

prof. dr hab. inż. Zbigniew GRONOSTAJSKI, dr inż. Tomasz BĘDZA, dr inż. Marcin KASZUBA,
mgr inż. Marcin MARCINIAK, dr inż. Sławomir POLAK
Politechnika Wrocławska
E-mail: zbigniew.gronostajski@pwr.edu.pl

Modelowanie mechanizmów zużycia narzędzi kuźniczych

Modeling the mechanisms of wear in forging tools

Streszczenie

W pracy opisane zostały główne mechanizmy zużycia narzędzi do pracy na gorąco. Zaprezentowano model zużycia ściernego Archarda oraz niskocyklowy model zmęczenia Coffina-Mansona. Przedstawione zostały symulacje komputerowe wybranych procesów kucia na gorąco. Wyniki symulacji zużycia narzędzi zostały porównane z rzeczywistym zużyciem narzędzi analizowanych procesów przemysłowych. Autorzy wskazali na potrzebę wprowadzenia korekt do znanych modeli opisujących zużycie narzędzi kuźniczych.

Abstract

This work contains a description of the main mechanisms of wear in tools for hot forging. The Archard abrasive wear model and the Coffin-Manson low-cycle fatigue model are presented. Computer simulations of selected hot-forging processes are presented. The results of the tool wear simulations were compared with the real wear of tools for the analyzed industrial processes. The authors indicated the need to add corrections to the known models describing wear in forging tools.

Słowa kluczowe: zużycie ściernie, narzędzia, kucie

Keywords: abrasive wear, tools, forging

1. WSTĘP

Niska trwałość narzędzi w procesach kucia na gorąco w istotny sposób wpływa na koszty produkcji, gdyż koszty narzędzi stanowią obecnie 8–15% całkowitych kosztów produkcji, a nieoczekiwane zniszczenie narzędzi prowadzi do zwiększenia kosztów o 30%. Dodatkowo zużycie narzędzi powoduje również obniżenie jakości wytwarzanych odkuwek. Zasadnym jest więc modelowanie nie tylko zachowania się materiału w trakcie kształtowania, ale również zwrócenie uwagi na próbę odwzorowania warunków panujących w materiale narzędziowym, w szczególności w warstwie wierzchniej. Powierzchnia matrycy do kucia na gorąco, ze względu na bezpośredni kontakt z kształtowanym materiałem, narażona jest na ścieranie, wysokie temperatury i duże naciski. Najwięcej wad oraz przyczyn wycofania z eksploatacji narzędzi dotyczy właśnie tej powierzchni. Symulacje komputerowe pozwalają na szybsze zaprojektowanie narzędzi, ale również umożliwiają określenie ich żywotności, pod warunkiem dobrania modelu zużycia odpowiadającego danemu procesowi.

1. INTRODUCTION

The low durability of tools in forging processes significantly influences the cost of production, as tool costs currently constitute 8–15% of total production costs, and tools' unexpected destruction leads to a 30% increase in costs. Additionally, tool wear lowers the quality of the forgings produced. It is therefore reasonable to model not only the behavior of the material during forming, but also to pay attention to attempts to mimic the conditions present in the tool material, particularly in the surface layer. The surfaces of dies for hot forging, due to their direct contact with the material being formed, are exposed to abrasion, high temperatures, and great pressures. The greatest number of flaws and reasons for withdrawing tools from use concerns the surface of tools. Computer simulations allow for the rapid design of tools, but they also make it possible to determine their lifespan if the selection of a wear model corresponding to a given process.

2. MECHANIZMY NISZCZĄCE

Matryce kuźnicze stosowane w procesach kucia na gorąco, ze względu na trudne warunki pracy, narażone są na wiele mechanizmów niszczących. Oddziałują na nie wysokie wartości obciążeń mechanicznych oraz cieplnych [1]. Prowadzone dotychczas badania wskazują, że w warstwie wierzchniej matryc występują następujące mechanizmy zużycia: zużycie ściernie, zmęczenie cieplno-mechaniczne, odkształcenie plastyczne, pękanie zmęczeniowe, zużycie adhezyjne i utlenianie [2].

Na intensywność występowania poszczególnych mechanizmów niszczących ma wpływ również kształt wykroju roboczego narzędzia. Na rys. 1 zaznaczono miejsca na wykroju, w których dominują dane mechanizmy.

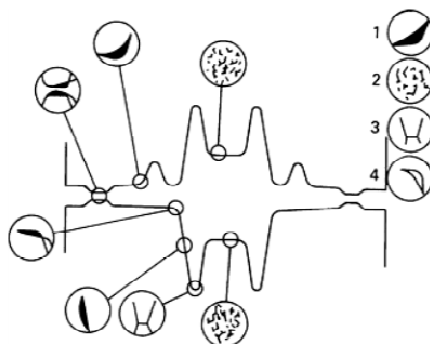
Zużycie ściernie jest wynikiem ubytku materiału, głównie poprzez oddzielenie się cząstek materiału z powierzchni. Taki proces powstaje wtedy, gdy w obszarach tarcia współpracujących elementów znajdują się luźne lub utwardzone cząstki ścierniwa albo wystające nierówności twardszego materiału, które spełniają rolę umiejscowionych mikroostrzy. Cząstkami intensyfikującymi zużycie ściernie mogą być twarde tlenki powstałe w procesie wysokotemperaturowego utleniania zarówno powierzchni odkuwki, jak i samej matrycy.

2. DESTRUCTIVE MECHANISMS

The forging dies used in hot forging processes, due to difficult working conditions, are exposed to many destructive mechanisms. They are affected by high values of mechanical and thermal loads [1]. Tests carried out so far indicate that the following wear mechanisms occur in dies' surface layers: abrasive wear, thermo-mechanical fatigue, plastic deformation, fatigue fractures, adhesive wear, and oxidation [2].

The intensities of the various destructive mechanisms are also affected by the shape of the tool's working contour. The places on the contour dominated by particular mechanisms are marked in Fig. 1.

Abrasive wear is the result of the loss of material, mainly through the separation of particles of the material from the surface. Such a process forms when loose or fixed particles of wear debris or protruding irregularities of the harder material, serving the role of local microblades, are present in the areas of friction between contacting elements. The particles intensifying abrasive wear may be hard oxides formed through a process of high-temperature oxidation, both of the surface of the forging and of the die itself.



Rys. 1. Najczęstsze mechanizmy zużycia matryc kuźniczych:

1 – zużycie ściernie, 2 – zmęczenie cieplne, 3 – zmęczenie mechaniczne, 4 – odkształcenie plastyczne [3]

Fig. 1. The most common mechanisms of wear in forging dies:

1 – abrasive wear, 2 – thermal fatigue, 3 – mechanical fatigue, 4 – plastic deformation [3]

Na intensywność zużycia ściernego wpływają takie parametry, jak twardość narzędzi, czas kontaktu, temperatura, rodzaj środka smarnego, jakość powierzchni narzędzi itp. W literaturze przyjmuje się, że 90% zużycia narzędzi kuźniczych jest spowodowana tymi mechanizmami.

The intensity of abrasive wear is also affected by parameters such as tool hardness, time of contact, temperature, type of lubricant, quality of the tool surface, etc. In the literature, it is accepted that these mechanisms cause 90% of wear in forging tools.

