

MODELOWANIE PROCESU FREZOWANIA IGŁOWEGO Z ZASTOSOWANIEM METODY ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

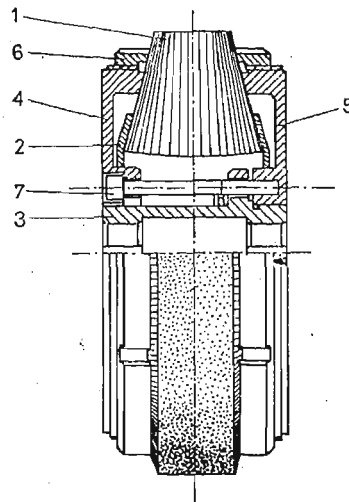
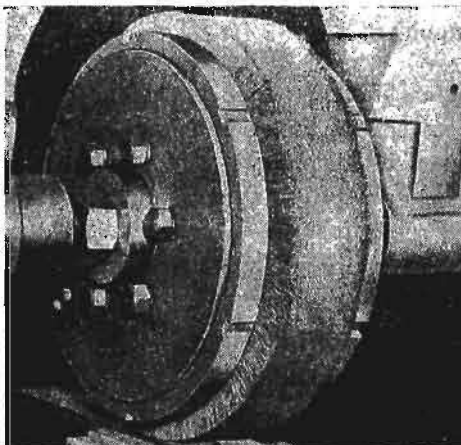
EDMUND WITTBRODT
TADEUSZ BOCHENSKI

Politechnika Gdańska

1. Wprowadzenie

Frezowanie igłowe jest wiórowym sposobem obróbki, umożliwiającym usuwanie warstwy materiału o grubości od kilku setnych do kilku milimetrów. Biorąc pod uwagę uzyskiwaną dokładność i chropowatość powierzchni, obróbkę tę można zakwalifikować jako zgrubną ewentualnie kształtującą.

Frez igłowy (rys. 1a) jest narzędziem o elastycznej powierzchni roboczej utworzonej z dużej liczby gęsto upakowanych igieł, wykonanych z drutu sprężynowego ciągnionego na zimno o średnicy od 0.2 do 0.8 mm [3, 4, 5, 6, 7]. Powszechnie stosowaną konstrukcją freza igłowego jest rozwiązanie przedstawione na rys. 1b. Igły freza 1 mogą być



Rys. 1. Frez igłowy: a) widok ogólny, b) konstrukcja narzędzia

połączone ze sobą za pomocą spawania lub klejenia i wraz z tarczami 2 tworzą wieniec, który jest osadzony na występach tarcz 4 i 5. Tarcze te, skręcane śrubami 7, posiadają nacięte zęby, które wchodzą w wieniec powodując zagęszczenie igieł na powierzchni roboczej freza. Pierścienie 6 mają na celu przeciwdziałanie odkształcaniu się igieł w kierunku poprzecznym do kierunku prędkości skrawania.

Dotychczasowe badania ukierunkowane były przede wszystkim na określenie wpływu parametrów obróbkowych (prędkość skrawania v_c , prędkość posuwu v_f i nastawiona głębokość skrawania g_n) na efekty technologiczne (rzeczywista głębokość skrawania g_r , wydajność i chropowatość obrobionych powierzchni). Niektórzy autorzy w oparciu o przyjęte uproszczone teoretyczne modele freza igłowego podejmowali próby analizy wpływu wybranych czynników na rzeczywistą głębokość skrawania. Jednakże ze względu na zbyt duże uproszczenia modeli, ich wnioski i wyjaśnienia są rozbieżne, a często nawet sprzeczne [4, 6]. W związku z tym podjęto się przeprowadzenia badań niektórych czynników procesu frezowania igłowego oraz oceny ich wpływu na efekty technologiczne, koncentrując się przede wszystkim na badaniu wpływu czynników związanych z narzędziem na rzeczywistą głębokość skrawania. Celem tak przeprowadzonych badań oraz analizy czynników jest opracowanie założeń projektowych i konstrukcyjnych frezów igłowych w aspekcie osiągania optymalnych właściwości użytkowych narzędzia w zależności od zadania obróbkowego.

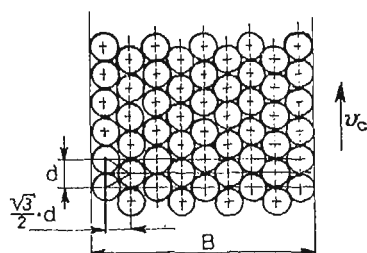
Zrealizowanie badań doświadczalnych czynników procesu frezowania igłowego (zwłaszcza czynników związanych z narzędziem) byłoby bardzo kosztowne i pracochłonne, gdyż badania takie wymagałyby wykonania dużej liczby frezów igłowych o zróżnicowanych wymiarach, średnicach i długościach igieł oraz gęstości ich upakowania. Badania te zrealizowano jako badania symulacyjne na teoretycznym dyskretnym modelu freza igłowego, a badania doświadczalne ograniczono do wyznaczenia danych do modelu (sił skrawania w zależności od parametrów obróbkowych i od czynników związanych z narzędziem) oraz do weryfikacji badań symulacyjnych [1].

