

## MODELOWANIE SMAROWANIA I ZMIAN CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI W PROCESACH PRZERÓBKI PLASTYCZNEJ

S. STUPKIEWICZ, A. MARCINISZYN

### *MODELLING OF LUBRICATION AND ROUGHNESS EVOLUTION IN METAL FORMING PROCESSES*

#### *Abstract*

*In this paper a micromechanical modelling approach is proposed, which is aimed at studying the lubricant flow and asperity deformation in the thin-film hydrodynamic lubrication regime. A finite element model is developed which couples the local lubricant flow at the asperity scale with the deformation of the asperities and of the underlying surface layer. Reynolds equation is used to describe the flow of lubricant which is modelled as a Newtonian fluid. An illustrative numerical example is provided.*

### 1. WSTĘP

Oddziaływania kontaktowe na powierzchni styku materiału z narzędziem mają decydujący wpływ na przebieg procesów przeróbki plastycznej, zatem dokładny opis tych oddziaływań jest koniecznym warunkiem wiarygodnych symulacji numerycznych procesów przeróbki. W zakres oddziaływań kontaktowych wchodzi ściśle ze sobą związane zjawiska tarcia, smarowania, zużycia, efekty cieplne itp. Kompleksowy model oddziaływań kontaktowych powinien więc uwzględniać następujące efekty: smarowanie hydrodynamiczne, przejście od smarowania hydrodynamicznego do smarowania mieszanego i ewentualnie granicznego, i związane z tym zmiany chropowatości, a w przypadku zerwania filmu olejowego i powstania bezpośrednich kontaktów metal-metal – również zja-

wiska zacierania. Dokładny opis tych zjawisk nie jest możliwy bez uwzględnienia efektów cieplnych (generacja ciepła na powierzchni kontaktowej i przepływ ciepła przez tą powierzchnię) i ich sprzężeń z pozostałymi zjawiskami kontaktowymi. Pełne modelowanie procesu technologicznego powinno również obejmować opis zużycia powierzchni narzędzi i związaną z nim ewolucję chropowatości tych powierzchni w długim okresie.

Niestety, ze względu na dużą złożoność zjawisk zachodzących na powierzchniach kontaktowych, model tego typu nie istnieje i prawdopodobnie nieprędko powstanie. Tym nie mniej, prowadzone są liczne prace poświęcone badaniu i modelowaniu poszczególnych zjawisk kontaktowych. Niniejsza praca poświęcona jest smarowaniu hydrodynamicznemu przy bardzo cienkiej warstwie smaru oraz towarzyszącym



mu zmianom chropowatości powierzchni (przyjęto, że czynnikiem smarnym jest olej modelowany jako płyn newtonowski). Motywacją i dalekosiężnym celem modelowania jest opis i uzyskanie głębszego zrozumienia mechanizmów deformacji nierówności podczas smarowania hydrodynamicznego, a w szczególności podczas przejścia od smarowania hydrodynamicznego do smarowania mieszanego. O ile pełne smarowanie hydrodynamiczne nie jest typowe w większości procesów przeróbki plastycznej, o tyle znacznie częściej zachodzi ono na części powierzchni kontaktowych i stanowi swego rodzaju „warunek brzegowy” dla smarowania mieszanego.

W pierwszej części pracy omówiono podstawowe mechanizmy tarcia i smarowania w procesach przeróbki plastycznej oraz istniejące modele tych zjawisk. W drugiej części przedstawiono wstępne wyniki dotyczące mikromechanicznego modelowania przepływu smaru z uwzględnieniem chropowatości powierzchni i jej zmian na skutek niejednorodnych deformacji plastycznych w warstwie wierzchniej.

## 2. MODELE TARCIA I SMAROWANIA W PRZERÓBCE PLASTYCZNEJ

Na powierzchni kontaktu narzędzia z obrabianym elementem zazwyczaj nie dochodzi do bezpośredniego styku metal-metal, a mechanizmy tarcia i smarowania zasadniczo zależą od rodzaju i grubości warstwy rozdzielającej kontaktujące się powierzchnie. I tak, w przypadku smarowania hydrodynamicznego, powierzchnie są całkowicie oddzielone warstwą smaru. Gdy na części powierzchni kontaktowej dochodzi do mikro-kontaktów nierówności powierzchni, które przenoszą część nacisków kontaktowych, mówimy o smarowaniu mieszanym, a gdy kontakt zachodzi jedynie przez oddziaływanie nierówności powierzchni, ma miejsce smarowanie graniczne. W ostatnim przypadku rolę smaru mogą pełnić warstwy adhezyjne, zanieczyszczenia, tlenki, itp. obecne na powierzchniach ciał.