Następnym zjawiskiem, które istotnie obniża trwałość narzędzi jest **zmęczenie cieplne**. Wynika ono z dużego gradientu temperatury spowodowanego zmiennym kontaktem matrycy z wstępnie podgrzany materiałem. Ze względu na ograniczoną przewodność cieplną materiału występują różnice temperatury między rdzeniem a powierzchnią narzędzi prowadzące do powstawania dużych wartości naprężeń w szczególności w warstwie wierzchniej. Cykliczne zmiany temperatury powodują, że materiał jest naprzemiennie rozciągany oraz ściskany, co prowadzi do powstawania siatki mikropęknięć [4, 5]. Ta forma zniszczenia określana jest jako zmęczenie cieplne. Dodatkowo, obecność cyklicznie zmieniających obciążeń mechanicznych powoduje występowanie procesów zmęczeniowych określanych jako zmęczenie mechaniczne, którego intensywność wzrasta w wyniku pojawienia się siatki mikropęknięć, powstałych na skutek zmęczenia cieplnego, tworząc makropęknięcia. Współzależność mechanizmów zmęczenia cieplnego oraz zmęczenia mechanicznego powoduje, że oba te mechanizmy traktuje się razem jako **zmęczenie cieplno-mechaniczne**.

Czyste **zmęczenie mechaniczne** matrycy kuźniczych zależy głównie od intensywności obciążeń oraz stanu powierzchni matrycy. Zazwyczaj inicjacja pęknięć zmęczeniowych ma miejsce w punktach największych naprężeń, na przykład w miejscach z ostrymi promieniami krzywizny. Pozostałe regiony, gdzie pęknięcia mogą inicjować, to otwory, rowki i zbyt głębokie oznaczenia znaków używanych do identyfikacji zestawów. Zmiana geometrii narzędzi jest najlepszym sposobem obniżenia naprężeń pozwalającym na zminimalizowanie zjawiska inicjacji pęknięć zmęczeniowych i ich wzrostu. Wprowadzane poprawki mogą obejmować zmiany geometrii części kształtującej matrycy lub wypływkę skutkującą obniżeniem wartości naprężeń całkowitych. Prawidłowa obróbka powierzchni również korzystnie redukuje problemy związane ze zmęciem mechanicznym. Azotowanie, mechaniczne polerowanie i śrutowanie wywołują w warstwie przypowierzchniowej naprężenia ściskające lub eliminuje efekt działania naturalnych klinów, prowadząc do opóźnienia inicjacji pęknięcia.

Kolejnym zjawiskiem niszczącym, równie liczny pod względem ilości uszkodzonych i zużytych narzędzi w procesach kucia w porówna-

*The next phenomenon which substantially reduces tools' durability is **thermal fatigue**. It results from the large temperature gradient caused by dies' variable contact with the initially heated material. Due to limited thermal conductivity, there are differences in temperature between a tool's core and surface, leading the formation of large stresses, especially in the surface layer. Cyclical changes in temperature cause the material to be alternately stretched and compressed, which leads to the formation of a network of microfractures [4, 5]. This form of fatigue is referred to as thermal fatigue. Additionally, the presence of cyclically-changing mechanical loads results in the occurrence of fatigue processes known as mechanical fatigue, whose intensity increases due to the appearance of the microfracture network produced by thermal fatigue, creating macrofractures. The interdependence of the mechanisms of thermal fatigue and mechanical fatigue causes these mechanisms to be jointly treated as **thermo-mechanical fatigue**.*

*Pure **mechanical fatigue** in forging dies mainly depends on the intensity of the loads and the state of the die surface. Fatigue fractures are usually initiated in the points of greatest stress, for example, in places with sharp radii of curvature. The remaining regions where fractures may initiate are holes, grooves, and the too-deep markings of the signs used to identify sets. A change in tool geometry is the best way to decrease stresses, allowing the phenomenon of initiation and growth of fatigue fractures to be minimized. The corrections introduced can include changes in the geometry of the forming part of the die or flashes resulting in a decrease in the total stress. Proper surface treatment is also beneficial in reducing problems associated with mechanical fatigue. Nitriding, mechanical polishing, and grinding produce compressions in the subsurface layer or eliminate the effects of natural wedges, leading to a delay in fracture initiation.*

*Another destructive phenomenon, equally common in terms of the number of damaged and worn-out tools in forging processes compared to abrasive wear and thermo-mechanical fatigue, is **plastic deformation** of die. During forging, if the temperature of the subsurface layer*

niu do zużycia ściernego i zmęczenia cieplno-mechanicznego jest **odkształcenie plastyczne** wykrojów matryc i stempli. Podczas kucia, jeżeli temperatura warstwy przypowierzchniowej przekracza temperaturę odpuszczania matryc, materiał szybko traci swoją twardość i ulega odkształceniu plastycznemu. Granica plastyczności zależy między innymi od temperatury, rodzaju obróbki cieplnej, składu chemicznego, twardości itp. Na przykład im większa początkowa twardość narzędzi, tym materiał cechuje się wyższą granicą plastyczności i odpornością na odpuszczanie w wysokich temperaturach. W praktyce, poziom do którego jest hartowana stal narzędziowa określają wymagania związane z udarnościami: wyższa twardość, niższa udarność stali. Tak więc zastosowana obróbka cieplna narzędzi i osiągnięta w jej wyniku twardość powinny być kompromisem pomiędzy odpornością na pękanie a odpornością na zjawisko odpuszczania materiału.

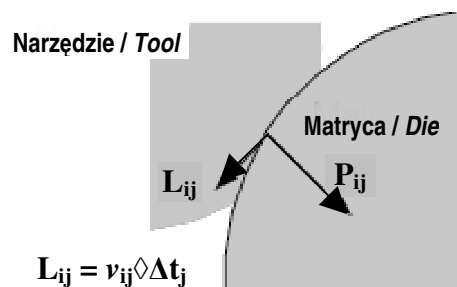
3. WYBRANE MODELE MECHANIZMÓW ZUŻYCIA

Konwencjonalnym modelem, stosowanym do prognozowania zużycia ściernego w procesach przeróbki plastycznej metali, jest model Archarda, w którym na ogół współczynnik zużycia jest stały. W celu zbudowania poprawnego modelu zużycia niezbędne jest uwzględnienie dominującego czynnika, jakim jest temperatura, która lokalnie może osiągać nawet 700°C w miejscu kontaktu z nagrzanym wsadem.

exceeds the die's tempering temperature, the material quickly loses its hardness and undergoes plastic deformation. The yield strength depends, among other things, on temperature, the type of heat treatment, chemical composition, hardness, etc. For example, the greater the tools' initial hardness, the greater the yield strength and resistance to tempering at high temperatures exhibited by the material. In practice, the degree to which tool steel is hardened is determined by the requirements associated with resilience: greater hardness, lesser resilience of the steel. Thus, the heat treatment of tools and the hardness obtained as a result of it should be a compromise between resistance to fractures and resistance to the phenomenon of tempering of the material.

3. SELECTED MODELS OF WEAR MECHANISMS

The conventional model, used for predicting abrasive wear in forming processes, is the Archard model, in which the wear coefficient is generally constant. In order to build a correct wear model, it is essential to take into account the dominant factor, temperature, which may locally achieve even 700°C in the place of contact with the heated batch.



