600,0	
10	139,1	112,6	26,5	K.6670,00	K.927130,0	19321,0	
11	153,1	140,3	12,8	K.3839,00	K.587367,0	23409,0	
12	110,7	89,3	21,4	K.4280,00	K.470800,0	12321,0	
	n_1 = 1444,4			E = K.51411,94	$n_1 \times E$ = =K.6342129,4	$\bar{n}_1^2$ =186319,8	



Rys. 44. Zależność energii dynamicznego zagęszczania mas od prędkości zagęszczania gdzie:

krzywa 1 - odnosi się do próby I, krzywa 2 - odnosi się do próby II, krzywa 3 - odnosi się do próby III

Jak widać z wykresu na rys. 44 przedstawiającego trzy krzywe regresji uzyskane metodą najmniejszych kwadratów, wielkość tego narastania zależy od ilości masy zagęszczanej w danej objętości i od jej składu.

W przypadku większej ilości masy wzrost ten jest silniejszy i tak np. w przypadku 3 kg masy krzywa narastania (krzywa 2) jest bardziej stroma niż w przypadku zagęszczania 2 kg tej samej masy (krzywa 1).

Również w przypadku odmiennych składów mas piaskowych szybkości wzrostu energii zagęszczenia masy ze wzrostem szybkości prasowania mogą się różnić, jak to wynika z porównania wyników próby II (krzywa 2) z wynikami próby III (krzywa 3).

Tendencję wzrostu energii zagęszczania dynamicznego przy jednoczesnym wzroście szybkości deformacji masy podczas tego zagęszczania tłumaczyć można stratami energii na odkształcenie sprężyste masy. Z drugiej zaś strony współczynnik tarcia wewnętrznego i zewnętrznego mas winien maleć ze wzrostem szybkości zagęszczania (współczynnik tarcia statycznego jest większy od współczynnika tarcia dynamicznego), przypuszczalnie jednak spadek ten w porównaniu do wzrostu energii odkształcenia sprężystego jest minimalny.

4.2.1.3. Wnioski

1. Ze wzrostem szybkości deformacji mas piaskowych podczas ich zagęszczenia rośnie energia zagęszczenia dynamicznego.

2. Szybkość narastania energii zagęszczania dynamicznego mas w miarę narastania deformacji i ich szybkości jest zależna od ilości tych mas w formie oraz od ich składu.

5. WPŁYW ZAGĘSZCZENIA MAS FORMIERSKICH I RDZENIOWYCH NA GŁADKOŚĆ I DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWĄ ODLEWÓW

5.1. Wpływ zagęszczenia mas na gładkość odlewów

5.1.1. Metodyka badań

Badania przeprowadzono w odlewni Bielskiej Fabryki Maszyn "Befama" na maszynach formierskich typu FK-60 w skrzyniach o wymiarach 510 x 410 x (150 + 100). Dla maszyn tych 20 wstrząsów uważa się za ilość konieczną do dobrego ubicia masy w formie.

W badaniach stosowano masę formierską używaną w odlewni "Befamy" o następującym składzie:

- piasek kwarcowy z Krzeszówka o ziarnistości 70/50/100 - 10%
- masa obiegowa - 84%
- bentonit z Milowic - 4%
- pył węglowy - 2%
- woda - 5%

Badania przeprowadzono na modelu przedstawionym na rys. 45, badając twardość formy znanym twardościomierzem Dieterta w punktach odpowiadającym punktom I, II, III oraz IV na modelu.

W celu określenia stopnia zagęszczenia masy dla każdej ilości wstrząsów maszyny formierskiej, na płycie modelowej przewidziano zagłębienie odtwarzające wypukłą część formy o kształcie prostopadłościanu i o objętości 0,26 dcm^3.

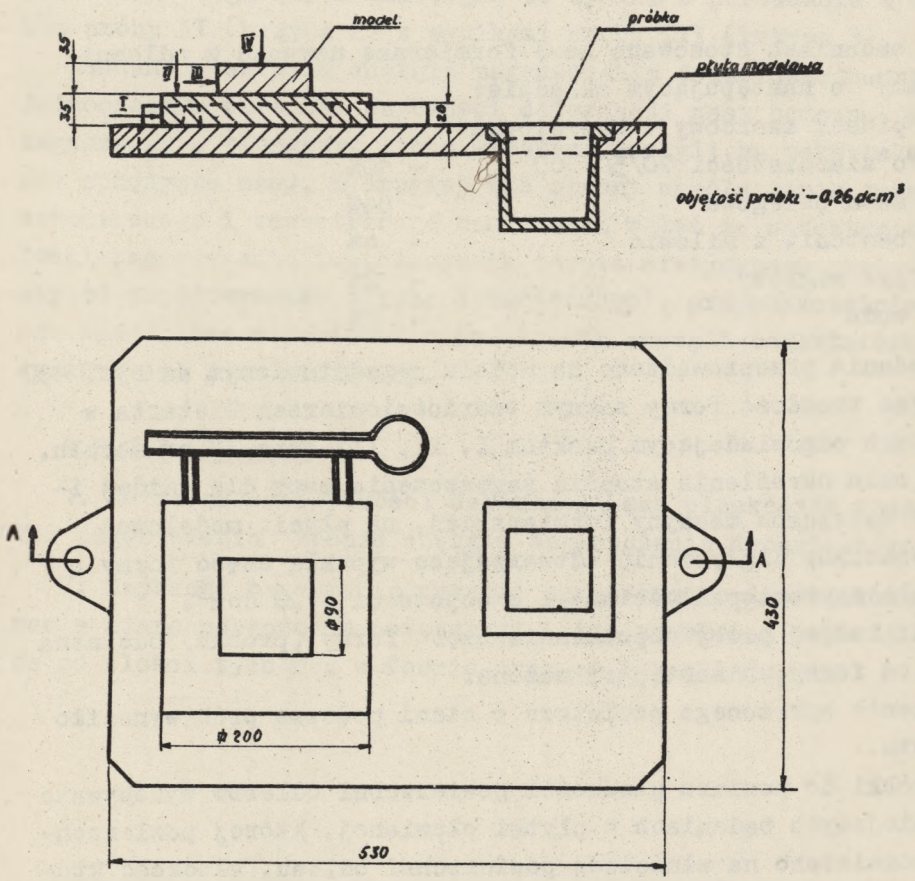
Dla każdej próby wspomniania część formy (próbka) odcinana była od formy, a następnie ważona.

Ciśnienie sprężonego powietrza w sieci podczas prób wynosiło 6-7 atm.

Próbki do pomiaru gładkości powierzchni odlewów wykonywano w niniejszych badaniach z płytki ołowianej, której powierzchnię odgniatano na właściwej powierzchni odlewu, gładkość której była przedmiotem badań.

Formy zalano żeliwem z jednej kadzi tj. o tym samym składzie i temperaturze.