Wprowadźmy bezwymiarowy parametr  $\Sigma = \bar{h} / \sigma$  charakteryzujący względną grubość warstwy smaru (Wilson 1979, Montmitonnet 2001), gdzie  $\bar{h}$  oznacza średnią grubość warstwy smaru (odległość między powierzchniami nominalnymi),  $\sigma = \sqrt{R_{q1}^2 + R_{q2}^2}$  jest równoważną chropowatością złożoną kontaktujących się powierzchni, a  $R_{q1}$  i  $R_{q2}$  to średnie kwadratowe odchylenie chropowatości obu powierzchni. Pełne smarowanie hydrodynamiczne ma miejsce, gdy  $\Sigma > 10$ . Chropowatość współpracujących powierzchni nie ma wtedy wpływu na proces smarowania, a przepływ smaru można opisać równaniem Reynoldsa w

postaci (Pinkus i Sternlicht 1961):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\rho h^3}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\rho h^3}{\mu} \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6(U_1 + U_2) \frac{\partial(\rho h)}{\partial x} + 12\rho \frac{\partial h}{\partial t} \quad (1)$$

gdzie  $h \approx \bar{h}$  oznacza grubość filmu olejowego,  $p$  jest ciśnieniem,  $\mu$  jest lepkością,  $\rho$  jest gęstością smaru, a  $U_1$  i  $U_2$  to prędkości kontaktujących się powierzchni.

Przy cieńszej warstwie smaru, gdy  $3 < \Sigma < 10$ , nadal ma miejsce smarowanie hydrodynamiczne, lecz nierówności na powierzchniach współpracujących elementów zaburzają przepływ smaru. Nierówności powierzchni nie stykają się ze sobą bezpośrednio, jednak odległość między nimi jest na tyle mała, że może dojść do zwiększenia przepływu Couette'a (związanego z transportem płynu wywołanym względnym ruchem kontaktujących się powierzchni) i zmniejszenia przepływu Poiseuille'a (związanego z gradientem ciśnienia w płynie). Wpływ ten można opisać przy pomocy tzw. uśrednionego równania Reynoldsa (Patir i Cheng 1978, 1979):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \phi_x \frac{\rho \bar{h}^3}{\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \phi_z \frac{\rho \bar{h}^3}{\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial z} \right) = 6(U_1 - U_2) \frac{\partial(\sigma \rho \phi_s)}{\partial x} + 6(U_1 + U_2) \frac{\partial(\rho \bar{h})}{\partial x} + 12\rho \frac{\partial \bar{h}}{\partial t} \quad (2)$$

gdzie  $\bar{p}$  oraz  $\bar{h}$  są średnimi wartościami odpowiednio ciśnienia i grubości filmu olejowego. Współczynniki  $\phi_x$ ,  $\phi_z$  i  $\phi_s$  uwzględniają wpływ chropowatości powierzchni na przepływ smaru między powierzchniami chropowatymi. W literaturze można znaleźć szereg analitycznych i pół-empirycznych zależności pozwalających wyznaczyć wartości tych współczynników w zależności od charakterystyk chropowatości powierzchni i grubości warstwy smaru (Patir i Cheng 1978, Tripp 1983, Wilson i Marsault 1998).

Przegląd zastosowań równania Reynoldsa w postaci (1) lub (2) do analizy smarowania w procesach przeróbki plastycznej, takich jak przeciąganie czy walcowanie, można znaleźć na przykład w pracy Montmitonnet (2001). Przykładem zaawansowanego zastosowania uśrednionego równania Reynoldsa jest praca Bomana i Ponthota (2002). W pracy tej połączono rozwiązanie równania Reynoldsa metodą elementów skończonych z analizą MES procesu deformacji materiału w procesie walcowania. W analizie uwzględniono wpływ chropowatości na powstawanie i grubość filmu olejowego a także uwzględniono



wpływu ciśnienia na lepkość smaru.

Gdy dochodzi do bezpośredniego oddziaływania nierówności powierzchni, ale część makroskopowych nacisków kontaktowych przenoszona jest przez smar, ma miejsce smarowanie mieszane. Przyjmuje się, że zachodzi ono, gdy  $1 < \Sigma < 3$ . W przypadku smarowania mieszanego chropowatość powierzchni i jej zmiany mają decydujący wpływ na właściwości tribologiczne pary kontaktowej. Ważnym parametrem jest rzeczywista powierzchnia kontaktu, czyli względny udział sumarycznej powierzchni mikro-kontaktów nierówności do powierzchni nominalnej. Wprowadza się również inne parametry opisujące topografię chropowatości, na przykład udział powierzchniowy zamkniętych obszarów zalegania smaru („kieszni”), związane z nabudowywaniem się ciśnienia hydrostatycznego w smarze, a także udział powierzchniowy otwartych „kanałów”, którymi smar może migrować wzdłuż powierzchni kontaktu (Pfestorf i in. 1998). Bech i in. (1999) zaobserwowali dwa mikro-mechanizmy smarowania w warunkach smarowania mieszanego – MPHDL (*Micro Plasto HydroDynamic Lubrication*) i MPHSL (*Micro Plasto HydroStatic Lubrication*) – oba związane z wyciekaniem smaru uwięzionego w wolnych przestrzeniach między nierównościami powierzchni. W pierwszym przypadku smar jest wciągany pomiędzy powierzchnie dzięki hydrodynamicznemu nabudowywaniu ciśnienia, w drugim przypadku smar jest wypychany z „kieszni” przez ciśnienie hydrostatyczne rosnące wraz ze spłaszczaniem nierówności powierzchni materiału.

