

Kování nástrojových ocelí na radiálních kovacíh strojích

Forging Tool Steels on Radial Forging Machines

doc. Ing. Miroslav Greger, CSc.¹, Ing. Jiří Petržela, Ph.D.², Ing. Vladimír László, PhD.², Ing. Michal Sušovský², Ing. Václav Mašek³

¹ VŠB -Technická univerzita Ostrava, Fakulta metalurgie a materiálového inženýrství, katedra tváření materiálu, 17. listopadu 15, 708 33 Ostrava-Poruba, Česká republika

² VÍTKOVICE HEAVY MACHINERY, a.s., Ruská 2887/101, 70300 Ostrava-Vítkovice, Česká republika

³ Trading Universal s.r.o., Skupova 458/45, Doudlevice, 301 00 Plzeň, Česká republika

V článku je provedena analýza vlivu vybraných parametrů kování na vývoj struktury a vlastností nástrojových ocelí, kovaných na radiálních kovacíh strojích. Pozornost je věnována podmínkám kování: teplotě, rychlosti deformace, stavu napjatosti a rovněž vlivu tvaru, hmotnosti a rozměru vstupních polotovarů a v neposlední řadě stupni prokování a poměrné délce záběru.

Klíčová slova: kování nástrojových ocelí; radiální kovací stroje; struktura a vlastnosti

Tool steels belong to the steels with reduced plasticity (formability). Deterioration of formability is linked to the segregation of brittle eutectic phase along the grain boundaries, especially in steels in the as-cast state. The formability increases during the forging with the increasing degree of destruction of eutectic mesh. The formability of the tool steels decreases with the increasing degree of alloying. The formability decreases in the tool steels at the places of segregation, containing higher amount of carbon, due to decrease of the melting temperature. These factors influencing the formability of high alloyed steels are a function of the following physico-chemical factors: the type of crystalline structure, purity of grain boundaries, inter-atomic forces in the crystal, structural construction, the temperature factor. The above mentioned factors are dependent on the strain rate, magnitude of deformation, unevenness of deformation.

It is evident from the above, that the formability during forging of steel may vary due to the altered plasticity of the blank, to the changed external conditions during deformation or to the changed properties of the forged steel. Characteristic properties of the Cr-Mo-V steel can be described as follows: they are characterised by high resistance to deformation, reduced formability; high resistance to deformation, reduced formability and uneven deformation contribute to the formation of surface and internal cracks, this type of steel significantly strengthens at low temperatures of finish-forging. The higher is the strain rate, the greater is the strengthening and reduction of the formability. As a consequence of large quantity of segregations the Cr-Mo-V steels are susceptible to overheating; they can be included among air-hardening steels and they are therefore susceptible to formation of chilling cracks. During heating to the top forging temperature a surface decarburisation takes place.

One of the decisive factors influencing the resistance to deformation and formability is the state of stress influencing the conditions of forging. The highest formability is achieved at the state of compressive stress with exclusion of tensile stresses, which are the main cause of failure of the forged piece at forming.

Key words: forging tool steels; radial forging machines; structure and properties

Základními požadavky na nástrojové oceli jsou: tvrdost, pevnost, houževnatost, odolnost proti popuštění, řezivost, odolnost proti opotřebení, prokalitelnost a stálost rozměrů. Uvedené vlastnosti nelze dosáhnout u jednoho typu materiálu. Obvykle je nezbytné volit kompromis mezi navzájem protichůdnými vlastnostmi, jako např. mezi tvrdostí a houževnatostí. Dominantní požadavky na vlastnosti jsou obvykle zajištěny jedním až dvěma hlavními legujícími prvky. Další přísady zmírňují negativní vliv hlavních přísad na ostatní vlastnosti. K nejdůležitějším legujícím prvkům nástrojových ocelí patří: uhlík, mangan, křemík, chrom, nikl, molybden, wolfram a vanad, (kobalt). Doprovodné

prvky fosfor a síra zhoršují plastické vlastnosti a řadíme je mezi nečistoty.