2. Teoretyczny dyskretny model freza igłowego z zastosowaniem metody elementów skończonych

Zadaniem dyskretnego teoretycznego modelu freza igłowego jest wyznaczenie rzeczywistej głębokości skrawania w zależności od czynników związanych z narzędziem i parametrami obróbkowymi. Z uwagi na duże przemieszczenia ostrzy igieł, dochodzące do 25 mm [1, 5], model uwzględnia zależności nieliniowe między odkształceniami a przemieszczeniami ostrzy igieł. Przyjęto następujące założenia:

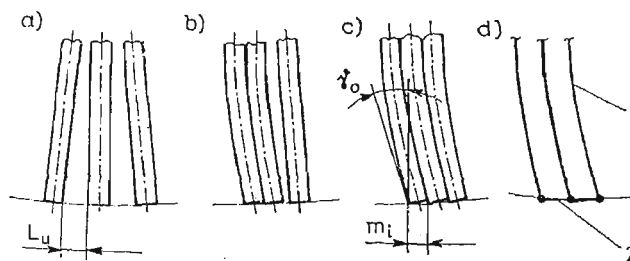
- frez igłowy posiada stałą gęstość upakowania na powierzchni roboczej,
- wszystkie igły są ułożone prostopadle do osi obrotu freza,
- podczas obróbki igły oddziałują na siebie tylko w kierunku v_c ,
- ułożenie igieł na powierzchni roboczej freza przy ich maksymalnej gęstości upakowania tak jak na rys. 2 [4, 6].

Mechanizm usztywniania się części roboczej freza igłowego będącej w kontakcie z obrabianym przedmiotem, a także bezpośrednio poza nią, rzutuje na sposób dyskret-

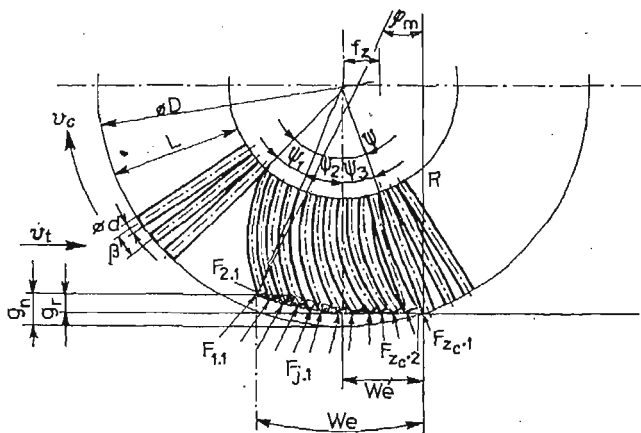


Rys. 2. Rzędowe ułożenie igieł przy ich maksymalnym upakowaniu: B — szerokość powierzchni roboczej freza, d — średnica igły

zacji modelu oraz na sposób przeprowadzania obliczeń. Pod wpływem sił skrawania igły freza odkształcają się. Gdy odkształcenie pierwszej igły jest większe od odkształcenia drugiej o wielkość występującego między igłami luzu, następuje podparcie pierwszej igły drugą, następnie drugiej trzecią, a pierwszej drugą i trzecią itd. (rys. 3). Dzięki temu uzyskuje się wielokrotne zwiększenie sztywności igieł w stosunku do ich sztywności własnej [5, 6].



Rys. 3. Mechanizm podpierania się igieł freza: a) igły nieobciążone, b) początek podpierania się igieł, c) igły wzajemnie podparte, d) dyskretyzacja igieł: 1 — skończony element belkowy, 2 — skończony element prętowy, L_u — luz występujący między igłami, m_i — odległość między ostrzami igieł, γ_o — kąt natarcia ostrza igły



Rys. 4. Technologiczne i geometryczne parametry skrawania podczas frezowania igłowego

Dyskretyzacja modelu polega na przedstawieniu pojedynczej igły freza jako elementu belkowego. Oddziaływanie między igłami (igły wzajemnie podparte) odzwierciedla wprowadzony zastępczy element prętowy (rys. 3d), obciążony siłami działającymi w kierunku osi pręta. Model freza igłowego traktowany jest jako model dyskretny składający się z elementów skończonych belkowych i prętowych. Przed przystąpieniem do budowy modelu obliczeniowego określono technologiczne i geometryczne parametry skrawania oraz sposób obciążenia poszczególnych igieł siłami skrawania (rys. 4). Zależności matematyczne między charakterystycznymi parametrami skrawania wyprowadzono na podstawie rys. 2 i rys. 4, wychodząc ze wzoru na gęstość upakowania igieł na powierzchni roboczej freza [4, 6]:

$$G = \frac{i \cdot A}{A_f}, \quad (1)$$

gdzie:

G — gęstość upakowania igieł,

i — liczba igieł freza,

A — pole powierzchni przekroju poprzecznego igły, mm^2

A_f — pole powierzchni roboczej freza igłowego, mm^2

Otrzymano następujące zależności:

— liczba igieł freza:

$$i = 4 \cdot G \cdot \frac{D \cdot B}{d^2}, \quad (2)$$

— liczba rzędów igieł na szerokości B freza:

$$y = \frac{4 \cdot G \cdot B}{\pi \cdot d}, \quad (3)$$

— liczba igieł w jednym rzędzie (na obwodzie):

$$z = \frac{G}{G_m} \cdot \frac{\pi \cdot D}{d}, \quad (4)$$

gdzie:

$$G_m = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} = 0.906 \text{ — maksymalna gęstość upakowania igieł,}$$