Przy opisie tarcia w warunkach smarowania mieszanego przyjmuje się, że na całkowite (makroskopowe) ciśnienie kontaktowe  $p_N$  (podobnie w przypadku naprężeń ciernych  $p_T$ ) składają się lokalne ciśnienia kontaktowe  $p_N^a$  pochodzące od bezpośrednich oddziaływań nierówności oraz ciśnienie w smarze  $p_N^l$

$$p_N = \alpha p_N^a + (1 - \alpha) p_N^l \quad (3)$$

gdzie rzeczywista powierzchnia kontaktu  $\alpha$  jest lokalnym stosunkiem rzeczywistej do nominalnej powierzchni kontaktu ( $0 \leq \alpha \leq 1$ ). Modele oparte na powyższym schemacie można znaleźć na przykład w pracach Wilsona (Wilson i Chang 1996, Lo i Wilson 1999). Ważnym elementem modeli tego typu jest prawo ewolucji rzeczywistej powierzchni kontaktu  $\alpha$  (patrz poniżej).

Ostatnim mechanizmem smarowania jest smarowanie graniczne ( $\Sigma < 1$ ). Smaru jest wtedy na tyle mało, że hydrodynamiczne i hydrostatyczne mechanizmy przenoszenia nacisków kontaktowych nie występują lub są pomijalne. Kontaktujące się powierzchnie pokryte są jedynie cienkimi (rzędu wielkości

cząsteczkowych) warstwami smaru, które mają decydujący wpływ na siły tarcia w strefach rzeczywistego kontaktu nierówności. W modelu tarcia zaproponowanym przez Wanheima i in. (1974) naprężenia cierne wyrażają się wzorem

$$p_T = \alpha mk \quad (4)$$

gdzie  $k$  jest granicą plastyczności obrabianego materiału na ścinanie, a  $m$  jest lokalnym czynnikiem tarcia w strefach rzeczywistego kontaktu ( $p_T^a = mk$  jest średnim naprężeniem ścinającym w strefach rzeczywistego kontaktu). Graniczne warstwy smaru mają zatem decydujący wpływ na wartość czynnika tarcia  $m$ .

Ważnym elementem modelowania tarcia oraz smarowania mieszanego i granicznego jest określenie prawa ewolucji rzeczywistej powierzchni kontaktu. W procesach przeróbki plastycznej wzrost rzeczywistej powierzchni kontaktu związany jest ze spłaszczaniem nierówności powierzchni materiału w warunkach wysokich ciśnień kontaktowych oraz w obecności makroskopowych deformacji plastycznych materiału. Drugi z powyższych efektów jest głównym wyróżnikiem warunków kontaktowych w przeróbce plastycznej i doczekał się bogatej literatury obejmującej tak badania eksperymentalne jak i modelowanie, por. Sutcliffe (1988), Wilson i Sheu (1988), Stupkiewicz i Mróz (2003). W obecności makroskopowych deformacji plastycznych spłaszczanie nierówności powierzchni materiału obrabianego jest ułatwione. W połączeniu ze stosunkowo wysokimi ciśnieniami kontaktowymi prowadzi to do wzrostu rzeczywistej powierzchni kontaktu, często do wartości bliskich  $\alpha = 1$ .

W literaturze można znaleźć szereg modeli tarcia w warunkach smarowania granicznego. Część z nich bazuje na analizie oddziaływania nierówności powierzchni (Wanheim i in. 1974, Avitzur i Nakamura 1986, Mróz i Stupkiewicz 1998, Stupkiewicz i Mróz 1999) inne mają charakter fenomenologiczny bądź empiryczny (Gearing i in. 2001, de Souza Neto i in. 1996).

### 3. MIKROMECHANIKA SMAROWANIA POWIERZCHNI CHROPOWATYCH

Jak wspomniano powyżej, przy bardzo cienkiej warstwie smaru chropowatość powierzchni znacząco wpływa na smarowanie hydrodynamiczne. Jednocześnie lokalne fluktuacje ciśnienia w smarze mogą być na tyle duże, by spowodować deformacje nierówności powierzchni. Problem ten jest dobrze rozpoznany w przypadku kontaktu ciał sprężystych – zajmuje się nim teoria smarowania elasto-hydrodynamicznego (Dowson i Hoggins 1977). W przeróbce plastycznej jedno z kontaktujących się ciał podlega deformacjom plastycznym. W związku z tym mechanizmy



deformacji nierówności, jak również modele ich opisu, są inne. Poniżej przedstawiono propozycję mikromechanicznego opisu sprzężonych zjawisk smarowania i deformacji nierówności, który pozwala uwzględnić plastyczne deformacje w warstwie wierzchniej.

Rozważmy dwa ciała w ruchu (ze względną prędkością  $U$ ) oddzielone warstwą smaru. Ponieważ powierzchnie są chropowate, lokalna grubość warstwy smaru zmienia się w czasie i w przestrzeni, co powoduje występowanie fluktuacji ciśnienia na tle wolno zmiennego ciśnienia makroskopowego. Lokalne fluktuacje ciśnienia powodują z kolei niejednorodne deformacje w warstwie wierzchniej, co przy małej grubości warstwy smaru prowadzić może do zmian chropowatości powierzchni.