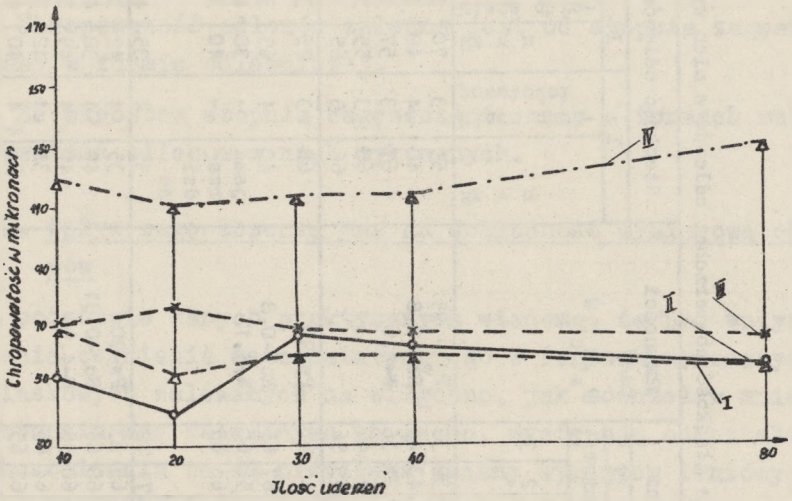
Pomiaru gładkości powierzchni dokonano metodą jednokrotnego przekroju wiązką światła za pomocą podwójnego mikroskopu "Linnika" produkcji ZSRR typu MIS-11 zgodnie z normą PN-58/M-04250 - uwzględniając zalecenia przedstawione przez M.Skarbińskiego [52] odnośnie pomiaru parametru Rz (wysokość chropowatości) dla odlewów.
Klasę chropowatości badanych powierzchni ustalono wg PN-58/M-04251.



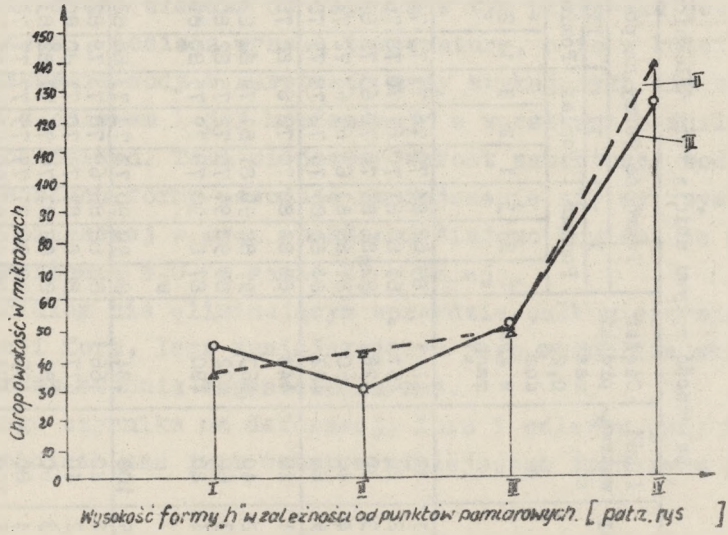
Rys. 45. Płyta modelowa do badań wpływu stopnia zagęszczenia mas na gładkość powierzchni odlewów

5.1.2. Wyniki badań

Wyniki badań chropowatości odlewów żeliwnych w zależności od stopnia ubicia form przedstawiono w tablicy zbiorczej (tabl. 11) oraz na rys. 46 i 47.



Rys. 46. Wpływ ilości uderzeń na gładkość powierzchni w punktach I, II, III, IV [patrz rys 45]



Rys. 47. Zależność średniej chropowatości dla prób II i III

Tablica 11

Zależność wpływu ubicia form odlewniczych na gładkość powierzchni odlewów w nich wykonanych

Nr próby		Ilość wstrząsów	Ciężar próbki masy 0,26 dcm^3 w gramach	Twardość formy na powierzchni												Własności masy P_w, R_c, W	Gładkość odlewów na powierzchni							
				I			II			III			IV				I		II		III		IV	
				Pomiar			Pomiar			Pomiar			Pomiar				Rz w n	klasa chropowatości	Rz w n	klasa chropowatości	Rz w n	klasa chropowatości	Rz w n	klasa chropowatości
				1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3									
	1	10	425	85	88	84	70	76	71	73	76	74	42	39	37	P_w - 95	55	3	70	3	70	3	120	2
	2	20	451	85	86	87	70	67	70	78	76	78	44	43	43	Rc^w-0,8	40	4	48	3	75	3	110	2
I	3	30	426	82	86	85	70	70	63	72	69	76	41	31	36	W-4,6	67	3	57	3	67	3	115	2
	4	40	460	81	88	83	63	65	64	72	74	69	42	42	47		65	3	55	3	65	3	115	2
	5	80	482	84	83	85	75	78	78	75	78	78		53	56		66	3	65	3	67	3	130	2
	1	20	444	88	88	88	76	78	69	80	78	80	60	55	66	Pw-90	68	3	75	3	87	2	110	2
	2	40	463	91	88	90	81	81	79	82	83	83	62	67	65	Rc^w-0,8	40	4	65	3	65	3	160	2
II	3	60	472	89	90	91	76	72	75	82	80	80	57	52	60	W_T5,1	jama	-	38	4	35	4	120	2
	4	80	480	87	87	90	79	79	75	80	80	79	61	66	65		rza-	-	40	3	45	3	110	2
																	dzi-							
	5	100	484	88	90	90	72	73	73	88	82	82	75	71	72		na 35	4	35	4	35	4	115	2
	1	20	466	88	88	86	69	70	73	79	82	82	56	65	63	Pw-90	35	4	42	3	45	3	170	1
	2	40	477	88	88	87	74	70	71	80	80	81	51	60	64	Rc^w-0,81	40	4	38	4	45	3	140	2
III	3	60	481	87	88	87	78	76	77	82	83	82	50	60	56	W-4,9	40	4	45	3	43	3	140	2
	4	80	495	90	90	91	77	75	77	77	78	77	60	64	65		38	4	42	3	42	3	170	1
	5	100	496	90	90	92	80	82	79	77	77	78	60	62	65		34	4 4	40	4	74	3	110	2

Jak wynika z zależności na rys. 46 oraz rys. 47 im wyżej jest położona część formy czyli im słabiej jest ona zagęszczona tym większa chropowatość powierzchni odlewu odwzorowanego przez tę część formy.

5.1.3. Wnioski

1. Chropowatość odlewów zależna jest od stopnia zagęszczenia masy w formie odlewniczej.

2. Ze wzrostem stopnia zagęszczenia masy w formach maleje chropowatość odlewów w nich wykonanych.

5.2. Wpływ zagęszczenia mas na dokładność wymiarową odlewów

Na podstawie danych praktycznych wiadomo, że pod wpływem działania ciśnienia metalostatycznego w formach wykonanych z mas piaskowych zalewanych na wilgotno, jak również w mniejszym stopniu mas zalewanych na sucho, występują odkształcenia.

Odkształcenia te są przyczyną zmiany wymiarów liniowych odlewów w kierunku ich wzrostu, co jest jednoznaczne ze wzrostem ich ciężaru.

Ciecz, którą wlewamy do form, a w tym przypadku jest nią ciekły metal, posiada wysoką temperaturę, a to z kolei powoduje odparowanie wody w warstwach masy stykających się bezpośrednio z odlewem i jej kondensację w warstwach bardziej oddalonych od odlewu. Taki miejscowy wzrost zawartości wody w pewnych miejscach formy powoduje zmniejszenie się wytrzymałości R_c^w masy piaskowej w tych punktach. Wiadomo bowiem, że ze wzrostem zawartości H_2O w masie R_c^w - maleje.

Czynnikiem nie eliminującym wprawdzie całkowicie zjawiska deformacji form, lecz zmniejszającym jego szkodliwe skutki, jest wzrost stopnia zagęszczenia mas.

Wpływ tego czynnika na deformację form i odlewów przy różnych wilgotnościach mas jest tematem niniejszego rozdziału pracy.

5.2.1. Metodyka badań

Badania przeprowadzono w Hucie "Zygmunt" na formach wykonanych z modelu o kształcie walcowym Ø = 100 mm i wysokości h = 500 mm, zamontowanego na płycie modelowej, której zdjęcie pokazano na rys. 48.

Na lewej stronie płyty modelowej (dolna część zdjęcia) przymocowano model służący do każdorazowego formowania próbki zagęszczonej masy służącej po odcięciu i zważeniu do określenia stopnia zagęszczenia masy w formie w g/cm^3.