— luz między igłami:

$$L_u = 0.5 \cdot d \sqrt{\pi \cdot \left(\frac{G_m}{G} - 1 \right)}, \text{ mm} \quad (5)$$

— kąt między igłami:

$$\beta = \frac{2 \cdot d}{D} \cdot \frac{G_m}{G}, \text{ rad.} \quad (6)$$

Liczbę igieł czynnych (będących w kontakcie z obrabianym przedmiotem) określano:
a) w przypadku, gdy igły nie były jeszcze podparte:

$$z_c = \frac{z}{2\pi} \cdot \psi = \frac{\psi}{\beta}, \quad (7)$$

gdzie:

$\psi = \psi_1 + \psi_2 + \psi_3$ — kąt styku określający część obwodu freza, powstający na skutek zeiknięcia z obrabianym przedmiotem, uwzględniający kąt ψ_1 odkształcenia pierwszej igły (rys. 4),

b) w przypadku, gdy wyznaczono liczbę igieł podpierających się l_p :

$$\begin{aligned} z_c &= z'_c + z''_c, & \text{gdy } l_p \cdot \beta < \psi_2 + \psi_3, \\ z_c &= z''_c, & \text{gdy } l_p \cdot \beta > \psi_2 + \psi_3, \end{aligned} \quad (8)$$

gdzie:

$$z'_c = (\psi - l_p \beta) / \beta,$$

z_c — wyznaczono metodą iteracyjną (rys. 3c) w następujący sposób:

$$\sum_{i=1}^{l_p} m_i = w_e \rightarrow z_c = i, \quad (9)$$

m_i — odległość między sąsiednimi ostrzami igieł (rys. 3), ($m_i = d / \cos \gamma_{0i}$) mm,

$w_e = w'_e + [0.5 \cdot D - (g_n - g_r)] \cdot \psi_2$ — droga ruchu wypadkowego, mm

$w'_e = \sqrt{D(g_n - g_r) - (g_n - g_r)^2}$ — część drogi ruchu wypadkowego (w mm) powstająca na skutek odkształcenia powierzchni roboczej freza igłowego (rys. 4), gdzie:
 D — średnica freza igłowego, g_n — nastawiona głębokość skrawania, g_r — rzeczywista głębokość skrawania.

Siły obciążające układ przedstawiono analogicznie jak przy frezowaniu walcowym przeciwbieżnym frezem o zębach prostych. W celu określenia chwilowego nominalnego pola przekroju warstwy skrawanej, kształt warstwy aproksymowano łukiem koła o promieniu R , którego środek przesunięty jest o wielkość w'_e względem osi freza (rys. 4). W ten sposób otrzymano zależności:

— kąt skrawania:

$$\varrho_m = \frac{w_e}{R}, \text{ rad}, \quad (10)$$

— jednostkowy kąt skrawania:

$$\varrho = \frac{\varrho_m}{z_c}, \text{ rad}, \quad (11)$$

Chwilową siłę skrawania obliczono ze wzoru:

$$F_{j2} = k_s \cdot f_z \cdot \sin[\varrho_m - \varrho(j-1)], N, \quad (12)$$

a chwilową siłę skrawania normalną

$$F_{j1} = \frac{F_{j2}}{u}, N \quad \text{dla } j = 1, 2, 3, \dots, z_c, \quad (13)$$

gdzie:

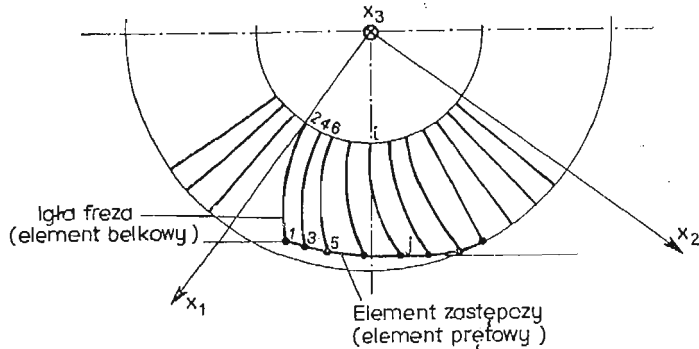
k_s — opór właściwy skrawania, MPa,

f_z — posuw na obrót, mm,

u — współczynnik proporcjonalności.

Opór właściwy skrawania k_s oraz współczynnik proporcjonalności u wyznaczono w sposób doświadczalny.

Model obliczeniowy przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Model obliczeniowy: x_1, x_2, x_3 — osie układu, względem którego obliczano przemieszczenia ostrzy igieł (osie układu globalnego), $1, 2, \dots, j, i, \dots, l_w$ — numeracja węzłów.