Rys. 2. Schemat kontaktu między materiałem a matrycą
Fig. 2. Diagram of contact between the material and the die

W pracy [6], założono, że teoria Archarda jest odpowiednia do opisu procesu zużycia, przy uwzględnieniu, że współczynnik twardości oraz zużycia nie są stałe. Proponowany model zużycia został opisany równaniem (1), w którym współczynnik zużycia k i twardość H są funkcją temperatury:

$$W(T) = k(T) \frac{LP}{H(T)} \quad (1)$$

Funkcja twardości od temperatury $H(T)$ oraz współczynnik zużycia $k(T)$ można uzyskać z testu twardości i testu zużycia przeprowadzonego w podwyższonej temperaturze. W trakcie kucia, naciski, temperatura, pola prędkości zależą od miejsca na wykroju roboczym i czasu kontaktu (rys. 2). Dlatego można zmodyfikować równanie (1) do postaci:

$$\Delta W_{ij} = k_{ij}(T) \frac{L_{ij} P_{ij}}{H_{ij}(T)} \quad (2)$$

gdzie: W_{ij} – głębokością zużycia w i -tej pozycji w wykroju matrycy w j -tym okresie Δt_j L_{ij} – droga tarcia, P_{ij} – nacisk i T – temperatura. Wartości te mogą być wyznaczone w symulacji numerycznej procesu kucia. Wówczas głębokość zużycia i -tego położenia na wykroju matrycy dla pojedynczego odkucia może być wyrażona:

$$W_i = \sum_{j=1}^{j=n} k_{ij}(T) \frac{L_{ij} P_{ij}}{H_{ij}(T)} \quad (3)$$

gdzie: n – sumą kroków symulacji procesu kucia. Następnie, sumując zużycia w kolejnych cyklach kucia, otrzymuje się całkowite zużycie.

Obecnie prowadzone są intensywne prace nad modelowaniem zmęczenia cieplno-mechanicznego narzędzi do kucia na gorąco. Pomimo istnienia teoretycznych modeli tego zjawiska nie udało się dotychczas prawidłowo je zastosować w prognozowaniu trwałości matryc. Większość teorii zmęczenia cieplnego opiera się na przypadku, który może być opisany na przykładzie pręta z zablokowanymi końcami, którego długość podczas nagrzewania i chłodzenia jest stała [7]. Natomiast w wyniku rozszerzalności cieplnej ulega on kolejnym cyklom odkształcenia.

In work [6], it was assumed that Archard's theory is appropriate to describe the wear process, taking into account that the hardness and wear coefficients are not constant. The proposed wear model was described with equation (1), in which the wear coefficient k and hardness coefficient H are functions of temperature:

$$W(T) = k(T) \frac{LP}{H(T)} \quad (1)$$

The functions relating hardness, $H(T)$, and wear, $k(T)$, with temperature can be obtained from a hardness test and a wear test conducted at higher temperatures. During forging, pressures, temperature, and velocity fields depend on the location in the working contour and the duration of contact (Fig. 2). Thus, equation (1) can be modified to the form:

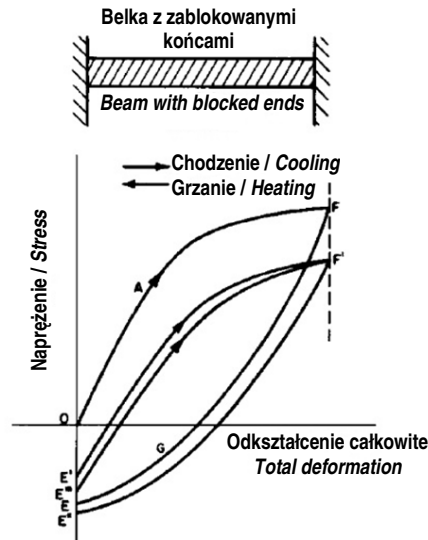
$$\Delta W_{ij} = k_{ij}(T) \frac{L_{ij} P_{ij}}{H_{ij}(T)} \quad (2)$$

where: W_{ij} : depth of wear in the i th position in the die contour in the j th time period Δt_j , L_{ij} is the friction path, P_{ij} is pressure, and T is temperature. These values can be determined in a numerical simulation of the forging process. Meanwhile, the wear depth in the i th position on the die contour for a single forging can be expressed by:

$$W_i = \sum_{j=1}^{j=n} k_{ij}(T) \frac{L_{ij} P_{ij}}{H_{ij}(T)} \quad (3)$$

where n is the sum of the steps in the simulation of the forging process. Next, summing the wear values in successive forging cycles, the total wear is obtained.

Currently, intensive work on modeling thermo-mechanical fatigue in tools for hot forging is underway. Despite the existence of theoretical models of this phenomenon, attempts to use them to properly predict die durability have not been successful thus far. Most theories of thermal fatigue based on a case that can be described with the example of a bar with fixed ends, whose length is constant during heating and cooling [7]. As a result of thermal expansion, it undergoes successive cycles of deformation.



Rys. 3. Schemat ideowy zmęczenia cieplnego [7]

Fig. 3. Schematic diagram of thermal fatigue [7]

W przypadku idealnego cyklu cieplnego całe odkształcenie cieplne jest zamieniane na odkształcenie sprężyste oraz plastyczne (4).

$$\varepsilon_p = \alpha \Delta T - \frac{(1 - \nu) \Delta \sigma}{E} \quad (4)$$

gdzie: ε_p – odkształceniem plastycznym, α – liniowy współczynnik rozszerzalności cieplnej, ΔT – zmiana temperatury, E – moduł Younga, ν – współczynnik Poissona, $\Delta \sigma$ – zmiana naprężenia. Odkształcenie plastyczne może być użyte do określenia liczby cykli do zniszczenia ze wzoru Coffina-Mansona (5).

$$N_f^n \varepsilon_p = C \varepsilon_f \quad (5)$$

gdzie: N_f – liczba cykli do zniszczenia, ε_p – odkształcenie plastyczne, ε_f – współczynnik odporności na zmęczenie, określane jako odkształcenie materiału potrzebne do zniszczenia w pojedynczym cyklu, C oraz n – stałe materiałowe. W przypadku procesu rzeczywistego całe odkształcenie cieplne nie zostanie zamienione w odkształcenie mechaniczne. Część odkształcenia cieplnego zostaje zamieniona na swobodne odkształcanie się powierzchni roboczej narzędzia (6).

$$\varepsilon_T = \alpha \Delta T - (\varepsilon_e - \varepsilon_p) \quad (6)$$

$$\varepsilon_e = \frac{(1 - \nu) \Delta \sigma}{E} \quad (7)$$

więc:

$$\varepsilon_p = \frac{\alpha \Delta T - (1 - \nu) \Delta \sigma}{E - \varepsilon_T} \quad (8)$$

gdzie: ε_p – odkształceniem plastycznym, $\alpha \Delta T$ – całkowite odkształcenie cieplne, $(1 - \nu) \Delta \sigma / E$ –

In the case of an ideal thermal cycle, all of the thermal deformation is transformed into elastic or plastic deformation (4).

$$\varepsilon_p = \alpha \Delta T - \frac{(1 - \nu) \Delta \sigma}{E} \quad (4)$$

where: ε_p is plastic deformation, α is the linear coefficient of thermal expansion, ΔT is change in temperature, E is Young's modulus, ν is the Poisson coefficient, and $\Delta \sigma$ is the change in stress. The plastic deformation can be used to determine the number of cycles to destruction according to the Coffin-Manson equation (5).