Do badań wykorzystano maszynę formierską typu FK-2 oraz skrzynie formierskie 750 x 550 x 170.

Formy wykonywano z mas, których składy podano w tabl. 12.

Tablica 12

Składy mas formierskich użytych do badań wpływu stopnia zagęszczenia form na ich deformację pod wpływem działania ciekłego metalu w częściach ciężarowych

Nr masy	Piasek kwarcowy z Maczek o ziarnistości 70/50/100	Glina G.S.I	Woda	Stosunek wodno-glinowy $\frac{W}{G}$	Sumaryczna ilość lepiszcza W+G
1	90,5	9,5	3,5	0,36	13,0
2	89,2	10,8	4,0	0,37	14,8
3	88,4	11,6	4,5	0,36	15,8
4	87,0	13,0	6,2	0,47	18,2
5	86,0	14,0	5,8	0,41	17,8

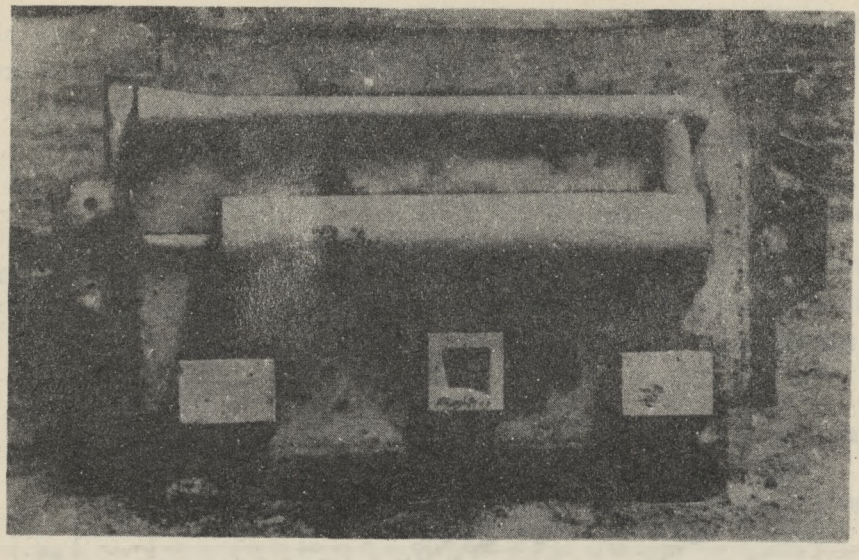
Formy po odformowaniu w pozycji poziomej na maszynach formierskich były składane obok siebie w pozycji pionowej.

Dla każdej próby wykonywano po trzy formy.

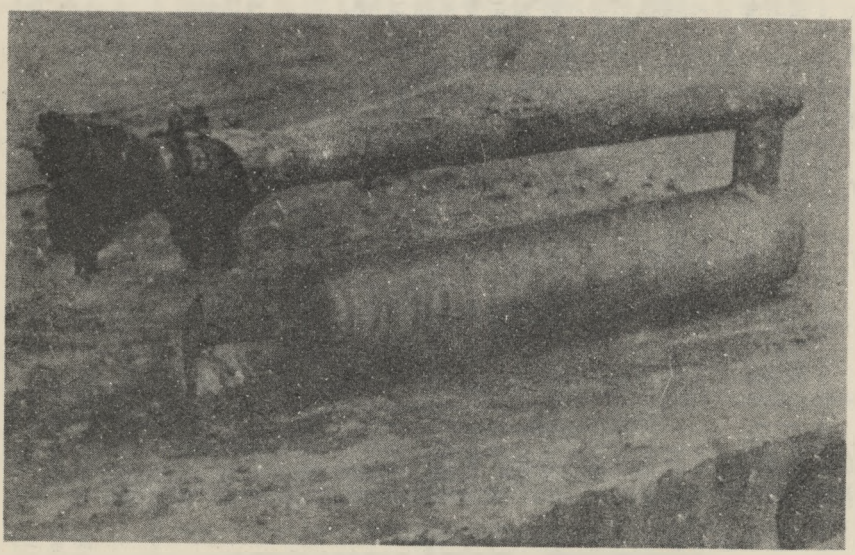
Formy zalewano każdorazowo z kadzi o wylewie kadziowym Ø = = 40 mm.

Temperatura staliwa wynosiła 1440°–1460°C wg Piropto - bez poprawki.

Gotowe odlewy wykonane w tych formach przedstawiono na rys. 49.



Rys. 48. Model walca do pomiaru wpływu stopnia zagęszczenia na rozbicie formy

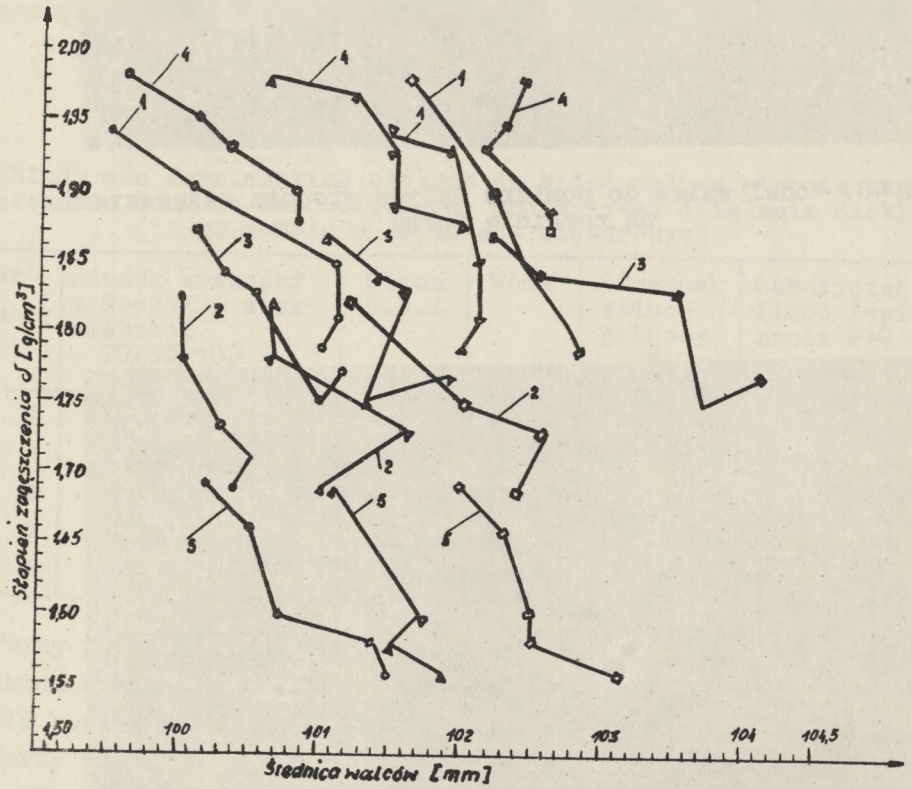


Rys. 49. Odlew walca do pomiaru wpływu stopnia zagęszczenia na rozbicie formy

Średnice walców odlanych w każdej z prób mierzono w trzech ich miejscach: u dołu (przy wlewie doprowadzającym), w środku oraz u góry, określając stopień deformacji form w miejscach odpowiadających tym miejscom pomiarowym na odlewie.

5.2.2. Wyniki badań

Wyniki badań wpływu stopnia zagęszczenia na deformację form podczas ich zalewania ciekłym metalem przedstawiono w tabl.13 oraz na wykresie - rys. 50.



Rys. 50. Zależność deformacji form wykonanych z różnych mas formierskich od stopnia ich zagęszczenia, gdzie: krzywe dotyczą:

górnej części formy
środkowej części formy
dolnej części formy

oraz oznaczenia od 1-5 oznaczają odpowiednie masy z tabl.12.