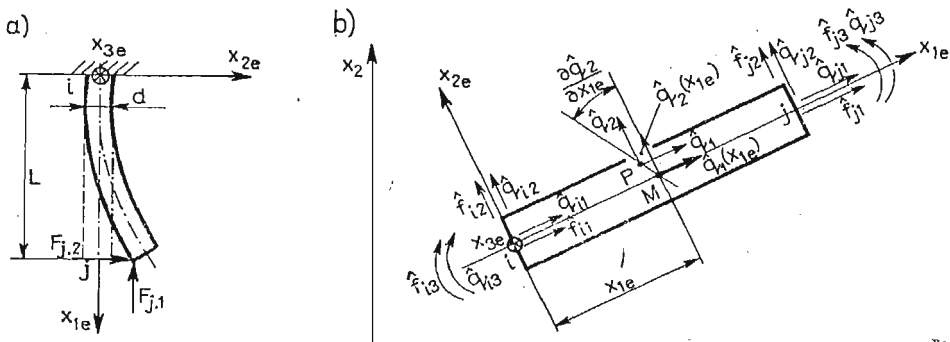
Równania równowagi modelu obliczeniowego wyprowadzono korzystając z równań Lagrange'a II rodzaju. Układ rozpatruje się jako statyczny, zatem równanie Lagrange'a upraszcza się do postaci:

$$\frac{\partial U}{\partial q_i} = f_i, \quad \text{dla } i = 1, 2, \dots, n, \quad (14)$$

gdzie:

- U — energia potencjalna układu,
- q_i — współrzędna uogólniona,
- f_i — siła uogólniona,
- n — liczba stopni swobody układu.

W pierwszej kolejności rozpatrzono pojedynczą igłę freza. Na rys. 6a przedstawiono igłę jako element belkowy o średnicy d i długości L . Początek układu lokalnego x_{1e}, x_{2e}, x_{3e} przyjęto w miejscu utwierdzenia igły. Oś x_{1e} pokrywa się z osią obojętną igły. Na węzeł j działa płaski układ sił utworzony z normalnej siły skrawania F_{j1} oraz głównej siły skrawania F_{j2} .



Rys. 6. Igła jako element belkowy w płaskim układzie sił: a) schemat ogólny, b) przemieszczenia węzłów elementu oraz punktów M i P

Współrzędnymi uogólnionymi elementu, wynikającymi z charakteru obciążenia, są:
 — współrzędne translacyjne w kierunkach osi x_{1e} i x_{2e} ,
 — współrzędne rotacyjne wokół osi x_{3e} .

Wektor współrzędnych uogólnionych (wektor przemieszczeń węzłowych elementu) w układzie lokalnym ma postać:

$$\hat{q}_e = \text{col}(\hat{q}_t, \hat{q}_j), \quad (15)$$

gdzie:

$$\hat{q}_j = (\hat{q}_{j1}, \hat{q}_{j2}, \hat{q}_{j3}).$$

Wektor sił uogólnionych ma postać:

$$\hat{f}_e = \text{col}(\hat{f}_t, \hat{f}_j), \quad (16)$$

gdzie:

$$\hat{f}_j = \text{col}(\hat{f}_{j1}, \hat{f}_{j2}, \hat{f}_{j3}).$$

Po przekształceniach równanie równowagi modelu obliczeniowego w postaci macierzowej przedstawia się następująco [1, 8]:

$$(\mathbf{K}_L + \mathbf{K}_n - \mathbf{K}_G) \cdot q = f. \quad (17)$$

Po stwierdzeniu, że igły podpierają się wzajemnie dopisywana jest macierz sztywności elementów prętowych zastępczych:

$$(\mathbf{K}_L + \mathbf{K}_n - \mathbf{K}_G + \mathbf{K}^*) q = f, \quad (18)$$

gdzie:

- \mathbf{K}_L — macierz sztywności liniowej,
- \mathbf{K}_n — macierz sztywności nieliniowej,
- \mathbf{K}_G — macierz sztywności geometrycznej,
- \mathbf{K}^* — macierz sztywności elementów zastępczych,
- q — wektor przemieszczeń końców igieł,
- f — wektor sił uwzględniający zależności (12) i (13).

Elementy wektora przemieszczeń $\hat{q}_{i1} = \hat{q}_{i2} = \hat{q}_{i3} = 0$ (rys. 6a), a elementy wektora sił \hat{f}_{i1} , \hat{f}_{i2} i \hat{f}_{i3} są reakcjami w miejscu utwierdzenia. Z uwagi na cel obliczeń, jakim jest wyznaczenie wektora przemieszczeń ostrzy igieł, elementy te można pominąć. Ponadto $\hat{f}_{j1} = -F_{j1}$, $\hat{f}_{j2} = F_{j2}$ i $\hat{f}_{j3} = 0$. Wektory \hat{q}_e i \hat{f}_e mają więc postać:

$$\hat{q}_e = \text{col}(\hat{q}_j) \quad \text{i} \quad \hat{f}_e = \text{col}(\hat{f}_j). \quad (19)$$

Macierz sztywności belkowego elementu skończonego wyprowadzono korzystając z macierzy funkcji kształtu [8, 9]:

— aproksymującej przemieszczenia punktu M leżącego na osi obojętnej elementu (rys. 6b)

$$\mathbf{N}_e(x_1) = \begin{bmatrix} 1 - \frac{x_1}{L} & 0 & 0 & \frac{x_1}{L} \\ 0 & 1 - 3\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 + 2\left(\frac{x_1}{L}\right)^3 & L\left[\frac{x_1}{L} - 2\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 + \left(\frac{x_1}{L}\right)^3\right] & 0 \\ 0 & \frac{6}{L}\left[\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 - \frac{x_1}{L}\right] & 1 - 4\frac{x_1}{L} + 3\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 & 0 \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 3\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 - 2\left(\frac{x_1}{L}\right)^3 & L\left[\left(\frac{x_1}{L}\right)^3 - \left(\frac{x_1}{L}\right)^2\right] \\ \frac{6}{L}\left[\frac{x_1}{L} - \left(\frac{x_1}{L}\right)^2\right] & 3\left(\frac{x_1}{L}\right)^2 - 2\frac{x_1}{L} \end{bmatrix}, \quad (20) \quad [\text{cd}]$$

— aproksymującej przemieszczenia punktu P leżącego poza osią obojętną elementu (rys. 6b)

$$\mathbf{N}_e(x_1, x_2) = \begin{bmatrix} 1 - \frac{x_1}{L} & -\frac{6}{L^2}x_2x_1\left(\frac{x_1}{L} - 1\right) & -x_2\left(1 - \frac{4}{L}x_1 + \frac{3}{L^2}x_1^2\right) & \frac{x_1}{L} \\ 0 & 1 - \frac{3}{L^2}x_1^2 + \frac{2}{L^3}x_1^3 & x_1\left(1 - \frac{2}{L}x_1 + \frac{x_1^2}{L^2}\right) & 0 \\ -\frac{6}{L^2}x_1x_2\left(1 - \frac{x_1}{L}\right) & -\frac{x_1x_2}{L}\left(\frac{3}{L}x_1 - 2\right) \\ \left(\frac{x_1}{L}\right)^2 \cdot \left(3 - \frac{2}{L}x_1\right) & \frac{x_1^2}{L}\left(\frac{x_1}{L} - 1\right) \end{bmatrix}. \quad (21)$$

Końcowa postać macierzy sztywności w układzie lokalnym, po odrzuceniu wyrazów odpowiadających węzłowi i , przedstawia się następująco:

— macierz sztywności liniowej:

$$\hat{\mathbf{K}}_{Le} = \frac{E}{L} \begin{bmatrix} A & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12I}{L^2} & -\frac{6I}{L} \\ 0 & -\frac{6I}{L} & 4I \end{bmatrix}, \quad (22)$$

gdzie:

A — pole przekroju poprzecznego elementu skończonego,

I — moment bezwładności przekroju poprzecznego elementu skończonego,

L — długość elementu skończonego

— macierz sztywności nieliniowej:

$$\hat{\mathbf{K}}_{ne} = \frac{E}{2} \begin{bmatrix} \frac{q_{j1}}{L^2} \left(2 + \frac{q_{j1}}{2L}\right) A & \frac{6}{L^4} q_{j2} \left(2 + \frac{q_{j1}}{L}\right) I & \frac{2}{L^2} q_{j3} \left(2 + \frac{q_{j1}}{L}\right) I \\ \frac{6}{L^4} q_{j2} \left(2 + \frac{q_{j1}}{L}\right) I & \Pi \frac{81}{320} \frac{d^6}{L^7} q_{j2}^2 & \Pi \frac{3}{40} \frac{d^6}{L^5} q_{j2} q_{j3} \\ \frac{2}{L^2} q_{j3} \left(2 + \frac{q_{j1}}{L}\right) I & \Pi \frac{3}{40} \frac{d^6}{L^5} q_{j2} q_{j3} & \Pi \frac{11}{320} \frac{d^6}{L^3} q_{j3}^2 \end{bmatrix}, \quad (23)$$

— macierz sztywności geometrycznej:

$$\mathbf{K}_{Ge} = F_{J1} \begin{bmatrix} \frac{1}{L} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{6}{5L} & -\frac{1}{10} \\ 0 & -\frac{1}{10} & \frac{2L}{15} \end{bmatrix}, \quad (24)$$

Macierz elementu zastępczego w układzie lokalnym, przy uwzględnieniu trzech stopni swobody w węźle, ma postać:

$$\hat{\mathbf{K}}_e^* = G^* \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (25)$$

gdzie:

G^* — sztywność elementu zastępczego, N/mm.

Sztywność elementu zastępczego G^* , z uwagi na przyjęte założenia, powinna się zmieniać w zależności od liczby igieł podpierających się oraz położenia igły w danej chwili. Sztywność tę wyznaczono z zależności:

$$G_i^* = \frac{G^{**}}{l_i}, \quad \text{dla } i = 1, 2, \dots, l_p, \quad (26)$$

gdzie:

$G^{**} = 4 \cdot 10^4$ N/mm — początkowa sztywność elementu zastępczego, dobrana na podstawie numerycznych obliczeń testujących,

l_i — liczba igieł wzajemnie podpartych.

Przy tak dobranej wartości sztywności zastępczej G^* otrzymuje się dobrą zgodność wyników obliczeń z wynikami eksperymentalnymi.

Liczba stopni swobody modelu w układzie globalnym wynosi:

$$n = n_w l_w / 2 = \frac{3}{2} l_w, \quad (27)$$

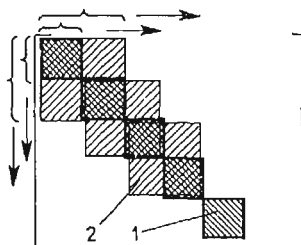
gdzie:

n_w — liczba stopni swobody węzła,

l_w — całkowita liczba węzłów (łącznie z węzłami i).