$$N_f^n \varepsilon_p = C \varepsilon_f \quad (5)$$

where: N_f is the number of cycles to destruction, ε_p is the plastic deformation, ε_f is the coefficient of resistance to fatigue, defined as the deformation of the material needed for destruction in a single cycle, and C and n are material constants. In the case of the real process, not all of the thermal deformation is converted into mechanical deformation. Part of the thermal deformation is converted into free deformations of the working surface of the tool (6).

$$\varepsilon_T = \alpha \Delta T - (\varepsilon_e - \varepsilon_p) \quad (6)$$

$$\varepsilon_e = \frac{(1 - \nu) \Delta \sigma}{E} \quad (7)$$

therefore:

$$\varepsilon_p = \frac{\alpha \Delta T - (1 - \nu) \Delta \sigma}{E - \varepsilon_T} \quad (8)$$

where: ε_p is the plastic deformation, $\alpha \Delta T$ is the total thermal deformation, $(1 - \nu) \Delta \sigma / E$ is the elas-

odkształcenie sprężyste, ε_T – jest odkształceniem swobodnym powierzchni. Po podstawieniu do wzoru Coffina-Mansona otrzymujemy:

$$N_f = \left(\frac{C\varepsilon_f}{\alpha\Delta T - (1-\vartheta)\Delta\sigma/(E - \varepsilon_T)} \right)^{1/n} \quad (9)$$

4. MODELOWANIE MECHANIZMÓW ZUŻYCIA

Modelowanie zużycia narzędzi kuźniczych jest procesem bardzo złożonym, gdyż wszystkie wymienione zjawiska niszczące występują na ogół równocześnie i trudno to uwzględnić podczas obliczeń numerycznych. Powszechnie przyjęło się więc, że wszystkie ubytki materiału są wynikiem zużycia ściernego lub odkształcenia plastycznego. W przypadku występowania tylko odkształcenia plastycznego narzędzi dochodziłoby do lokalnego przemieszczania materiału i zwiększania się wymiarów narzędzi. Jest to bardzo rzadko obserwowane w narzędziach kuźniczych, gdyż nadmiar odkształconego i osłabionego materiału jest błyskawicznie usuwany w wyniku procesu tarcia. Przyjmuje się więc, że dominującym mechanizmem zużycia jest zużycie ściernie i próbuje się modelować zużycie narzędzi kuźniczych głównie za pomocą modelu Archarda. W tej części pracy przedstawiono wyniki modelowania zużycia narzędzi kuźniczych za pomocą modelu Archarda oraz porównano uzyskane wyniki z rzeczywistym zużyciem dla 3 procesów: kucie wstępne tarczy koła czołowego, kucie zaczepu oraz kucie obudowy przegubu homokinetycznego. Na potrzeby analizy zużycia narzędzi do kucia na gorąco został opracowany model numeryczny w programie MSC.MARC. Wszystkie symulacje zostały wykonane w osiowosymetrycznym stanie odkształcenia dla najbardziej złożonego modelu termomechanicznego z odkształcalnymi narzędziami (stemple i matryce). Dokładny opis procesu oraz metodologii badawczej znajduje się w pracach [8–10]. Geometria narzędzi oraz wstępniaka, a także pozostałe parametry technologiczne procesu zostały zaimplementowane do programu na podstawie oryginalnych modeli 2D i kart technologicznych dostarczonych przez kuźnię. Parametry geometryczne prasy korbowej oraz prędkość ruchu stempla, która jest zależna od położenia kąтового wału

elastic deformation, and ε_T is the free deformation of the surface. After substitution into the Coffin-Manson equation, we obtain:

$$N_f = \left(\frac{C\varepsilon_f}{\alpha\Delta T - (1-\vartheta)\Delta\sigma/(E - \varepsilon_T)} \right)^{1/n} \quad (9)$$

4. MODELING WEAR MECHANISMS

Modeling wear in forging tools is a very complex process because all the listed destructive processes generally occur simultaneously and this is difficult to take into account during numerical calculations. Thus, it has been widely accepted that all material losses are the result of abrasive wear or plastic deformation. If only plastic deformation of tools occurred, it would lead to local displacements in the material and increased dimensions of the tools. This is observed very rarely in forging tools, as the excess deformed and weakened material is rapidly removed through the process of friction. Thus, it is accepted that abrasive wear is the dominant wear mechanism, and modeling of wear in forging tools is mainly attempted using Archard's model. In this part of the work, the results of modeling of wear in forging tools with the Archard model are presented, and the results obtained are compared with real wear for three processes: initial forging of a front wheel's disc, forging of a hook, and forging of a constant-velocity joint. For analysis of wear of tools for hot forging, a numerical model was developed in the MSC.MARC program. All simulations were performed in an axially symmetric state of deformation, for the most complex thermo-mechanical model, with deformable tools (stamps and dies). An exact description of the process and the testing methodology is present in works [8–10]. The geometry of the tools and the initial material, as well as the remaining technological parameters of the process were entered into the program on the basis of original 2D models and data sheets provided by the forging shops. The geometric parameters of the crank press and the speed of the stamp's motion, which depends on the angular orientation of the press' crankshaft, were adopted in accord with the technical documentation. The forging die was made from 12344 hot-work tool steel. Material

korbowego prasy, zostały przyjęte zgodnie z dokumentacją techniczną. Matryce do kucia wykonano ze stali narzędziowej do pracy na gorąco 1,2344. Dane materiałowe: ciepło właściwe, przewodność cieplna, rozszerzalność cieplna, wsp. Poissona, moduł Younga narzędzi oraz odkuwki zostały przyjęte z bazy materiałów Matilda.

Temperatury w poszczególnych operacjach kucia zostały określone poprzez pomiar punktowy za pomocą pirometru oraz badania z zastosowaniem kamery termowizyjnej. Współczynnik wymiany ciepła z otoczeniem oraz wymiana ciepła w kontakcie zostały również uwzględnione. Przyjęto współczynnik wymiany ciepła z otoczeniem 0.35 N/s/mm/°C oraz w kontakcie 25 N/s/mm/°C. Zastosowano dla wszystkich analizowanych procesów bilinearny model tarcia typu SHEAR oraz współczynnik tarcia między narzędziami a materiałem odkształcanym równy 0,2.

Zgodnie z modelem Archarda w modelowaniu przyjęto, że prędkość zużycia w dowolnej chwili kucia można zapisać jako:

$$\dot{w}(1) = \frac{k}{H} \sigma V_{rel} \quad (10)$$

Natomiast zużycie w jednym cyklu:

$$w(1) = \int_0^t \frac{k}{H} \sigma V_{rel} dt \quad (11)$$

a przy założeniu, że w każdym cyklu zużywa się taka sama warstwa materiału oraz że twardość materiału nie ulega zmianie, zużycie dla dowolnej liczby cykli wynosi:

$$w(c) = \sum_1^c \int_0^t \frac{k}{H} \sigma V_{rel} dt = Cw(1) \quad (12)$$

gdzie: w – wielkość zużycia [mm], σ – naprężenie normalne [MPa], V_{rel} – względna prędkość przemieszczenia w kontakcie [mm/s], H – twardość materiału [MPa], k – bezwymiarowy współczynnik zużycia.

4.1. Kucie wstępne tarczy koła

Pierwszym analizowanym procesem jest kucie wstępne tarczy koła czołowego. Schemat procesu przedstawiono na rys. 4. Materiał podgrzany indukcyjnie do temperatury 1150°C jest umieszczany na kształtowej matrycy dolnej oraz spęczany przy pomocy płaskiej matrycy górnej.

data: specific heat, thermal conductivity, thermal expansion, Poisson's ratio, and Young's modulus of the tools and the forging were adopted from the Matilda material database.