Při kování mají nástrojové oceli vyšší deformační odpor [1,2]. Ten závisí především na struktuře oceli, kterou v podstatě určuje chemické složení a postup kování. Je žádoucí, aby obsahy hlavních slitinových prvků byly u každé značky oceli udržovány v úzkém rozmezí a obsahy doprovodných a stopových prvků, které mají vliv na vlastnosti a zejména pak na tvařitelnost, byly omezeny. Význam má čistota oceli z hlediska obsahu nekovových vměstků a jejich rozptýlení a také makrostruktura a mikrostruktura, tj. velikost zrn a jejich

orientace [3], která je dána zejména rychlostí chladnutí ingotu, (popř. plynule litych polotovarů – PLP).

V porovnání s konstrukčními oceli vyžadují nástrojové oceli při kování podélných výkovků vyšší stupeň prokování [4] než je vyjádřeno rovnicí:

$$PK = A^n \cdot P^n \cdot K \approx 3, \quad (1)$$

kde A je pēchovací ekvivalent ($A = 0,8 - 0,9$), n je počet pēchovacích operací, P je stupeň prokování při pēchování, K je stupeň prokování při prodlužování.

Pokud při kování podélných výkovků se nevyužije operace pēchování, tak se rovnice (1) transformuje do tvaru:

$$PK \equiv K \approx 3 \quad (2)$$

Stupeň prokování $K \approx 3$ má zaručit, že v ingotu došlo k uzavření vnitřních necelistvostí a rozrušení lici struktury. U nástrojových ocelí se však požaduje i zjemnění karbidů, což vyžaduje stupeň prokování vyšší [5]. Kromě vyššího stupně prokování je potřebné zajistit u těchto ocelí strukturní homogenitu a omezit anizotropii vlastností. Úroveň dosahovaných vlastností u nástrojových ocelí a jejich rozptyl závisí na kolísání obsahu hlavních legujících prvků v jednotlivých tavbách, na stupni prokování a velikosti polotovarů s lici strukturou [6, 7]. Jakost polotovarů je závislá na vhodném metalurgickém zpracování a na úrovni ocelářské technologie (např. mimopecní rafinace a legování, lití do vakua atd.)

Struktura nástrojových ocelí v litém stavu

Struktury nástrojových ocelí v litém stavu mají různé rozdělení jednotlivých složek. Podle chemického složení vznikají v nástrojových ocelích různé typy eutektika. Oceli legované wolframem vytvářejí skeletové eutektikum. Karbidická fáze je tvořena karbidy M_6C . Oceli s vyšším obsahem uhlíku, legované wolframem a molybdenem, vytvářejí eutektikum, kde karbidická fáze je tvořena karbidy typu M_2C . Karbidy jsou v rozmezí kováčích teplot velmi stabilní [8, 9]. Při deformaci za tepla dochází k mechanickému rozrušování a fyzikálně-chemickému působení na tvar a velikost eutektických lamel, přičemž ty zmenšují svou velikost a přecházejí na tvar globulární [10, 11]. Velikost karbidů je ovlivněna teplotou a dobou ohřevu před tvářením, tvářecí teplotou, velikostí a rychlostí deformace. Karbidy nástrojových ocelí můžeme z hlediska jejich vzniku rozdělit na primární (vylučují z tekuté fáze) a sekundární (tvoří se z pevné fáze).

Primární karbidy typu MC mohou mít různé chemické složení, které závisí na množství legujících prvků a na podmínkách tuhnutí. Komplexní karbid M_2C se vyskytuje ve výše legovaných nástrojových ocelích při vyšších obsazích Mo. Mohou se rovněž vyskytovat

karbidy typu MC. Např. u ocelí legovaných vanadem vzniká karbid VC.

Sekundární karbidy se vylučují z austenitu v následujících modifikacích: komplexní karbidy typu $M_{23}C_6$, kde vedle převažujícího podílu Fe a Cr jsou obsaženy i ostatní karbidotvorné prvky. U ocelí legovaných vysokým obsahem chromu mají karbidy přibližně složení $Fe_{15}Cr_8C_6$. Dále se vylučuje komplexní karbid typu M_3C , kde hlavní složku tvoří Fe. Karbidy se nejčastěji vylučují při transformaci austenitu na martenzit.