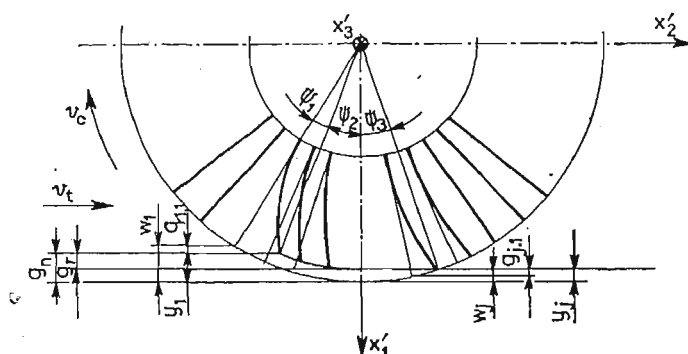
Na rys. 7 przedstawiono schemat budowy globalnej macierzy sztywności układu równań (17) i (18).

W pierwszym etapie, gdy $L_u > 0$, budowana jest macierz sztywności elementów belkowych. Macierz ta jest symetryczną macierzą pasmową. Gdy $L_u = 0$ następuje dodanie macierzy \mathbf{K}_e^* elementów prętowych. Macierz globalna zachowuje układ symetryczny pasmowy.



Rys. 7. Globalna macierz sztywności układu: 1 — macierz elementu belkowego $K_e = K_{Le} + K_{ne} - K_{Ge}$,
2 — macierz elementu prętowego K_e^*

Rzeczywistą głębokość skrawania g_r oblicza się na podstawie wektora przemieszczeń q . Wektor q wyznaczony w układzie globalnym o osiach x_1, x_2, x_3 (rys. 5) transformowany



Rys. 8. Wyznaczenie rzeczywistej głębokości skrawania

jest do układu o osiach x'_1, x'_2, x'_3 (rys. 8). Wyznaczenie g_r polega na znalezieniu minimalnej wartości y_j , która jest różnicą między g_n i g_r (rys. 8):

$$y_{min} = g_n - g_r, \text{ mm.} \quad (28)$$

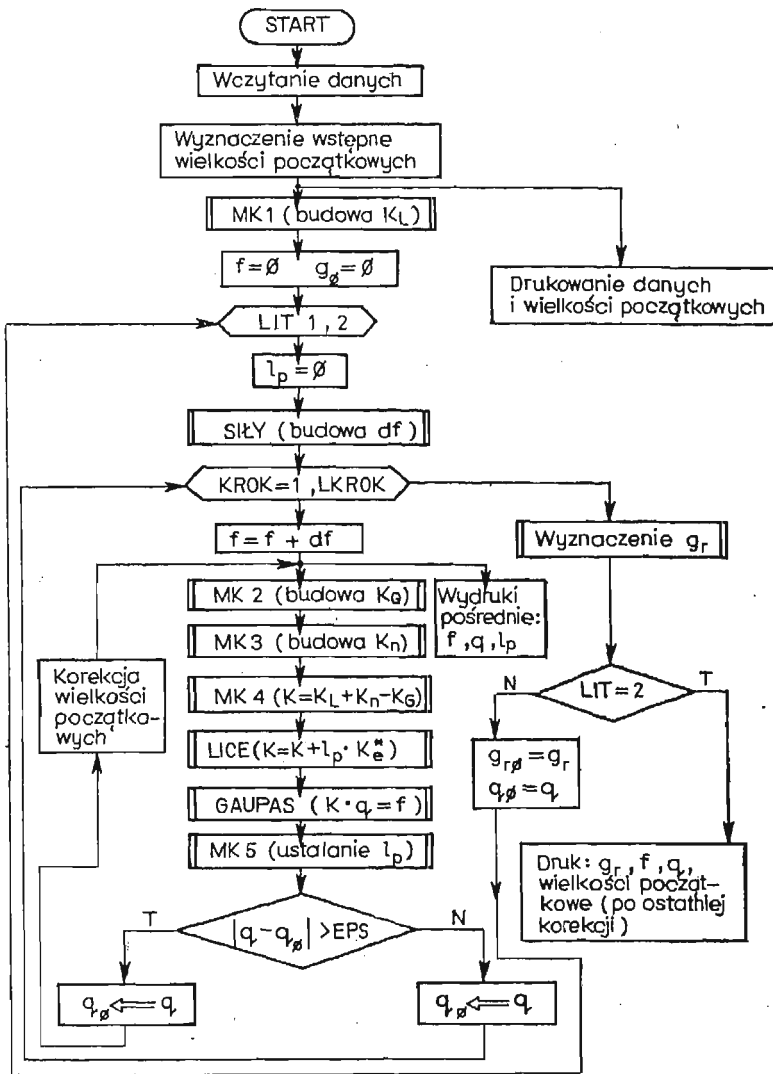
Wartość y_j wyznaczono z zależności:

$$y_j = w_j + q_{j1}, \text{ mm} \quad \text{dla} \quad j = 1, 2, \dots, l_w, \quad (29)$$

gdzie:

$$w_j = \frac{D}{2} \{1 - \cos[\psi_1 + \psi_2 - (j-1) \cdot \beta]\}, \text{ mm.} \quad (30)$$