Temperatures in particular forging operations were determined by point measurements with a pyrometer and tests using a thermal camera. The coefficient of heat exchange with the environment and heat exchange through contact were also taken into account. The 0.35 N/s/mm/°C was adopted as the coefficient of heat exchange with the environment, and 25 N/s/mm/°C for contact. A SHEAR-type bilinear friction model and a coefficient of friction between the tool and the formed material of equal to 0.2 were used for all the analyzed processes.

According with the Archard model, it was accepted that the speed of wear in any moment of forging can be written as:

$$\dot{w}(1) = \frac{k}{H} \sigma V_{rel} \quad (10)$$

The wear in one cycle:

$$w(1) = \int_0^t \frac{k}{H} \sigma V_{rel} dt \quad (11)$$

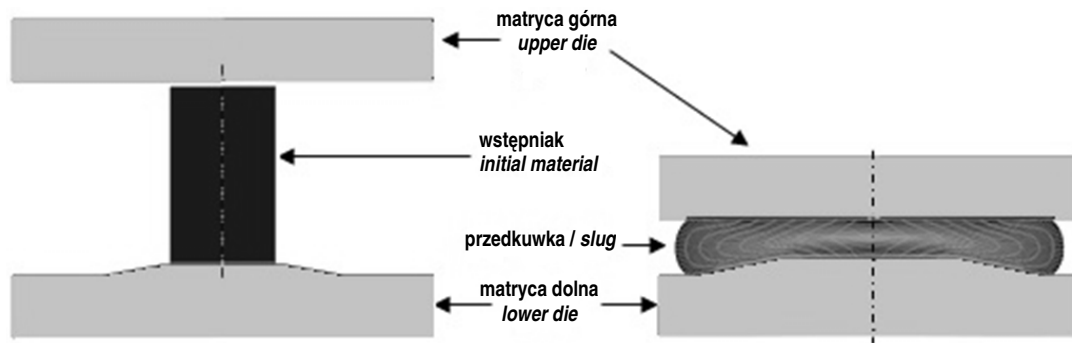
and given the assumption that the same layer of material is used up in each cycle and that the hardness of material does not change, the wear for any number of cycles is:

$$w(c) = \sum_1^c \int_0^t \frac{k}{H} \sigma V_{rel} dt = Cw(1) \quad (12)$$

where: w is the value of wear [mm], σ is the normal stress [MPa], V_{rel} is the relative velocity of displacement in contact [mm/s], H is the material's hardness [MPa], and k is a dimensionless wear coefficient.

4.1. Initial forging of a wheel disc

The first analyzed process is initial forging of the front wheel disc. A diagram of the process is presented in Fig. 4. The material, inductively heated to a temperature of 1150°C, is placed on the lower, swage die and flattened with the upper, flat die.



Rys. 4. Schemat kształtowania wstępniaka w pierwszej operacji kucia koła czołowego

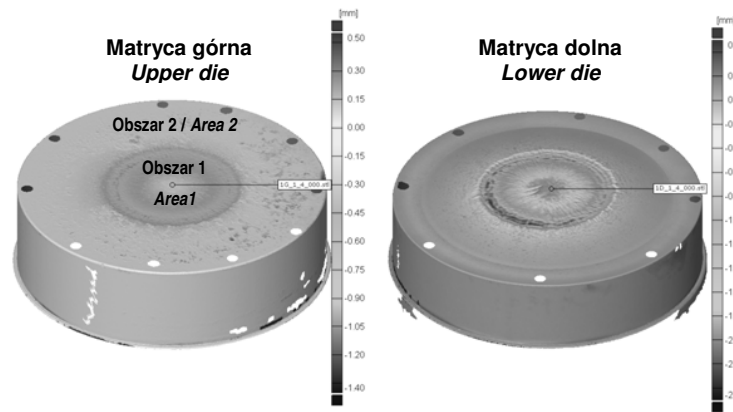
Fig. 4. Diagram of the forming of the initial material in the first operation of forging the front wheel

Na rys. 5 przedstawiono wyniki doświadczalnie zmierzonego zużycia narzędzi w pierwszej operacji kucia po 9000 sztuk. Pomiar wykonano przy pomocy skanera optycznego. Zarówno dla matrycy dolnej, jak i górnej można wyróżnić dwa obszary. Pierwszy to część centralna, gdzie widoczne jest znaczne zużycie, na które ma wpływ nie tylko intensywne płynięcie materiału ale również działanie wysokich temperatur. Drugi obszar znajdujący się poza działaniem temperatury cechuje się brakiem zużycia. Największe zużycie lokalizuje się w 1/3 długości promienia od środka narzędzia. Zużycie matrycy górnej jest mniejsze niż matrycy dolnej. Maksymalne wartości wynoszą dla matrycy górnej 1,4 mm, dolnej 2,5 mm. Różnicę w ubytku materiału wkładek wynika z dłuższego kontaktu ze wstępniakiem matrycy dolnej. Dłuższy czas kontaktu z podgrzanym materiałem wpływa na przyspieszenie odpuszczania się warstwy wierzchniej materiału matrycy i spadek twardości narzędzi prowadzący do intensywniejszego zużycia ściernego.

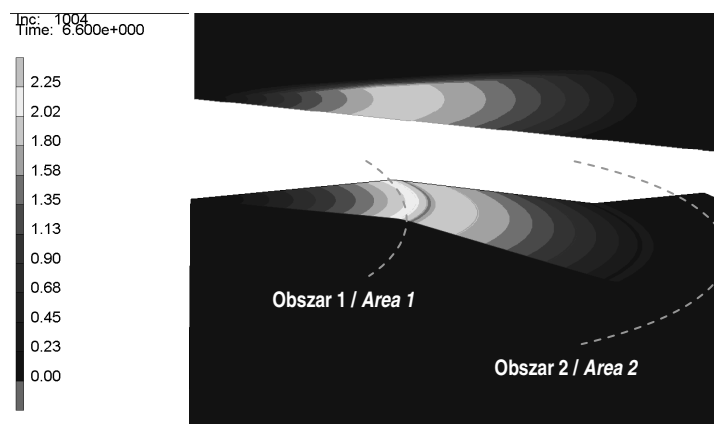
Dodatkowo w obszarze działania wysokich temperatur narzędzia narażone są na proces większej degradacji spowodowany zjawiskiem zmęczenia cieplno-mechanicznego opisanym w punkcie 3 artykułu. Sumarycznie wpływ spadku twardości oraz zmęczenia cieplnego powoduje większe zużycie narzędzi w tej strefie, co zostało potwierdzone przez autorów w trakcie analizy powierzchni zużytych matryc.

The results of the experimentally measured wear of tools in the first forging operation, after 9000 copies, are presented in Fig. 5. The measurement was carried out using an optical scanner. Two areas can be distinguished for both the lower and the upper die. The first is the central part, where significant wear is visible, influenced not only by the intense flowing of the material, but also by the action of high temperatures. The second area, located beyond the temperature's effects, is characterized by a lack of wear. The greatest wear is located 1/3 of the radius from the tool's center. The wear of the upper die is smaller than that of the lower die. The maximal values are 1.4 mm for the upper die and 2.5 mm for the lower one. The differences in the loss of material from the inserts results from the lower die's longer contact with the initial material. The longer time of contact with the heater material affects the acceleration of tempering of the die material's surface layer and the decrease in hardness of the tools, leading to heavier abrasive wear.