Proponowany mikromechaniczny model powyższego zjawiska bazuje na szeregu założeń. Przyjęto, że grubość warstwy smaru jest bardzo mała. W związku z tym, z makroskopowego punktu widzenia, dominuje przepływ Couette'a, natomiast makroskopowy przepływ Poiseuille'a jest pomijalny. Przyjęto, że układ nierówności, przepływ smaru i deformacje warstwy wierzchniej są dwuwymiarowe (płaski stan odkształcenia) i dodatkowo założono ich periodyczność, co pozwala nałożyć nietrywialne warunki brzegowe. Ponadto, założono, że jedna z powierzchni (powierzchnia narzędzia) jest sztywna.

Analiza opisanego powyżej zagadnienia przepływu smaru i deformacji warstwy wierzchniej prowadzona jest dla pojedynczej komórki periodycznej (rysunek 1) w układzie współrzędnych związanym z nierównością (zatem  $U_1 = U$ ,  $U_2 = 0$ ). Przepływ smaru zachodzi między odkształcalną powierzchnią nierówności  $\Gamma_t^l$  a sztywną i gładką powierzchnią narzędzia  $\Gamma_t^{tool}$ . Lokalna grubość filmu olejowego zależy od przemieszczeń punktów na powierzchni  $\Gamma_t^l$  oraz od aktualnego położenia powierzchni  $\Gamma_t^{tool}$ . Spręży-

sto-plastyczne deformacje w warstwie wierzchniej rozpatrywane są w obszarze  $\Omega$  (w opisie Lagrange'a) przy nałożonych warunkach periodyczności przemieszczeń na brzegu  $\Gamma^-$  i  $\Gamma^+$ .

Przepływ smaru opisany jest równaniem Reynoldsa (1), które dla analizowanego problemu dwuwymiarowego staje się równaniem różniczkowym zwyczajnym, określonym w obszarze  $L_t$ ,  $x^- \leq x \leq x^+$ . Należy zauważyć, że równanie Reynoldsa dotyczy przepływu cieczy newtonowskiej o stałej lepkości. Założenie to stanowi duże uproszczenie, gdyż wraz ze wzrostem ciśnienia lepkość może zmieniać się o kilka rzędów wielkości.

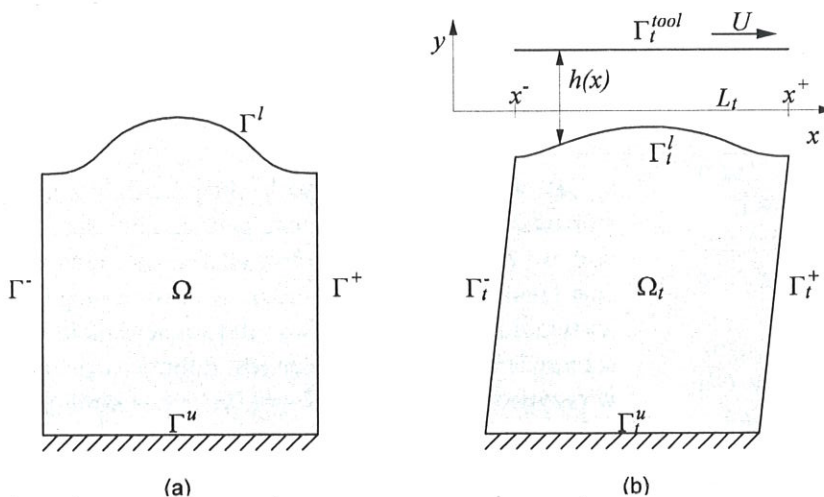
Rozwiązanie równania Reynoldsa poszukiwane jest przy pomocy metody elementów skończonych. Punktem wyjścia dla sformułowania MES jest postać słaba tego równania,

$$\int_{x^-}^{x^+} \left[ \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \delta p}{\partial x} \frac{\partial p}{\partial x} + \delta p \left( \frac{U}{2} \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial h}{\partial t} \right) \right] dx = 0 \quad (5)$$

gdzie  $\delta p$  jest polem próbkowym znikającym na brzegu, czyli spełniającym warunek  $\delta p(x^+) = \delta p(x^-) = 0$ . Równanie (5) otrzymuje się przez pomnożenie równania Reynoldsa (1) (w postaci uproszczonej dla problemu dwuwymiarowego) przez  $\delta p$  i scałkowanie po rozpatrywanym obszarze. Następnie, otrzymane równanie całkuje się przez części w celu obniżenia rzędu równania. Zastosowanie standardowej metody Galerkiną (Zienkiewicz 1972) prowadzi do równania Reynoldsa w postaci zdyskretyzowanej, w którym niewiadomymi są węzłowe wartości ciśnienia. Warunki periodyczności ciśnienia,  $p^+ = p^-$ , wprowadzono przy pomocy mnożników Lagrange'a. Podobnie wprowadzone zostały (jako parametry sterujące) ciśnienie makroskopowe oraz średnia grubość warstwy smaru.

Implementację komputerową przeprowadzono w środowisku *Computational Templates* (Korelc 2002).