Nr maszyny	Nr próby	Stopień zagęszczenia (g/cm³)			Ciężar wyciętej kształtki (g)			Twardość / Czas ubij. min. 100	Średnica walca								
									Góra			Środek			Dół		
		I	II	III	I	II	III		I	II	III	I	II	III	I	II	III
1	1	1,85	1,80	1,73	74,0	72,0	69,2	30	102,0	102,0	102,0	103,0	103,0	103,0	104,0	103,5	104,0
	2	1,86	1,81	1,78	74,3	72,5	71,3	45	102,0	102,2	102,1	103,0	103,0	103,2	104,0	103,5	103,0
	3	1,88	1,85	1,82	75,2	73,8	72,8	60	102,0	102,2	102,0	103,0	103,2	103,0	104,0	103,2	104,0
	4	1,95	1,90	1,87	78,0	75,9	74,5	70	101,0	101,2	101,3	103,0	103,0	102,8	103,5	102,8	103,2
	5	2,00	1,88	1,95	80,1	75,4	78,6	80	100,5	101,0	100,1	102,0	102,5	102,6	103,0	102,0	103,0
2	6	1,71	1,65	1,71	68,5	65,8	68,6	30	102,2	101,0	101,2	102,2	102,0	102,0	104,1	103,5	102,8
	7	1,73	1,69	1,72	69,1	67,5	68,8	45	101,3	102,0	101,3	102,5	102,0	102,0	104,2	103,5	103,0
	8	1,75	1,72	1,74	70,2	68,9	69,4	60	101,0	102,0	101,0	102,8	102,5	102,4	104,0	104,0	103,0
	9	1,82	1,77	1,78	72,8	70,8	71,3	70	100,2	101,5	101,2	101,5	102,0	102,1	103,2	103,0	102,8
	10	1,83	1,81	1,81	73,2	72,2	72,2	80	100,1	101,0	101,0	101,2	102,0	102,0	102,4	101,5	102,6
3	11	1,82	1,72	1,77	72,6	68,7	71,0	30	102,2	102,5	101,3	103,2	103,5	102,0	105,8	106,5	103,0
	12	1,83	1,63	1,79	73,4	65,0	71,5	45	102,0	102,0	102,0	103,0	103,0	101,0	105,2	106,0	103,2
	13	1,86	1,79	1,85	74,6	71,6	73,8	60	101,5	102,0	101,0	102,8	102,5	102,6	104,6	106,0	103,0
	14	1,87	1,80	1,87	74,8	72,5	74,8	70	101,0	102,0	101,0	102,0	103,0	102,4	103,0	105,0	102,6
	15	1,88	1,86	1,89	75,0	74,3	75,6	80	100,9	101,5	101,0	101,5	102,5	102,0	102,5	104,0	103,2
4	16	1,90	1,85	1,89	76,5	74,0	75,6	30	102,0	101,0	102,5	105,0	102,0	102,0	104,0	103,0	104,0
	17	1,93	1,84	1,91	77,4	73,7	76,2	45	101,0	102,0	102,5	104,0	102,5	101,0	104,0	103,0	104,0
	18	1,95	1,90	1,95	78,4	75,7	77,8	60	101,0	102,0	101,0	103,0	102,0	102,8	103,5	102,5	103,5
	19	1,98	1,90	1,99	79,5	75,7	79,4	70	100,5	101,5	101,5	103,0	102,0	101,6	103,5	103,5	102,9
	20	2,05	1,92	1,97	80,5	76,0	78,6	80	100,0	101,0	101,0	102,5	101,5	101,0	103,0	103,5	103,8
5	21	1,55	1,56	1,58	62,2	62,5	63,0	30	103,0	103,0	101,5	103,5	103,0	102,2	105,0	104,0	103,5
	22	1,57	1,58	1,59	63,0	63,3	63,6	45	102,5	102,5	102,3	103,8	102,8	101,0	104,0	103,5	103,4
	23	1,60	1,61	1,59	64,2	64,5	63,8	60	102,2	102,0	101,0	103,0	102,7	102,5	104,4	103,5	103,0
	24	1,68	1,66	1,65	67,3	66,3	65,3	70	101,5	102,0	101,0	103,6	103,0	100,5	104,0	103,2	102,8
	25	1,70	1,68	1,69	68,0	67,0	67,2	80	101,0	101,5	101,0	102,5	102,0	101,0	103,0	102,5	103,5

Na podstawie tych danych trudno określić wpływ H_2O na rozbicie form pod działaniem ciśnienia ciekłego metalu. Niewątpliwie w grę wchodzi tu wpływ szeregu czynników jednocześnie.

Tak więc skład masy może być taki, że ułatwia lepsze jej zagęszczenie się, co jednak jak wynika z rys. 50 nie zabezpieczy form przed znaczną ich deformacją. Posiadane dane wskazują, że przy doborze racjonalnego stopnia zagęszczenia należy najpierw znaleźć właściwy skład mas formierskich.

Z wykresu na rys. 50 wynika, że ze wzrostem stopnia zagęszczenia, w przypadku wszystkich badanych mas, rozbicie form z nich wykonanych malało pod wpływem działania ciekłego metalu.

5.2.3. Wnioski

1. Na deformację form w wyniku działania ciśnienia ciekłego metalu ma wpływ stopień zagęszczenia tych form. Im stopień zagęszczenia form jest wyższy, tym deformacja ta jest mniejsza.

2. Na wielkość deformacji form odlewniczych pod wpływem ciekłego metalu poważnie wpływa skład mas formierskich, z których formy te wykonano.

3. Celem uzyskania minimalnej deformacji zalewanym metalem form - należy dążyć do maksymalnego zagęszczenia mas o odpowiednio dobranym składzie.

6. PODSUMOWANIE WYNIKÓW

Analizując wyniki powyższych badań należy stwierdzić, że celem otrzymania jednakowych form o takim samym lub zbliżonym rozkładzie stopni zagęszczania z mas o różnym składzie, wymagane są różne ilości energii zagęszczania.

Zbyt duże zawartości wody oraz lepiszcza w masie są niewskazane, gdyż zmniejsza się przy tym przepuszczalność mas przy jednoczesnym wzroście ich gazotwórczości.

Badając wpływ rodzaju stosowanego składnika iłowego mas na wielkość energii zagęszczania form stwierdzono, że praca zagęszczania form bentonitowych jest wyższa aniżeli praca zagęszczania form gliniastych. Stwierdzenie to może mieć duże znaczenie nie tylko przy doborze parametrów zagęszczania maszynowego form, lecz również i przy ocenie pracochłonności formowania ręcznego. Wynika bowiem z niego, że formierz, celem odpowiedniego zagęszczenia formy, zapewniającego nie tylko właściwą dla celów odlewniczych jej wytrzymałość, lecz również i gładkość - zmuszony jest zużyć większą ilość energii przy formowaniu w masach bentonitowych w porównaniu z formowaniem w zwykłych masach gliniastych.

W świetle powyższego należy również zwrócić uwagę na fakt, że przyjęta w odlewnictwie metoda oceny wytrzymałości na ściskanie mas formierskich Rc przy użyciu próbek walcowych Ø 50 x 50, wykonanych na znormalizowanym ubijaku z określonej przez normę ilości masy przy pomocy trzech uderzeń stopki tegoż ubijaka wymaga pewnych poprawek.