Additionally, in the area affected by high temperatures, tools are exposed to a process of greater degradation caused by the phenomenon of thermo-mechanical fatigue described in section 3 of the article. Cumulatively, the influence of the decrease in hardness and thermo-mechanical fatigue causes greater tool wear in this zone, which was confirmed by the authors during analysis of the surfaces of the worn-out dies.



Rys. 5. Zużyta powierzchnia matryc pierwszej operacji kucia koła czołowego
 Fig. 5. The worn-out surface of dies after the first operation of forging the front wheel



Rys. 6. Rozkład zużycia – widok z modelu
 Fig. 6. Distribution of wear – view from the model

Na rys. 6 przedstawiony został rozkład zużycia uzyskany z modelowania MES w oparciu o model Archarda. Pomimo że obszar charakteryzujący się największym zużyciem narzędzia w procesie rzeczywistym pokrywa się z rozkładem pochodzącym z symulacji to widoczne są wyraźne różnice w wartościach liczbowych. Wartości zużycia z modelowania są niższe od rzeczywistych, wynika to z faktu że przyjęty model nie bierze pod uwagę wszystkich mechanizmów intensyfikujących zużycie występujących w analizowanej operacji spęczania. Pominięty został spadek twardości oraz wpływ siatki pęknięć wywołanej zjawiskiem zmęczenia cieplnego.

Największy błąd w rozkładzie zużycia wyznaczonego w symulacji występuje w drugim obszarze za strefą działania wysokich temperatur. W rzeczywistości narzędzia nie wykazują w tym obszarze zużycia, natomiast model wykazuje liniowe przejście od maksymalnych wartości do minimalnych. Błędny rozkład zużycia wynika z faktu, że współczynnik zużycia w mo-

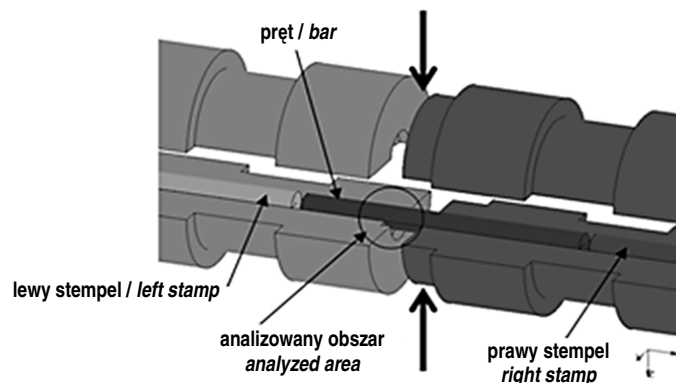
The distribution of wear obtained from FEM modeling based on the Archard model is presented in Fig. 6. Even though the area is characterized by the greatest tool wear in the real process covers the distribution from the simulation, clear differences in the numerical value are visible. The wear values from modeling are smaller than the real ones, due to the fact that the model adopted does not take into account all the wear-intensifying mechanisms present in the analyzed flattening operation. The decrease in hardness and the influence of the network of microfractures produced by the phenomenon of thermal fatigue were passed over.

The greatest error in the wear distribution determined by the simulation is in the second area beyond the zone of the high temperatures' influence. In reality, the tools do not exhibit wear in this area, but the model exhibits a linear transition from maximal to minimal values. The erroneous wear distribution results from the fact that the wear coefficient in the Archard

delu Archarda, przyjmuje się na ogół na podstawie maksymalnego zużycia, które nie jest wynikiem tylko zużycia ściernego ale również odkształceń plastycznych i zmęczenia cieplno-mechanicznego. Poprawny model zużycia zatem powinien uwzględniać nie tylko wszystkie mechanizmy ale również uwzględniać ich intensywności w poszczególnych obszarach narzędzi.

4.2. Kucie zaczepu

Kolejnym przykładem próby wykorzystania modelu Archarda jest modelowanie etapu kucia odkuwki zaczepu typu P 1.3T metodą TR. Schemat operacji miejscowego spęczania przedstawiono na rys. 7. Układ narzędziowy składa się z dwóch dzielonych matryc oraz pary stempeli. Matryce zamykają się po umieszczeniu w ich wnętrzu podgrzanego miejscowo pręta, a następnie w wyniku ruchu prawej matrycy formowany jest wsad.



Rys. 7. Schemat układu miejscowego spęczania pręta metodą TR [9]

Fig. 7. Diagram of the system of locally flattening a beam with the TR method [9]

Wyniki modelowania zużycia narzędzi w tym procesie dokładnie przedstawiono w artykule [9]. Na podstawie skanowania powierzchni określono wartości zużycie wykroju roboczego matryc po odkuciu 2200, 6500, 9600 i 23500 sztuk. Wstępna analiza wykazała, że dominującym mechanizmem w operacji miejscowego spęczania jest zużycie ściernie. Na rys. 8 przedstawiono rzeczywisty rozkład zużycia w analizowanym obszarze pierwszej operacji. Dostrzec można niewielkie ślady wyżłobień w kierunku promieniowym zgodnym z kierunkiem płynięcia materiału, świadczące o dominującym procesie ścierania. Największe zużycie występuje na promieniu. Przy ilości odkuwek 23500 sztuk oprócz pro-

model is generally assumed based on maximal wear, which is the result not only of abrasive wear but also of plastic deformations and thermo-mechanical fatigue. A correct model of wear should therefore take into account not only all the mechanisms, but also their intensity in various areas of the tools.

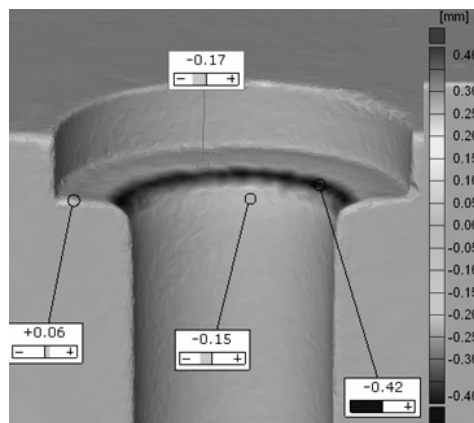
4.2. Forging a hook

Another example of an attempt to use the Archard model is modeling the forging P-1.3T-type hook with the TR method. The diagram of the operation of local flattening is presented in Fig. 7. The tool system is composed of two divided dies and a pair of stamps. The dies close after the locally heated bar is placed inside them, and then the insert is formed as a result of the movement of the right die.