Sprężenie równania Reynoldsa z typowymi elementami sprężysto-plastycznymi opisującymi deformację w warstwie wierzchniej otrzymuje się przez uwzględnienie wpływu deformacji powierzchni na lokalną grubość warstwy smaru oraz przez przyłożenie obciążeń wywieranych przez smar (ciśnienie hydrostatyczne i naprężenia ścinające) na powierzchni materiału. Wynikowy układ nieliniowych równań algebraicznych rozwiązywany jest metodą Newtona-Raphsona.



Rysunek 1. Komórka periodyczna w konfiguracji odniesienia (a) i aktualnej (b).



#### 4. PRZYKŁAD NUMERYCZNY

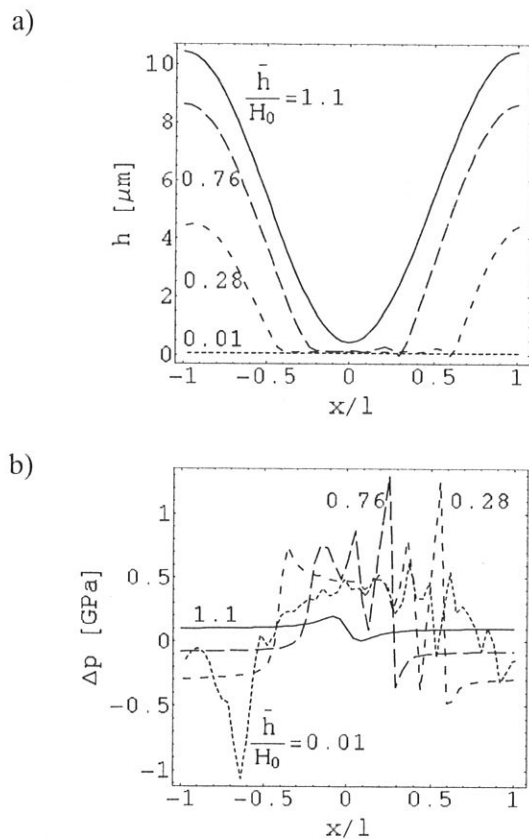
Przykładową analizę przeprowadzono dla periodycznego układu nierówności o kształcie sinusoidalnym. Powierzchnia nierówności opisana jest przez funkcję  $H_0 \cos(\pi x/l)$ , gdzie  $2H_0$  jest początkową wysokością nierówności a  $2l$  jest odległością między sąsiednimi nierównościami. Komórka periodyczna składa się z jednej nierówności ( $-1 \leq x/l \leq 1$ ) oraz podpowierzchniowej warstwy materiału sprężysto-plastycznego o grubości  $5l$ . Jako parametr sterujący przyjęto malejącą średnią grubość warstwy smaru  $\bar{h}$ . Ponadto założono, że makroskopowe ciśnienie jest stałe.

W obliczeniach przyjęto następujące wartości parametrów materiałowych: moduł Younga  $E = 210$  [GPa], granica plastyczności  $\sigma_y = 210$  [MPa], moduł wzmocnienia  $K = 700$  [MPa], lepkość smaru  $\mu = 10$  [Pa·s], prędkość przesuwu narzędzia  $U = 200$  [mm/s]; oraz wartości parametrów geometrycznych:  $l = 0,1$  [mm],  $H_0 = 0,005$  [mm]. Na obszar  $\Omega$  nałożono siatkę  $50 \times 20$  czterowęzłowych elementów sprężysto-plastycznych.

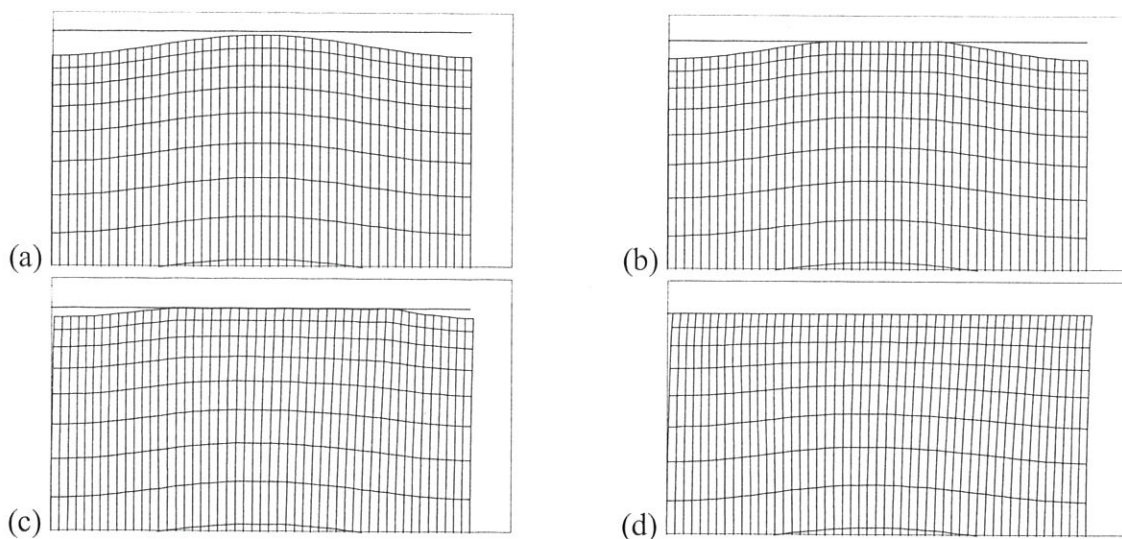
Na rysunku 2 przedstawiono fragmenty odkształconej siatki elementów skończonych dla kilku wybranych wartości parametru  $\bar{h}/H_0$  – średniej grubości warstwy smaru odniesionej do początkowej wysokości nierówności. Pozioma linia u góry rysunku wskazuje położenie powierzchni narzędzia.