Chodzi bowiem między innymi o to, że np. badając dwie różne masy formierskie, z których jedna wymaga większej pracy zagęszczenia, jak to np. ma miejsce w przypadku stosowania bentonitu jako lepiszcza, otrzymamy próbki walcowe o innej wysokości i rozkładzie stopnia zagęszczenia jak również innym średnim stopniu zagęszczenia wzdłuż wysokości aniżeli ma to miejsce np. w przypadku stosowania mas gliniastych. Jak więc widać w obu przypadkach, uzyskane wyniki nie będą ze sobą porównywalne. Najwłaściwsze byłoby wykonywanie próbek do badania wytrzymałości na ściskanie z określonej ilości masy, metodą prasowania pod wysokimi naciskami z jednoczesną wibracją (celem zmniejszenia sił tarcia) przy ściśle określonej wielkości deformacji słupa masy. Celowym byłoby również zapewnienie w takim urządzeniu możliwości pomiaru pracy zagęszczania badanych mas.

Wpływ niektórych dodatków zmniejszających pracę zagęszczania dodawanych w większej ilości, ma obok dodatniego wpływu również i ujemne skutki, do których zaliczyć trzeba pewne obniżenie się własności wytrzymałościowych mas, co z kolei pociągnąć może

za sobą odkształcenie form pod wpływem ciężaru własnego, jak również pod wpływem ciśnienia metalu na ścianki formy. Najkorzystniej więc stosować te masy do wykonania przez prasowanie pod wysokimi naciskami małych i niektórych średnich form.

Fakt, że energia zagęszczania maleje w miarę wzrostu zawartości lepiszcza iłowego w masach formierskich, przy równoczesnym wzroście wytrzymałości R_c^w tych mas, można wytłumaczyć tym, że siły spójności mas rosną przy równoczesnym nieznacznym spadku sił tarcia wewnętrznego, w ten sposób jednak, że suma tych sił tarcia i spójności wzrasta.

Wiadomo również [1], że deformacja, w wyniku której nastąpiłoby zniszczenie próbki walcowej do prób na ściskanie, jak również zagęszczenie masy w formie - są uwarunkowane wielkością sił ścinających powstałych na płaszczyznach poślizgu. Nie wchodząc w szczegóły związane z rozważaniami geometrycznymi, warunkowanymi kształtem próbki oraz modelu w formie, można ogólnie określić te siły ścinające w postaci wzoru Coulomba (patrz wzór 6).

W celu zniszczenia próbki walcowej przeznaczonej do próby wytrzymałościowej na ściskanie R_c^w potrzebna jest stosunkowo niewielka siła Pn, a zatem wpływ składnika drugiego we wzorze (6) przy próbie R_c^w jest nieznaczny, zaś oba składniki tego wzoru są tego samego rzędu wielkości. Natomiast podczas zagęszczania siły Pn są znacznie większe, szczególnie przy zagęszczaniu pod wysokimi naciskami, a zatem przy tych samych co poprzednio wartościach siły spójności C, która jest niezależna od nacisków, wpływ drugiego składnika jest dominujący w takim stopniu, że w większości przypadków można pominąć w obliczeniach wielkość C.

W przypadku mas formierskich o wzrastającej zawartości wody oraz dodatków specjalnych maleją prawdopodobnie zarówno siły spójności, jak i siły tarcia.

Tak więc dla form różnej wielkości dobór optymalnych warunków zagęszczania pod wysokimi naciskami tj. dobrych własności technologicznych przy możliwie małym wkładzie energii jest możliwy przy stosowaniu różnych składów mas, zaś dobór tych skła-

dów powinien być dokonywany na podstawie analizy własności gotowych odlewów wykonanych w formach z mas o różnych składach. Energia zagęszczania, która jak wyżej stwierdzono, zużywana jest na pokonanie oporów masy piaskowej podczas jej deformacji, składa się z energii potrzebnej na pokonanie wewnętrznych oporów w samej masie, jak również z oporów zewnętrznych występujących między skrzynkami formierskimi, modelami itp. a masą formierską lub rdzeniową.

Zastosowana w pracy metodyka oceny wielkości energii zagęszczania potrzebnej na pokonanie oporów wewnętrznych w zagęszczanej masie piaskowej została oparta na założeniach Bałandina - Aksjonowa [1].

W oparciu o te założenia wyprowadzono w niniejszej pracy wzór (35), określający zależność tej części energii zagęszczania, która jest nieodzowna do pokonania wewnętrznych oporów w zagęszczonej masie.

W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że proponowana metodyka porównawczej oceny wielkości wewnętrznej energii zagęszczenia oparta o zależność (35) może znaleźć szersze praktyczne zastosowanie jedynie wówczas, gdy znana jest w tym wzorze wartość stałej C_1. Metodyka ta może być zastosowana bez dodatkowych badań w przypadku zastosowania tych samych mas w formach o tych samych lub zbliżonych gabarytach w przypadku, gdy znany jest rozkład stopni zagęszczenia wzdłuż wysokości tych form, gdyż inaczej z uwagi na zróżnicowanie energii zewnętrznych zagęszczania wyniki nie będą porównywalne. Na energię wewnętrzną zagęszczenia wpływ ma ziarnistość osnowy piaskowej mas. W wyniku przeprowadzonej analizy stwierdzono, że wewnętrzna energia zagęszczania jest odwrotnie proporcjonalna do kwadratu promienia ziarna osnowy piaskowej masy (w przypadku masy hipotetycznej) oraz wprost proporcjonalna do wielkości form, siły prasującej oraz sił tarcia wewnętrznego.

Rzecz jasna, również i skład masy piaskowej, ze wzrostem ziarnistości mas, winien ulec zmianie w kierunku zmniejszenia ilości lepiszcza, gdyż sumaryczna powierzchnia ziaren osnowy, na której to lepiszcze winno być naniesione - ulega zmniejszeniu.

Jeśli przy wzroście ziarnistości osnowy mas skład ich nie ulegnie zmianie, to zmniejszenie się wartości energii zagęszczenia jest również wynikiem zmniejszenia się współczynnika tarcia wewnętrznego. Na wielkość współczynnika tarcia wewnętrznego wpłyną takie oczywiste czynniki jak rodzaj lepiszcza i grubość jego warstwy na osnowie piaskowej. Im grubsza warstwa lepiszcza - tym mniejszy współczynnik tarcia wewnętrznego.

Czynniki te zależą od składu mas oraz sposobu ich przygotowania i są niezmienne w czasie samego zagęszczania. Zachodzi pytanie: czy podczas zagęszczenia współczynnik tarcia wewnętrznego jest cały czas wielkością stałą, czy też zmienia się? Odpowiedzią byłoby stwierdzenie zależności między stopniem zagęszczenia masy, a współczynnikiem tarcia wewnętrznego.

W wyniku przeprowadzonych w niniejszej pracy badań nie stwierdzono istotnej korelacji pomiędzy tymi dwoma zmiennymi (stopniem zagęszczenia i współczynnikiem tarcia wewnętrznego), stwierdzono natomiast bardzo silną zależność sił spójności mas od stopnia ich zagęszczenia.

Na energię tarcia zewnętrznego mas nie wpływa średnica ziaren osnowy masy, gdyż przy założeniu jednakowego rozkładu nacisków bocznych, w przypadku większej średnicy ziaren, ilość sił punktowych działających na ścianki boczne jest mniejsza, lecz za to droga działania tych sił jest większa, gdyż skok górnej warstwy masy po warstwie niżej położonej jest większy. W grę może wchodzić wpływ grubości ziaren osnowy na współczynnik tarcia zewnętrznego.