The results of modeling tool wear in this process are precisely presented in article [9]. On the basis of surface scanning, the wear values of the working contour were determined after forging 2,200, 6,500, 9,600, and 23,500 copies. Initial analysis showed that the dominant mechanism in the operation of local flattening is abrasive wear. The real distribution of wear in the analyzed area for the first operation is shown in Fig. 8. Small traces of grooves in the radial direction, in line with the direction of the materia's flow, can be seen, indicating the dominant abrasive process. The greatest wear occurs on the radius. After 23,500 forgings, besides the process of abrasion, one can observe the phenomenon of plastic

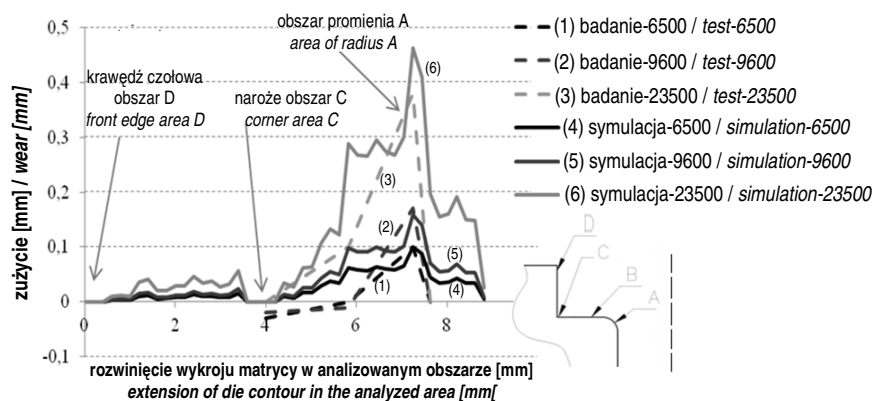
cesu ścierania można zauważyć zjawisko plastycznego odkształcenia warstwy przypowierzchniowej, również w obszarze występowania promienia. Na rys. 9 znajduje się wykres przedstawiający porównanie rzeczywistego zużycia z rozkładem uzyskanym z modelu numerycznego dla trzech wariantów liczby odkuwek (6500, 9600 i 23500). W obszarach A, C, D wartości zużycia są zbliżone jedynie dla obszaru B na 6 mm rozwinięcia profilu narzędzia wartości z symulacji są zawyżone i błąd wzrasta wraz z ilością liczby odkuwek. Wynika to zachodzącego w tym obszarze w rzeczywistym procesie odkształcenia plastycznego. Wyniki wskazują, że model Archarda może znaleźć zastosowanie dla tego typu procesu, rozkład zużycia jest poprawny z niewielkim błędem. Przedstawione w pracy [9] badania strukturalne wykazały, że jest to spowodowane, tym że w niewielkim stopniu obserwowano występujące w procesie zmęczenie cieplno-mechaniczne.

deformation of the subsurface layer, also in the area of the radius. Fig. 9 contains a graph showing a comparison of the actual wear with the distribution obtained from the numerical model for three numbers of forgings (6500, 9600 and 23500). In areas A, C, and D, the wear values are similar; only for B for 6 mm extending from the tool profile, the values from the simulation are overstated and the error increases with the number of forgings. This results from the real process of plastic deformation occurring in this area. The results indicate that the Archard model may find application for this type of process; the distribution of wear is correct with a small error. The structural tests presented in work [9] showed that this is caused by the fact that thermo-mechanical fatigue was only observed slightly process.



Rys. 8. Rzeczywisty rozkład zużycia matrycy do kucia zaczepu P 1.3T (23 500 wykonanych sztuk) [9]

Fig. 8. Real distribution of die wear for forging of a P-1.3T hook (23,500 copies were produced) [9]



Rys. 9. Rozkład zużycia z symulacji matrycy do kucia zaczepu P 1.3T [9]

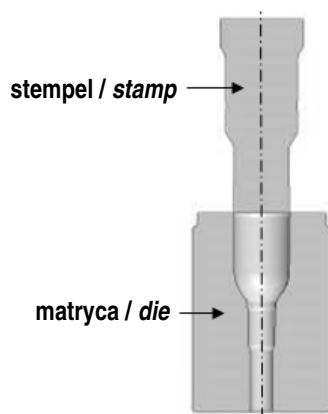
Fig. 9. Simulated distribution of wear for the die for forging a P-1.3T hook [9]

4.3. Kucie obudowy przegubu homokinetycznego

W pracy [10] analizowano zużycie matryc kuźniczych stosowanych w procesie kucia precyzyjnego obudowy przegubu homokinetycznego. Materiał wsadowy podgrzewany jest do temperatury 950°C następnie kuty w czterech operacjach. Ze względu na najniższą trwałość narzędzi kształtujących podjęto się modelowania 2 operacji kucia, w której trwałość narzędzi jest najniższa (rys. 10). Parametry procesu zostały dobrane na podstawie kart technologicznych a także specjalnego systemu pomiarowego umożliwiającego odczyt temperatury narzędzi w trakcie kucia.

4.3. Forging the casting of a constant-velocity joint

The wear of forging dies used in the process of precise forming of a constant-velocity joint was analyzed in work [10]. The insert material is heated to a temperature of 950°C, then forged in four operations. Due to the lower durability of the forging tools, the modeling of the two forging operations in which tool durability is lowest was undertaken (Fig. 10). The parameters of the process were selected based on data sheets and also on a special measurement system enabling the reading of tools' temperatures during forging.



Rys. 10. Widok narzędzi kształtujących w operacji kucia przegubu homokinetycznego

Fig. 10. View of the forming tools in the operation of forging a constant-velocity joint

Rzeczywisty rozkład zużycia matrycy stosowanej w drugiej operacji kucia (po odkuciu 8371 sztuk) oraz rozkład zużycia z symulacji przedstawiono na rys. 11. Największe zużycie występuje w miejscu przejścia profilu z części walcowej w część łukową matrycy (zaznaczone na rys. 11) i sięga 0.3 mm. Jest to obszar narażony nie tylko na zużycie ściernie, ale również na działanie obwodowych naprężeń mechanicznych oraz cieplnych co wykazała analiza mikroskopowa zużytej powierzchni matrycy. Natomiast w strefie intensywnego płynięcia materiału (miejsce największej redukcji przekroju) gdzie formowana jest nóżka odkuwki dochodzi do przyklejania się transportowanych wolnych cząstek do powierzchni matrycy. Utrudnia to określenie wielkości zużycia w tej strefie. Rozkład zużycia uzyskany z modelu MES w ogóle

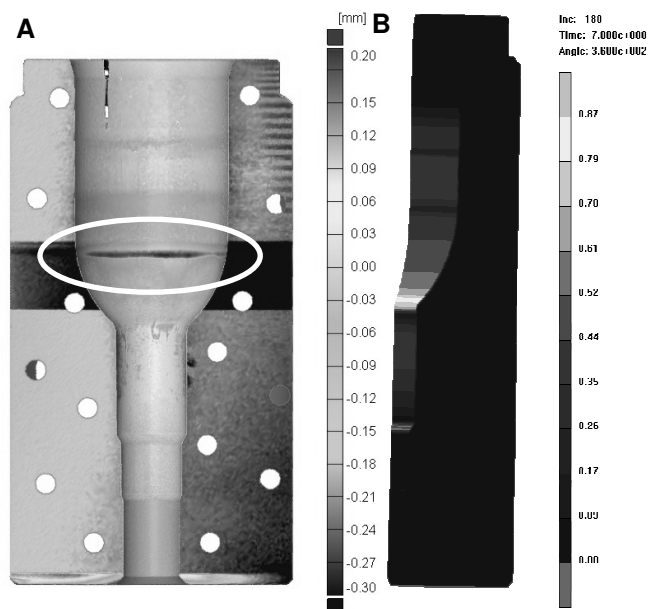
The real distribution of wear of the die used in the second forging operation (after forging 8,371 copies) and the distribution of wear from the simulation are presented in Fig. 11. The greatest wear occurs in the place where the profile passes from the shaft part to the arch part of the die (marked on Fig. 11) and reaches 0.3 mm. This is the area subject to abrasive wear, but also to the effect of mechanical and thermal hoop stresses, which was shown by microscope analysis of the worn die surface. However, in the zone of intense material flow (the place of the greatest reduction in cross-section), where the leg of the forging is formed, there occurs adhesion of the transported free particles to the die surface. This makes it more difficult to determine the magnitude of wear in this zone. The distribution of wear obtained from the FEM model in no

nie pokrywa się ze zużyciem rzeczywistym, gdyż największe zużycie występuje tam, gdzie jest najdłuższa droga przemieszczenia materiału oraz największe naciski, czyli w miejscu największej redukcji przekroju.