Rysunek 3 przedstawia wielkości mikroskopowe: rozkład lokalnej grubości warstwy smaru zestawiony z fluktuacjami ciśnienia. Na rysunku 3(a) widoczne są kolejne etapy spłaszczania nierówności, od nieodkształconej ( $\bar{h}/H_0 = 1,1$ ) do prawie całkowicie spłaszczonej ( $\bar{h}/H_0 = 0,01$ ). Widać jednak, że po-

wierzchnia nierówności nie uległa całkowitemu spłaszczeniu – pozostała na niej pewna szczątkowa chropowatość. Ma ona bardzo duży wpływ na rozkład ciśnienia w smarze. Każda powstała resztkowa nierówność powoduje znaczne skoki ciśnienia, rysunek 3(b). Przy bardzo małej grubości warstwy smaru fluktuacje ciśnienia mogą sięgać 1 [GPa], co wskazuje kawitację jako jeden z możliwych mechanizmów



Rysunek 3. Nierówność sinusoidalna: (a) grubość filmu  $h$  oraz (b) rozkład fluktuacji ciśnienia  $\Delta p$  w funkcji położenia  $x/l$ .

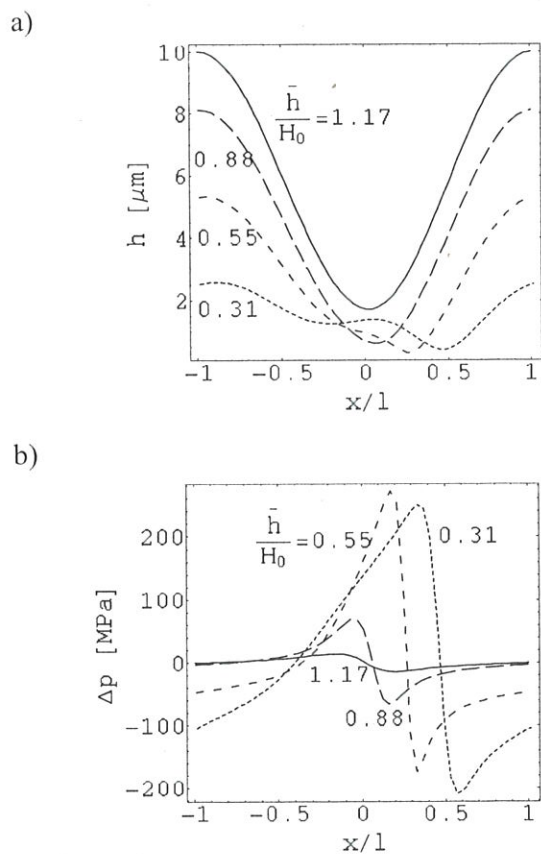


Rysunek 2. Odkształcona siatka elementów skończonych dla różnych średnich grubości warstwy smaru  $\bar{h}/H_0$  równych: (a) 1,37, (b) 0,76, (c) 0,28, (d) 0,01.

przerwania filmu olejowego. Należy również zwrócić uwagę, że przy lokalnej grubości filmu rzędu 0,005  $[\mu\text{m}]$  założenie, że powierzchnia narzędzia jest gładka, może być nieuzasadnione.

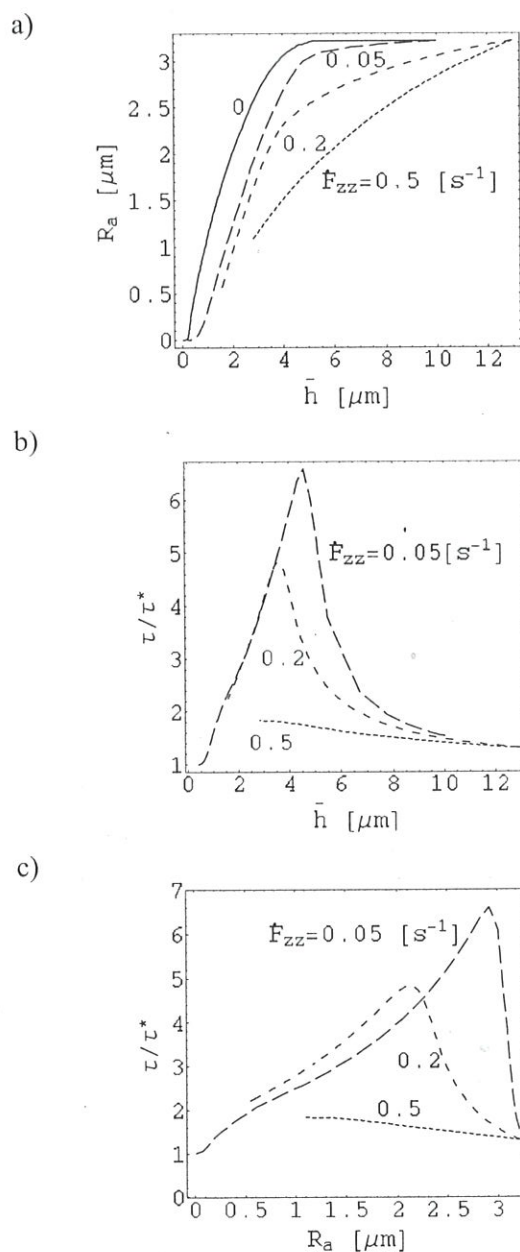
Powyższe wyniki uzyskano przy założeniu, że poza warstwą wierzchnią materiał jest sprężysty, a jedynie w cienkiej warstwie przypowierzchniowej występują odkształcenia plastyczne. Aby uzyskać wyniki dla warunków bardziej zbliżonych do warunków typowych dla procesów przeróbki plastycznej w kolejnych przykładach przyjęto, że materiał odkształca się w kierunku osi  $z$  (prostopadłej do analizowanej płaszczyzny) ze stałą prędkością deformacji  $\dot{F}_{zz}$  ( $F_{zz}$  jest składową tensora gradientu deformacji). W obliczeniach przyjęto stałą prędkość zmian średniej grubości filmu olejowego  $\dot{\bar{h}}/\bar{h}_0 = 1$  [1/s].