Wielkość energii potrzebnej na pokonanie tarcia zewnętrznego mas obliczano w pracy, przyjmując model zagęszczenia podany w literaturze [10], w którym to modelu istnieje piramida deformacji. Jednakże, celem uniknięcia tzw. współczynnika nacisku bocznego ξ masy, zastosowano w niniejszej pracy odmienny od stosowanych dotychczas sposób obliczania naprężeń występujących w formie zagęszczanej prasowaniem oraz energii tarcia zewnętrznego. Wynikiem końcowym tak prowadzonej analizy matematycznej było uzyskanie czterech zasadniczych wzorów na energię zagęszczenia, z których dwa odnoszą się do form i rdzeni

płaskich, których wysokość jest mniejsza lub równa wysokości piramidy deformacji (dotyczy to większości stosowanych w praktyce form odlewniczych) zaś dwa pozostałe odnoszą się do form i rdzeni wysokich, o wysokości przekraczającej wysokość stożka deformacji - co głównie może dotyczyć niektórych rdzeni stosowanych w praktyce.

Pomiary wielkości zewnętrznej energii zagęszczania oraz charakter przebiegu zależności doświadczalnej tej energii od ilości masy piaskowej oraz wielkości formy, potwierdzają dane uzyskane w wyniku analizy matematycznej. Pomiar energii zagęszczania mas formierskich i rdzeniowych prasowaniem zastąpić może próby technologiczne płynności, a wyprowadzone zależności teoretycznie określające wielkość tej energii, mogą służyć do pośredniego pomiaru niektórych własności masy, trudnych do wyznaczenia wprost, takich jak współczynnik tarcia wewnętrznego, spójność masy itd.

Przedstawiona w pracy szczegółowa analiza czynników kształtujących wielkość energii tarcia wewnętrznego w masie oraz tarcia zewnętrznego masy o ścianki form i rdzeni jest analizą zagęszczenia statycznego. Jak wynika z dalszych badań energia dynamicznego zagęszczenia prasowaniem jest zależna od prędkości deformacji masy piaskowej i rośnie wraz ze wzrostem tej prędkości. Rozdziały końcowe niniejszej pracy poświęcone są, w odróżnieniu od poprzednich rozdziałów,jakościowo odmiennemu problemowi wpływu zagęszczenia, będącego funkcją energii zagęszczania w odniesieniu do dokładności wymiarowej odlewów i ich gładkości, a więc zagadnieniu, które jest praktycznym ukoronowaniem wszystkich prowadzonych w niniejszej pracy badań nad energią zagęszczania mas piaskowych.

Badania wpływu zagęszczenia na gładkość i dokładność wymiarową odlewów są jeszcze jednym uzyskanym na nieco innej drodze potwierdzeniem danych literaturowych [52, 56], a wyniki tych badań należy traktować w sposób jakościowy, tzn. na ich podstawie można stwierdzić, że im większy stopień zagęszczenia, tym większe prawdopodobieństwo (bez określenia wielkości współczynnika tego prawdopodobieństwa) uzyskania gładkiego odlewu o większej dokładności wymiarowej.

7. WNIOSKI KOŃCOWE

Na podstawie badań i ich wyników oraz wniosków szczegółowych można sformułować szereg następujących końcowych wniosków ogólnych:

1. Energia zagęszczania mas piaskowo-iłowych zależna jest od składu i rodzaju tych mas. Próby technologiczne płynności mas formierskich i rdzeniowych mogą być zastąpione przez pomiar energii zagęszczenia mas.

2. Proponowana w rozdziale 4.1.1.1. metodyka oceny stanu energetycznego form znajduje praktyczne potwierdzenie w przypadku stosowania skrzynek formierskich o tych samych przekrojach poziomych. W skrzynkach tych można zagęszczać różne ilości tych samych mas prasowaniem pod różnymi naciskami. Nie znajduje ona potwierdzenia, gdy prasowane są różne rodzaje mas w skrzynkach różniących się wymiarami przekrojów poziomych.

3. Energia potrzebna na pokonanie oporów tarcia wewnętrznego mas piaskowo-iłowych zagęszczanych prasowaniem jest odwrotnie proporcjonalna do kwadratu promieni ziarna osnowy oraz wprost proporcjonalna do wielkości form, siły prasującej i współczynnika tarcia wewnętrznego.

4. Ze wzrostem stopnia zagęszczenia słupa masy piaskowo-iłowej w formie rosną siły ścinające potrzebne do przesunięcia jednych warstw tego słupy względem drugich. Nie stwierdzono w sposób jednoznacznie określony zależności sił tarcia wewnętrznego mas od stopnia zagęszczenia.

5. Skład masy wpływa w sposób bardzo wyraźny na wielkość sił ścinających słup zagęszczonej masy oraz w nieznacznym stopniu na wielkość sił tarcia wewnętrznego.

6. Przebieg zależności energii zagęszczania potrzebnej na pokonanie sił tarcia zewnętrznego od średnicy tulei jest podobny w przypadku krzywych doświadczalnych i obliczeniowych, co świadczy o tym, że model zagęszczania masy hipotetycznej przez prasowanie dość dokładnie opisuje mechanizm zagęszczania

prasowaniem mas rzeczywistych. Wyprowadzone zależności mogą posłużyć do pośredniego pomiaru niektórych własności mas, trudnych do wyznaczenia wprost, takich jak współczynnik tarcia wewnętrznego, spójność masy i in.

7. Energia potrzebna na pokonanie sił tarcia zewnętrznego mas formierskich i rdzeniowych podczas zagęszczania prasowaniem maleje ze wzrostem powierzchni przekroju poziomego form, w których te masy są zagęszczane oraz rośnie wraz ze wzrostem ilości tych mas w formie.

8. Intensywność narastania energii potrzebnej na pokonanie zewnętrznych oporów zagęszczania masy w formach niższych od stożka deformacji jest większa aniżeli w formach o wysokości przekraczającej wysokość stożka deformacji.

9. Ze wzrostem szybkości deformacji mas piaskowo-iłowych podczas ich zagęszczania przez dynamiczne prasowanie - rośnie również energia zagęszczania, przy czym intensywność tego narastania zależy od ilości i składu zagęszczanych mas.

10. Chropowatość odlewów zależna jest od stopnia zagęszczania masy piaskowo-iłowej w formie odlewniczej i maleje w miarę narastania stopnia zagęszczenia.

11. Na deformację form piaskowo-iłowych w wyniku działania na nie ciśnienia ciekłego metalu wpływa skład mas oraz stopień ich zagęszczenia w tych formach. Im stopień zagęszczenia form jest wyższy, tym deformacja ta jest mniejsza.

LITERATURA

[1] Aksjonow P.N.: Wybrane zagadnienie z teorii maszyn odlewniczych. Wyd. Śląsk 1965 r.

[2] Gierek A.: Ocienka raboty, zatracziwajemoj na optimalnoje upłotnienije formy. Litiejnoje proizwodstwo N° 1, 1967.

[3] Praca zbiorowa: Teoria procesów technologicznych w odlewnictwie metali. WNT. Warszawa 1965 r.

[4] Samsonowicz Z.: Wpływ własności masy formierskiej na gładkość powierzchni odlewów żeliwnych. Praca habilitacyjna. Zeszyty Naukowe Politechniki Wrocławskiej Nr 110. Mechanika XVI, Wrocław 1965.

[5] Lewandowski J.L.: Wpływ zasadniczych czynników na płynność syntetycznych mas formierskich. Praca habilitacyjna. Zeszyty Naukowe AGH, Metalurgia i odlewnictwo. Z. 10. Kraków 1963 r.

[6] Gierek A.: Wpływ ziarnistości osnowy piaskowej na pracę zagęszczania piaskowo-iłowych mas formierskich. Problemy postępu technicznego. Katowice 1967 Nr 2.

[7] Łempicki J.: Teoretyczne podstawy prasowania form pod wysokimi naciskami. Prace Instytutu Odlewnictwa. Wyd.Śląsk. Zeszyt 3-4/64, Katowice 1965 r.