Program obliczeń napisano w języku PASCAL, a obliczenia przeprowadzono na mikrokomputerze IBM PC. Główny segment algorytmu programu przedstawiono na rys. 9. Wczytanie danych obejmuje wielkości charakteryzujące frez igłowy, parametry obróbkowe, wartości współczynników do wzorów na siły skrawania (w zależności od obrabianego materiału). Wyznaczenie wielkości początkowych polega na obliczeniu oporu właściwego skrawania k_s i współczynnika proporcjonalności u oraz technologicznych i geometrycznych parametrów skrawania. Przyłożenie maksymalnych wartości sił skrawania do igieł jeszcze nie podpartych odbywa się krokowo. W podprogramie SIŁY, budującym



Rys. 9. Schemat blokowy programu obliczeniowego

wektor sił, elementy tego wektora dzielone są przez wartość LKROK. Obliczenia realizowane są „KROK”-ami, w których elementy wektora sił powiększane są o wartości df wyznaczone w podprogramie SIŁY. Również w każdym kroku budowane są macierze K_G i K_n , ponieważ elementy tych macierzy zależą od wartości elementów wektora q i f . Wektor odkształceń q obliczany jest w podprogramie GAUPAS (metodą eliminacji Gaussa). Podprogramem ustalającym liczbę igieł, które wzajemnie się podpierają jest podprogram MK 5. Liczba ta wyznaczana z nierówności:

$$(r_{j-1} - r_j) > L_u \cdot \cos(j-1) \frac{\beta}{2}, \quad \text{dla } j = 1, 2, \dots, l_w, \quad (31)$$

gdzie:

r_{j-1}, r_j — przemieszczenia sąsiednich ostrzy igieł, przekazywana jest do podprogramu LICE. W podprogramie tym do globalnej macierzy sztywności \mathbf{K} (rys. 7) dopisywane są macierze sztywności elementów prętowych.

W przypadku, gdy elementy wektora sił posiadają maksymalne wartości oraz gdy elementy wektorów przemieszczeń z poprzedniego i bieżącego cyklu obliczeń nie wykazują większej zmienności od założonej wartości $EPS = 0.01$, następuje wyznaczenie rzeczywistej głębokości skrawania. Na podstawie obliczeń testujących stwierdzono, że wartość g_r ustala się (w ramach dokładności EPS), już w drugim kroku obliczeń (pętla LIT 1,2).

3. Badania symulacyjne na EMC

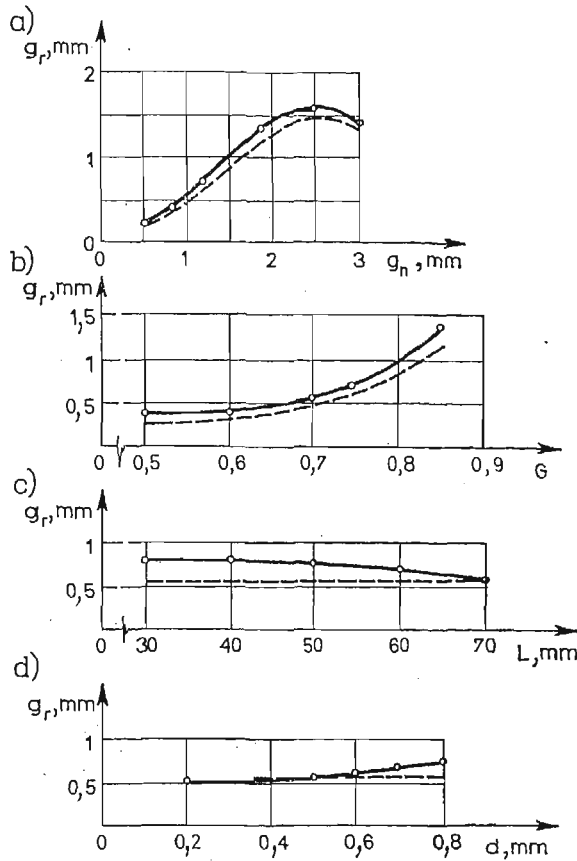
Badania przeprowadzono dla jednego rodzaju obrabianego materiału żeliwa szarego ZL 250, oraz przy stałych wartościach parametrów technologicznych: $v_c = 1.5$ m/s i $v_f = 1.14$ mm/obrót. Moduł Younga materiału igieł $E = 2.15 \cdot 10^5$ MPa. Program badań — statyczny zdeterminowany, selekcyjny, jednoczynnikowy (symbol PS/DS-UP) — polegał na wyznaczeniu kolejnych czynników badanych przy ustalonych wartościach (wartościach centralnych) wszystkich innych czynników, chwilowo nie będących przedmiotem badań. W tabelicy 1 podano wartości czynników badanych oraz podkreślono ich wartości centralne.