Na rysunku 4 pokazano przebieg lokalnej grubości filmu i rozkład ciśnienia dla przypadku  $\dot{F}_{zz} = 0,2$  [1/s] (wyniki pokazane na rysunkach 2 i 3 odnoszą się do przypadku  $\dot{F}_{zz} = 0$ ). Jak widać zmiany chropowatości oraz fluktuacje ciśnienia mają zasadniczo inny charakter niż w przypadku  $\dot{F}_{zz} = 0$ . Jest to ściśle związane z makroskopowymi deformacjami plastycznymi i występowaniem efektów (np. spadek efektywnej twardości) podobnych do tych omówionych w rozdziale 2.



Rysunek 4. Nierówność sinusoidalna,  $\dot{F}_{zz} = 0,2$  [1/s]: (a) grubość filmu  $h$  oraz (b) rozkład fluktuacji ciśnienia  $\Delta p$  w funkcji położenia  $x/l$ .

Rysunki 5(a) i 5(b) przedstawiają zmiany wielkości makroskopowych (parametr chropowatości  $R_a$  oraz unormowane naprężenie ścinające  $\tau/\tau^*$ ) w funkcji malejącej średniej grubości filmu olejowego przy różnych prędkościach deformacji  $\dot{F}_{zz}$ . Makroskopowe (uśrednione) naprężenie ścinające  $\tau$  zostało unormowane przy pomocy wielkości  $\tau^*$  równej hipotetycznemu naprężeniu ścinającemu, które wystąpiłoby w przypadku filmu olejowego o stałej grubości równej bieżącej średniej grubości filmu,  $\tau^* = U\mu/\bar{h}$  (czyli  $\tau/\tau^* = 1$  dla powierzchni gładkich). Dodatkowo, na rysunku 5(c) pokazano zależność naprężenia ścinającego od parametru chropowatości  $R_a$ . Na rysunkach 5(b) i 5(c) nie umieszczono krzywych odpowiadających prędkości deformacji  $\dot{F}_{zz} = 0$ , gdyż otrzymane wyni-



Rysunek 5. Parametry makroskopowe: (a) parametr chropowatości  $R_a$  i (b) unormowane naprężenie ścinające  $\tau/\tau^*$  w funkcji średniej grubości filmu olejowego  $\bar{h}$ ; (c)  $\tau/\tau^*$  w funkcji  $R_a$ .



ki są trudne do zinterpretowania.

Analiza wyników zamieszczonych na rysunku 5 prowadzi do następujących wniosków. Po pierwsze, w warunkach smarowania hydrodynamicznego możliwe jest spłaszczanie nierówności powierzchni, co przejawia się spadkiem chropowatości wraz z malejącą grubością filmu olejowego. Po drugie, makroskopowe deformacje plastyczne materiału mają zasadniczy wpływ na proces spłaszczania nierówności. Po trzecie, pokazano, że przy tej samej nominalnej grubości filmu olejowego efektywne siły tarcia są większe w przypadku kontaktu powierzchni chropowatych niż powierzchni gładkich ( $\tau/\tau^* > 1$ ).

## 5. PODSUMOWANIE

W pracy zaproponowano metodę analizy smarowania hydrodynamicznego przy bardzo cienkich warstwach filmu olejowego. Podejście ma charakter mikromechaniczny (wprowadza się wielkości makroskopowe i ich lokalne fluktuacje) i bazuje na rozwiązaniu sprzężonych zagadnień przepływu smaru i sprężysto-plastycznych deformacji nierówności powierzchni przy pomocy metody elementów skończonych. Wynikiem analizy są rozkłady wielkości lokalnych (np. fluktuacje ciśnienia, lokalna grubość filmu olejowego) jak również wielkości makroskopowe otrzymane przez uśrednienie odpowiadających im wielkości mikroskopowych. Taką wynikową wielkością makroskopową, ważną z punktu widzenia przyszłych zastosowań w tribologii procesów przeróbki plastycznej, jest efektywne naprężenie cierne. Przeprowadzone analizy wykazały znaczący wpływ chropowatości powierzchni na efektywne siły tarcia. Uzyskane wyniki potwierdzają również znany efekt wpływu makroskopowych odkształceń plastycznych na deformacje nierówności powierzchni i związane z tym zmiany chropowatości.