[8] Lewandowski J.L.: Wpływ pola styku ziarn na wytrzymałość syntetycznych mas formierskich w stanie wilgotnym oraz anizotropia własności wytrzymałościowych. Zeszyty Naukowe AGH Nr 75. Rozprawy 18. Kraków 1963.

[9] Łempicki J.: Współczynnik tarcia i spójność mas formierskich i rdzeniowych. Przegląd Odlewnictwa Nr 1/1962 r.

[10] Mutiłow W.N.: Urawnienije priessowanija. Litiejnoje proizwodstwo, Nr 8, 1963 r,

[11] Stiepanow A.A., Guliajew B.B., Goldring G.M., Izrailson M.S., Abramow N.P.: Urawnienije upłotnienija fermowocznoj smiesi. Litiejnoje proizwodstwo Nr 2, 1967 r.

[12] Gierek A.: Automatyczne linie odlewnicze. Wydawnictwo Śląsk. Katowice 1967 r.

[13] Iwanow D.P., Korotkow A.G., Kriemniew L.A., Kryłow W.S.: Połuczienije otliwok w formach upłotniennych priessowanijem pod wysokim dawlienijem. Litiejnoje proizwodstwo Nr 2, 1967 r.

[14] Bałandin G.F.: K tieorii upłotnienija formowocznych smiesiej. Inżienierno-fiziczirskij Żurnał. Minsk Nr 9, 1968 r.

[15] Kantienik S.K., Swiatkin B.K.: K woprosu o wibropriessowanii litiejnych form pod wysokim dawlienijem. Litiejnoje proizwodstwo. Nr 3, 1964 r.

[16] Sieriabrier L.I.: Wibracionno - udarno priessowyj mietod upłotnienija form. Litiejnoje proizwodstwo Nr 6, 1962 r.

[17] Wietiszka A., Orłow G.M.: Wysokoskorostnoje (wzrywnoje) priessowanije litiejnych form. Litiejnoje proizwodstwo. Nr 3, 1963 r.

[18] Bobriakow G.I.: Grawitacjonno-priessowyj metod upłotnienija form. Litiejnoje proizwodstwo. Nr 7, 1962 r.

[19] Własow A.F., Szackich M.I.: Formowocznyje smiesi dlia izgotowlienija form priessowanijem. Izd. "Maszinostrojenije" Moskwa 1966 r. Leningrad.

[20] Kriwosziejew W.M.: Izgotowlienije litiejnych form priessowanijem pod powyszienным dawlienijem. Litiejnoje proizwodstwo Nr 9, 1964 r.

[21] Bobriakow G.I.,Koleida S.W.,Otietinkiewicz I.P.:Pribor dlia opriedielienija stiepieni upłotnienija form. Litiejnoje proizwodstwo Nr 9, 1963 r.

[22] Wygodnier L.F.: K wywodu urawnienija priessowanija. Litiejnoje proizwodstwo, Nr 9 1963 r.

[23] Goriaczіew A.D.: Woprosy izgotowlienija litiejnych form priessowanijem. Litiejnoje proizwodstwo, Nr 2, 1967 r,

[24] Orłow G.M., Wołkomicz A.A., Kielmanson W.J., Potapow S.M.: Upłotnienije form priessowanijem s profilirowanijem. Litiejnoje proizwodstwo, Nr 2, 1967 r.

[25] Giellier R.L., Popławski W.J.: Opriedielienije pokazatieliej upłotnienija formowocznych i stierżniewnych smiesiej. Litiejnoje proizwodstwo, Nr 1967 r.

[26] Afanasjew N.W., Kosjakow W.F.: Pribor dlia opriedielienija tiekuczіesti formowocznych smiesiej. Litiejnoje proizwodstwo Nr 1, 1963 r.

[27] Orłow G.M.:Tiekuczіest formowocznoj smiesi i upłotnienije form priessowanijem. Litiejnoje proizwodstwo Nr 11,1959 r.

[28] Orłow G.M.: Wlijanije tiekucziesti smiesi na prociess priessowanija form i jejo opriedielienije.Litiejnoje proizwodstwo Nr 8, 1964 r.

[29] Stiepanow A.A.: Tiekucziest formowocznych smiesiej.Litiejnoje proizwodstwo Nr 1, 1966 r.

[30] Giellier R.L., Elbert I.S.: Trienije formowocznoj smiesi po mietalliczieskoj powierchnosti. Litiejnoje proizwodstwo Nr 3, 1962 r.

[31] Rabinowicz B.W., Jewsiejew A.S., Wołkomicz A.A.: Tiechnołogiczieskije osnowy izgotowlienija litiejnych form priessowanijem. Litiejnoje proizwodstwo Nr 4, 1965 r.

[32] Jewstafiew I.N., Borowskij J.F., Fomczienko S.I., Guliajew B.B.: Uplotnienije formowocznych smiesiej wibropriessowanijem. Litiejnoje proizwodstwo. Nr 9, 1965 r.

[33] Bradik J.: K otazce stejnomerneho zhusteni formovaci smesi lisovanim. Slevarenstvi Nr 3, 1965 r.

[34] Ornst J.: Prispevek k teorii výroby forem lisováním. Slevárenstvi, Nr 11, 1964 r.

[35] Chabowski W.: Zagadnienie płynności a stopień ubicia masy formierskiej w świetle wymagań praktyki odlewniczej. Prace Głównego Instytutu Odlewnictwa PWT. Katowice, 1951 r.

[36] Fałęcki Z.: Wpływ stopnia zagęszczenia masy formierskiej na szybkość krzepnięcia i własności odlewów. Przegląd Odlewnictwa, Nr 10, 1961 r.

[37] Lewandowski L.: Zagadnienie płynności mas formierskich. Przegląd Odlewnictwa Nr 7,1958 r.

[38] Lewandowski L.: Wpływ różnych czynników na przepuszczalność i wytrzymałość syntetycznych mas formierskich w stanie wilgotnym. Przegląd Odlewnictwa, Nr 8, 1959 r.

[39] Lewandowski L.: Zagadnienie płynności syntetycznych mas formierskich. Przegląd Odlewnictwa Nr 11, 1960 r.

[40] Polásek B.: Prenos tlaků pri lisovani formovacich smesi. Slevarenstvi Nr 4/5, 1967 r.

[41] Rakogon W.G., Komarow L.J.: K woprosu izgotowlienija litiejnych form na szarnirno-ryczażnych priessach. Litiejnoje proizwodstwo Nr 8, 1960 r.

[42] Aksjonow P.N.: K woprosu o wyborie dawlienija priessowanija. Litiejnoje proizwodstwo Nr 12, 1966 r.

[43] Siefer W., Orths K.: Über das Verdichtungsverhalten von Formsanden. Giesserei, April 1967 r. Heft 8.

[44] Janicki E., Sakwa W.: Materiały formierskie właściwości i zastosowanie. Warszawa, WNT 1965 r.

[45] Szreniawski J.: Badanie twardości powierzchni piaskowych form odlewniczych wgłębnikiem stożkowym. Przegląd Odlewnictwa Nr 1, 1967 r.

[46] Łempicki J.: O nowoczesnej teorii formowania prasującego. Prace Instytutu Odlewnictwa, nr 2, 1958 r.

[47] Gittus J.: Flow Properties of Foundry Sand. Significange of the Bond Energy Ratio. Iron and Steel, October - November - December, 1953 r.

[48] Nicholas K.E.L.: Sands for high pressure monlding and the effect of squeeze pressures. Brit. Foundryman, 1965, 58 Nr 10.

[49] Babkow W.F., Gerburt A.W. Osnowy gruntowiedienija i miechaniki gruntów. Awtotransizdat, Moskwa 1956 r.