W tym przypadku, podobnie jak w przypadku kucia koła czołowego, zachodzi współdziałanie takich mechanizmów zużycia, jak zmęczenie cieplno-mechaniczne, pękanie materiału ze względu na niską temperaturę pracy narzędzi, zużycia ściernego. Dodatkowo zachodzi zjawisko naklejania się wolnych cząstek na powierzchni matrycy. Model Archarda nie uwzględnia tych zjawisk i dla tego nie jest wystarczający do opisu zużycia narzędzi tego konkretnego przypadku.

way matches the actual wear, as the greatest wear occurs where the path of material displacement and pressures are greatest, that is in the place where the cross-section is reduced the most.

In this case, similarly to that of forging the front wheel, there occurs the joint action of wear mechanisms such as thermo-mechanical fatigue, cracking of the material due to the tools' low working temperature, and abrasive wear, and there also occurs the phenomenon of adhesion of free particles to the die surface. The Archard model does not take these phenomena into account, and is thus insufficient to describe tool wear in this specific case.



Rys. 11. Rozkłady zużycia matrycy do kucia precyzyjnego przegubu homokinetycznego:
a) zużycie rzeczywiste, b) zużycie z modelowania

Fig. 11. Distribution of wear in a die for precise forging of a constant-velocity joint:
a) actual wear, b) wear in model

5. PODSUMOWANIE

W artykule przedstawiono problem niskiej trwałości matryc do pracy na gorąco. Omówiono oraz przedstawiono główne mechanizmy niszczące narzędzia, jakim jest zużycie ściernego, zmęczenie cieplne, mechaniczne oraz odkształcenie plastyczne. Opisano również modele matematyczne dwóch podstawowych mechanizmów: zmęczenia cieplnego oraz zużycia ściernego. Zaprezentowano modele numeryczne trzech procesów

5. SUMMARY

The article presents the problem of low durability of dies for hot work. The main mechanisms destroying tools, which are abrasive wear, thermal fatigue, mechanical fatigue, and plastic deformation, were discussed and presented. The mathematical models of two basic mechanisms, thermal fatigue and abrasive wear, were also described. The numerical models of three processes of hot forging were presented. The results of the

kucia na gorąco. Wyniki symulacji zużycia narzędzi kształtujących porównano z zeskanowaną geometrią narzędzi wycofanych z eksploatacji. Porównanie wyników modelowania nie zawsze pokrywało się z rzeczywistym zużyciem matryc. Przedstawione próby modelowania zużycia narzędzi różnych procesów kucia na gorąco wskazują na złożoność problemu i potrzebę znalezienia lepszych rozwiązań. Niezbędny jest rozwój badań zjawisk zużycia pozwalających na tworzenie nowych doskonalszych modeli zużycia, które uwzględniałyby ich wzajemne relacje wpływające na żywotność narzędzi kuźniczych. Autorzy publikacji wykazali, że do poprawnego modelowania zużycia narzędzi niezbędna jest szeroka wiedza na temat analizowanego procesu i towarzyszących mu mechanizmów intensyfikujących zużycie. Przedstawione badania jednoznacznie wykazały, że w procesach kucia zużycie ścierne jest mechanizmem decydującym o wielkości ubytku materiału, jednakże nie w takim stopniu jak to jest przyjęte w literaturze, że jest to na poziomie około 90%.

simulation of wear in forming tools were compared with the scanned geometries of tools withdrawn from use. The results of the modeling did not always converge with the dies' real wear. The presented attempts at modeling wear of tools of various processes of hot forging indicate the complexity of the problem and the need to find better solutions. The development of research into wear phenomena, allowing the creation of new, better wear models, which would take into account the phenomena's mutual relations affecting the service life of forging tools, is essential. The publications Authors demonstrated that proper modeling of tool wear requires broad knowledge of the analyzed process and the wear-intensifying mechanisms accompanying it. The tests presented unambiguously demonstrated that abrasive wear is the mechanism determining the magnitude of material loss, but not to such a degree as is assumed in the literature, which accepts a level of about 90%.

PODZIĘKOWANIA

Badania zostały sfinansowane przez Narodowe Centrum Nauki projektu nr 2011/01/B/ST8/02056.

ACKNOWLEDGEMENTS

The investigations were financed by the National Science Centre, project no. 2011/01/B/ST8/02056.

LITERATURA / REFERENCES

- [1] Lavtar L., Muhic T., Kugler G., Tercelj M.: *Analysis of the main types of damage on a pair of industrial dies for hot forging car steering mechanisms*. Review article. *Engineering Failure Analysis* vol. 18 no. 4 (2012), s. 1143–1152.
- [2] Ryuichiro E., Katsuaki K.: *Failure analysis of hot forging dies for automotive components* *Engineering. Failure Analysis* vol. 15 (2008), s. 881–893.
- [3] Kannappan A.: *Wear in Forging Dies – A Review of World Experience*. *Met. Form.* Vol. 36 No. 12 (Dec 1969), s. 335; Vol. 37 No. 1 (Jan 1970), s. 6.
- [4] Ebara R.: *Fatigue crack initiation and propagation behavior of forging die steels*. *International Journal of Fatigue* no. 32 (2010), s. 830–840.
- [5] Gronostajski Z., Hawryluk M., Zwierzchowski M., Kaszuba M., Marciniak M.: *Analiza zmęczenia cieplnego stali WCLV stosowanej na matryce do kucia na gorąco*. *Rudy i Metale Nieżelazne* R. 56 nr 11 (2011), s. 654–660.
- [6] Lee R., Jou J.: *Application of numerical simulation for wear analysis of warm forging die*. *Journal of Materials Processing Technology* no. 140 (2003), s. 43–48.
- [7] Srivastava A., Joshi V., Shivpuri R.: *Computer modeling and prediction of thermal fatigue cracking in die-casting tooling* *Wear* no. 256 (2004), s. 38–43.
- [8] Gronostajski Z., Hawryluk M., Zwierzchowski M., Kaszuba M.: *Zużycie matryc do kucia na gorąco odkuwki koła czołowego Rudy i Metale Nieżelazne* R. 56 nr 11 (2011), s. 571–576.
- [9] Gronostajski Z., Ziółkiewicz S., Hawryluk M., Kaszuba M., Polak S., Jaśkiewicz K., Będa T.: *Modelling of the tool wear in TR forging of fastener*. *Computer Methods in Materials Science* vol. 13 nr 1 (2013), s. 77–83.
- [10] Gronostajski Z., Zwierzchowski M., Hawryluk M., Kaszuba M., Bartczak B.: *Zużycie matryc do kucia obudowy przegubu homokinetycznego*. *Hutnik-Wiadomości Hutnicze* R. 79 nr 9 (2012), s. 720–723.