Tablica 1. Wartości czynników badanych

Lp.	Badany czynnik	Wartości czynników badanych					
1	d, mm	0.2	0.37	0.5	<u>0.6</u>	0.7	0.8
2	L, mm	30.0	40.0	50.0	<u>60.0</u>	70.0	—
3	G, —	0.5	0.6	0.7	<u>0.75</u>	0.8	0.85
4	g, mm	0.5	0.8	<u>1.2</u>	1.9	2.5	3.0

Na podstawie otrzymanych wyników badań symulacyjnych sporządzono przebiegi rzeczywistej głębokości skrawania w zależności od badanych czynników (rys. 10). Analizując otrzymane wyniki stwierdzono, że spośród czynników związanych z narzędziem największy wpływ na rzeczywistą głębokość skrawania ma gęstość upakowania igieł freza. Natomiast średnica i długość igieł są czynnikami, których wpływ na g_r jest niewielki.

W celu porównania wyników uzyskanych na drodze badań teoretycznych z wynikami doświadczalnymi, na rys. 10 naniesiono przebiegi uzyskane na drodze badań doświadczalnych. Z porównania widać, że wartości teoretyczne rzeczywistej głębokości skrawania są wyższe od wartości doświadczalnych, przy czym dla małych wartości czynników badanych błąd między wartościami g_r nie przekracza 50%. Natomiast przy centralnych i mak-



Rys. 10. Przebiegi teoretyczne i doświadczalne rzeczywistej głębokości skrawania: ——— przebiegi teoretyczne, - - - - - przebiegi rzeczywiste, a) $g_r = f(g_n)$, b) $g_r = F(G)$, c) $g_r = f(L)$, d) $g_r = f(d)$.

symalnych wartościach czynników badanych błąd nie przekracza 10%. Większe wartości teoretyczne są prawdopodobnie spowodowane między innymi przyjęciem założenia, że igły odkształcają się tylko w jednej płaszczyźnie, oddziaływanie między igłami występuje również w jednej płaszczyźnie, które w modelu sprowadzono do węzłów usytuowanych tylko na ostrzach igieł.

4. Podsumowanie

— Zaprezentowany teoretyczny, dyskretny model freza igłowego potwierdzony weryfikacyjnymi badaniami doświadczalnymi umożliwił przeprowadzenie symulacyjnych badań niektórych czynników procesu frezowania igłowego bez konieczności wykonywania wielu frezów igłowych o zróżnicowanych średnicach i długościach igieł oraz ich gęstościach upakowania,

— wyniki badań symulacyjnych procesu frezowania igłowego pozwoliły na stwier-

dzenie, że spośród czynników związanych z narzędziem gęstość upakowania igieł wywiera najistotniejszy wpływ na rzeczywistą głębokość skrawania,

— teoretyczny dyskretny model umożliwi optymalizację czynników procesu frezowania igłowego oraz doboru charakterystycznych wielkości narzędzia w zależności od zadania obróbkowego.

Literatura

1. T. BOCHEŃSKI, *Analiza niektórych czynników procesu frezowania igłowego*, Praca doktorska. Politechnika Gdańska. Gdańsk 1986.
2. M. FELD, T. BOCHEŃSKI, *Kształtowanie warstwy wierzchniej metodą frezowania igłowego*, Materiały z III Ogólnopolskiej Konferencji Naukowo-Technicznej „Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej”. Gorzów Wlkp. 1980.
3. W. SALUKWADZE, *Rotierendes Schneidwerkzeug zur Oberflächenbearbeitung von Werkstücken und — stoffen*, Patentschrift 1802360 vom 10.10.1968.
4. W. SCHWEER, R. E. KOCH, *Naderlfräsen ein neues Verfahren der Oberflächenbearbeitung*, Werkstatt und Betrieb 109, 6, 1976.
5. Th. STÖFERLE, H. MÜLLER-GERBES, *Bearbeitung von Werkstückoberflächen durch Nadelfräsen*, Werkstatt und Betrieb 110, 1, 1977.
6. H. P. WOLF, *Technisch — Wissenschaftliche Begleitforschung zu den Vorhaben „Nadelfräsen“ einschließlich der Ermittlung der Verfahrenskenngrößen*, Bundesministerium für Forschung und Technologie — Forschungsbericht HA 81-005, 1981.
8. W. GAWROŃSKI, J. KRUSZEWSKI, W. OSTACHOWICZ, J. TARNOWSKI, E. WITTBRODT, *Metoda elementów skończonych w dynamice konstrukcji*, Arkady. Warszawa 1984.
9. E. WITTBRODT, *Dynamika układów o zmiennej w czasie konfiguracji z zastosowaniem metody elementów skończonych*, Zeszyty Naukowe Politechn. Gdańskiej. Mechanika nr 46, Gdańsk 1983.

Резюме

МОДЕЛИРОВАНИЕ ИГЛОВОГО ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Описано теоретическую модель иглового процесса фрезерования с применением метода конечных элементов. Полученные аналитические результаты сопоставлено с измеренными на фрезерном станке. Исследовано влияние параметров игловой фрезы и глубины фрезерования на технологические эффекты процесса.

Summary

THE MICROSCALPING PROCESS MODEL USING THE FINITE ELEMENT METHOD

A theoretical model of the „microscalping” process using the finite element method is presented. Results of the theoretical calculations are compared with those measured in an experiment. A special attention was payed to search influences of the tool parameters and depth of cut on selected technological effects.

Praca wpłynęła do Redakcji dnia 25 lutego 1987 roku.