Ze względu na szereg założeń upraszczających otrzymane wyniki mają raczej charakter jakościowy. Prowadzone obecnie prace nad ulepszeniem modelu koncentrują się na uwzględnieniu nie-newtonowskiego zachowania smaru (w tym wpływu ciśnienia na lepkość) i efektów temperaturowych, oraz zastosowaniu rzeczywistych topografii nierówności powierzchni (w tym przejście do problemów trójwymiarowych).

**Uwaga końcowa:** Praca częściowo finansowana przez Komisję Europejską, projekt ENLUB, numer kontraktu G1RD-CT-2002-00740.

Artykuł otrzymano 31 marca 2004 r.

## LITERATURA

- Avitzur, B., Nakamura, Y., 1986, Analytical determination of friction resistance as a function of normal load and geometry of surface irregularities, *Wear*, 107, 367-383.
- Bech, J., Bay, N., Eriksen, M., 1999, Entrapment and escape of liquid lubricant in metal forming, *Wear*, 232, 134-139.
- Boman, R., Ponthot, J.-P., 2002, Numerical simulation of lubricated contact in rolling processes, *J. Mat. Proc. Technol.*, 125-126, 405-411.
- de Souza Neto, E.A., Hashimoto, K., Peric, D., Owen, D.R.J., 1996, A phenomenological model for frictional contact accounting for wear effects, *Phil. Trans. Royal Soc. Lon. A*, 354, 819-843.
- Dowson, D., Higginson, G.R., 1977, *Elasto-hydrodynamic lubrication*, Pergamon Press.
- Gearing, B.P., Moon, H.S., Anand, L., 2001, A plasticity model for interface friction: application to sheet metal forming, *Int. J. Plasticity*, 17, 237-271.
- Korelc, J., 2002, Multi-language and multi-environment generation of nonlinear finite element codes, *Engineering with Computers*, 18, 312-327.
- Lo, S.-W., Wilson, W.R.D., 1999, A theoretical model of micro-lubrication in metal forming, *Trans. ASME J. Tribol.*, 121, 731-738.
- Montmitonnet, P., 2001, Plasto-hydrodynamic lubrication (PHD) - application of lubrication theory to metal forming processes, *C. R. Acad. Sci.*, Paris, t.2, 729-737.
- Mróz, Z., Stupkiewicz, S., 1998, Constitutive model of adhesive and ploughing friction in metal forming processes, *Int. J. Mech. Sci.*, 40, 281-303.
- Patir, N., Cheng, H.S., 1978, An average flow model for determining effects of three-dimensional roughness on partial hydrodynamic lubrication, *Trans. ASME J. Lubr. Technol.*, 100, 12-17.
- Patir, N., Cheng, H.S., 1979, Application of average flow model to lubrication between rough sliding surfaces, *Trans. ASME J. Lubr. Technol.*, 101, 220-230.
- Pfestorf, M., Engel, U., Geiger, M., 1998, Three-dimensional characterization of surfaces for sheet metal forming, *Wear*, 216, 244-250.
- Pinkus, O., Sternlicht, B., 1961, *Theory of hydrodynamic lubrication*, McGraw-Hill Book Comp., London.
- Stupkiewicz, S., Mróz, Z., 1999, A model of third body abrasive friction and wear in hot metal forming, *Wear*, 231, 124-138.
- Stupkiewicz, S., Mróz, Z., 2003, Phenomenological model of real contact area evolution with account for bulk plastic deformation in metal forming, *Int. J. Plasticity*, 19, 323-344.
- Sutcliffe, M.P.F., 1988, Surface asperity deformation in metal forming processes, *Int. J. Mech. Sci.*, 30, 847-868.
- Tripp, J., 1983, Surface roughness effects in hydrodynamic lubrication: the flow factor method, *Trans. ASME J. Tribol.*, 105, 458-465.
- Wanheim, T., Bay, N., Petersen, A.S., 1974, A theoretically determined model for friction in metal working processes, *Wear*, 28, 251-258.
- Wilson, W.R.D., 1979, Friction and lubrication in bulk metal-forming processes, *J. Appl. Metal working*, 1, 1-19.
- Wilson, W.R.D., Chang, D., 1996, Low speed mixed lubrication of bulk metal forming processes, *Trans. ASME J. Tribol.*, 118, 83-89.
- Wilson, W.R.D., Marsault, N., 1998, Partial hydrodynamic lubrication with large fractional contact areas, *Trans. ASME J. Tribol.*, 120, 1-5.
- Wilson, W.R.D., Sheu, S., 1988, Real area of contact and boundary friction in metal forming, *Int. J. Mech. Sci.*, 30, 475-489.
- Zienkiewicz, O.C., 1972, *Metoda elementów skończonych*, Arkady, Warszawa.