[50] Aksjonow N.P.: Oborudowonije litiejnych ciechow. t. I i II, Maszgiz, Moskwa 1949 i 1950.

[51] Maszkowicz A.M., Izrailiewicz L.A.: Izmierienije siły trienija smiesi o stienki opoki pri priessowanii formy. Litiejnoje proizwodstwo Nr 9,1966 r.

[52] Skarbinski: Dokładność wymiarowa odlewów WNT. Warszawa, 1965 r.

[53] Gierek A.: Wpływ składu piaskowo-iłowych mas na energię zagęszczania tych mas prasowaniem pod wysokimi naciskami. Przegląd Odlewnictwa Nr 1, 1968 r.

[54] Rakogon W.G.: Issliedowanije upłatnienija smiesiej pieskoduwnym sposobom. Litiejnoje proizwodstwo Nr 4, 1948 r.

[55] Czerniak B.Z.: Issliedowanije upłotniajuszczej roli, wozdusznogo potoka pro rabocziem procjessie pieskoduwnych maszin. CNIITMASZ, Kniga 21, "Woprosy tocznosti otliwok", Maszgit, 1949 r.

[56] Kobyliński St., Sadzikowski Wł.: Dokładność wykonywania odlewów, Wydawnictwa - Normalizacyjne Warszawa 1965 r.

[57] Gierek A.: Zależność energii zagęszczania od stopnia zagęszczania przy prasowaniu formierskich mas piaskowo-iłowych. Archiwum Hutnictwa. Tom XII, 1967 r. Zeszyt 4.

[58] Vetiska Ales.: Lisovani forem mrizkou Slevarenstvi 1967 r. nr 1.

TEORETYCZNE PODSTAWY OKREŚLANIA WIELKOŚCI ENERGII ZAGĘSZCZANIA MAS FORMIERSKICH ORAZ JEJ WPŁYW NA NIEKTÓRE WŁASNOŚCI FORM ODLEWNICZYCH

S t r e s z c z e n i e

W pracy przeanalizowano zależność energii zagęszczania mas formierskich od niektórych własności tych mas. Omówiono wpływ szeregu czynników na kształtowanie się wewnętrznej i zewnętrznej energii zagęszczania.

Na drodze teoretycznej wyznaczono zależność energii potrzebnej na pokonanie oporów wewnętrznych mas podczas ich zagęszczania od współczynnika tarcia wewnętrznego oraz ziarnistości osnowy piaskowej tych mas. Zależność tę sprawdzono następnie na drodze eksperymentalnej.

Badano wpływ stopnia zagęszczania na tarcie wewnętrzne i siły spójności mas. Przeprowadzono analizę czynników kształtujących wielkość energii tarcia zewnętrznego mas zagęszczanych prasowaniem.

Na drodze eksperymentalnej badano wpływ szybkości deformacji mas podczas ich zagęszczania prasowaniem dynamicznym na kształtowanie się energii zagęszczania. Ostatnią część pracy poświęcono wpływowi stopnia zagęszczenia form na gładkość i dokładność wymiarową odlewów.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВЕЛИЧИНЫ ЭНЕРГИИ УПЛОТНЕНИЯ ФОРМОВОЧНЫХ СМЕСЕЙ И ЕЁ ВЛИЯНИЕ НА НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ

Р е з ю м е

В работе проанализировано зависимость энергии уплотнения формовочных смесей от некоторых свойств этих смесей. Представлено влияние ряда факторов на величину внутренней и внешней энергии уплотнения.

Теоретическим путём получено зависимость энергии требуемой на преодоление внутренных сопротивлений смесей во время их уплотнения от коэффициента внутреннего трения, а также от величины зерна песчаной основы этих смесей. Следовательно, зависимость эту проверено экспериментальным путём.

Исследовано влияние степени уплотнения на внутреннее трение и силы сцепления смесей.

Проведено анализ факторов определяющих величину энергии внешнего трения смесей, уплотняемых прессованием.

Экспериментальным путём исследовано влияние скорости деформации смесей во время их уплотнения динамическим прессованием на величину энергии уплотнения.

Последняя часть работы посвящена влиянию степени уплотнения форм на шероховатость поверхности и точность отливок.

THEORETICAL PRINCIPLES OF DETERMINATION OF THE MAGNITUDE OF COMPACTION ENERGY OF MOULDING SANDS AND ITS INFLUENCE UPON SOME PROPERTIES OF MOULDS

S u m m a r y

This study deals with the dependences of compaction energy of moulding sands from some properties of these sands.

Consideration had been given to a number of factors, which affect the inner and outer energy structure. Theoretical evaluation had been made of the dependence of energy required to overcome the inner resistances of moulding sands from the frictional coefficient - in the course of the compaction process.

This dependence had further been proved experimentally.

Tests had been carried out of the influence of the compaction grade upon the inner friction and coherence strength of moulding sands.

A thorough evaluation of the factors affecting the outer frictional energy of moulding sands compacted by squeezing operation - had been made.

The influence of sand deformation velocity in the course of compaction by the dynamic squeezing process upon the structure of the compaction energy - had been tested experimentally.

The last part of the study deals with the influence of the compaction grade of moulds upon the dimensional accuracy and smoothness of the castings.

ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ
ukazują się w następujących seriach:

A. AUTOMATYKA
B. BUDOWNICTWO
Ch. CHEMIA
E. ELEKTRYKA
En. ENERGETYKA
G. GÓRNICTWO
IS. INŻYNIERIA SANITARNA
MF. MATEMATYKA-FIZYKA
M. MECHANIKA
NS. NAUKI SPOŁECZNE

Dotychczas ukazały się następujące zeszyty serii M:

Mechanika z. 1, 1954 r., s. 90, zł 8,45
Mechanika z. 2, 1955 r., s. 92, zł 13,50
Mechanika z. 3, 1956 r., s. 88, zł 13,—
Mechanika z. 4, 1957 r., s. 122, zł 27,—
Mechanika z. 5, 1958 r., s. 169, zł 33,—
Mechanika z. 6, 1960 r., s. 167, zł 43,35
Mechanika z. 7, 1960 r., s. 48, zł 14,—
Mechanika z. 8, 1961 r., s. 77, zł 15,30
Mechanika z. 9, 1961 r., s. 86, zł 20,60
Mechanika z. 10, 1962 r., s. 100, zł 7,45
Mechanika z. 11, 1962 r., s. 152, zł 11,75
Mechanika z. 12, 1962 r., s. 39, zł 2,90
Mechanika z. 13, 1962 r., s. 83, zł 6,25
Mechanika z. 14, 1962 r., s. 50, zł 3,75
Mechanika z. 15, 1962 r., s. 83, zł 7,65
Mechanika z. 16, 1962 r., s. 129, zł 10,95
Mechanika z. 17, 1963 r., s. 116, zł 6,90
Mechanika z. 18, 1963 r., s. 72, zł 5,50
Mechanika z. 19, 1963 r., s. 79, zł 4,50
Mechanika z. 20, 1963 r., s. 78, zł 4,50
Mechanika z. 21, 1964 r., s. 64, zł 5,25
Mechanika z. 22, 1965 r., s. 104, zł 7,20
Mechanika z. 23, 1965 r., s. 98, zł 5,70
Mechanika z. 24, 1965 r., s. 125, zł 9,—
Mechanika z. 25, 1966 r., s. 111, zł 6,—
Mechanika z. 26, 1966 r., s. 119, zł 10,—
Mechanika z. 27, 1967 r., s. 108, zł 6,—
Mechanika z. 28, 1967 r., s. 75. zł 6,—
Mechanika z. 29, 1967 r., s. 112, zł 7,—

BIBLIOTEKA GŁÓWNA
Politechniki Śląskiej
P 3361/68

Cena zł 8,–