Poslední typ představuje karbid M_xC_x , který zpravidla vzniká rozpadem komplexního karbidu $M_{23}C_6$. I tento karbid má různé chemické složení a jeho existence souvisí s teplotou, rychlostí ochlazování a s množstvím vanadu v ocelích.

Tvařitelnost nástrojových ocelí

Nástrojové oceli se vyznačují vysokým deformačním odporem a nízkou tvařitelností. Vysoký deformační odpor, snížená tvařitelnost a nerovnoměrná deformace přispívají ke vzniku povrchových a vnitřních trhlin a při nízkých dokovacích teplotách oceli výrazně zpevňují. Zpevnění a snížení tvařitelnosti je tím větší, čím je deformační rychlost vyšší [12]. Jedním z rozhodujících činitelů, který ovlivňuje deformační odpor a tvařitelnost, nástrojových ocelí, je stav napjatosti. Nejvyšší tvařitelnost se dosahuje při stavu tlakové napjatosti a s vyloučením tahových napětí, která jsou hlavní příčinou porušení výkovků při tvářením [13]. Napětový stav při kování je výsledkem složitého působení napětí od zatěžujících sil a přídavných napětí, vyvolaných vnějším třením a nerovnoměrnou deformací. Napětový stav při volném kování může být vyjádřen různými způsoby, např. pomocí středního ukazatele stavu napjatosti v_s :

$$v_s = \frac{\sigma_s}{\sigma_p} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3(\sigma_1 - \sigma_3)}, \quad (3)$$

kde σ_{1-3} jsou hlavní normální napětí, σ_s je oktaedrické napětí, σ_p je deformační odpor oceli.

Se zmenšující se hodnotou v_s se zvyšuje mezní tvařitelnost. Největší tvařitelnost se dosahuje při platnosti vztahu: $\sigma_1 = \sigma_2$. Při prodlužování tyčí na rovných kovádlech působí ve směru stlačení výkovku hlavní – tlakové napětí σ_h [14], které má střední hodnotu:

$$\sigma_h = \frac{F_k}{l_z \cdot b_s}, \quad (4)$$

kde F_k je kováčská síla [N], l_z je délka záběru [mm], b_s je střední šířka kované tyče [mm].

V podélném směru působí napětí σ_l , které lze vyjádřit přibližným vztahem:

$$\sigma_l = 0,5 \left(\mu \cdot \sigma_p \cdot \frac{l_z}{h_o} \right), \quad (5)$$

kde μ je součinitel tření a h_o je výška prodlužované tyče.

Pro výpočet napětí ve směru šířky se používá přibližný vztah:

$$\sigma_b = 0,5 \left(\mu \cdot \sigma_p \cdot \frac{b}{h} \right), \quad (6)$$

kde b je šířka prodlužované tyče.

Pokud je šíření při kování na radiálních kovacíh strojích omezeno tvarem kovadla, lze pro kování tyčí kruhového průřezu použít vztah:

$$\sigma_b = \frac{F_b}{l_z \cdot d}, \quad (7)$$

kde F_b je kovací síla ve směru šířky výkovku [N], d je průměr výkovku [mm].

Při prodlužování se může v provozních podmínkách kováren ukazatel stavu napjatosti v_s pohybovat v rozmezí od +0,5 až do -2, to znamená od převažujícího tahového až po výrazný tlakový stav napjatosti [15].

Vliv postupu kování a tvaru kovadel na strukturu oceli

Při prodlužování rovnými kovadly na běžných kovacíh lisech a rovněž na radiálních kovacíh strojích je velikost nerovnoměrné deformace funkcí: poměrné délky záběru (l_z/h_o), poměrného úběru $\Delta h/h_o$ a tvarového ukazatele příčného průřezu (b_o/h_o). Prodlužováním malou poměrnou délkou záběru se získá maximální intenzita prodloužení a počet průchodů je minimální. Na druhé straně při malém poměrném záběru narůstá počet pracovních zdvihů. Optimální výkon tvářecího stroje se dosáhne při $l_z/h_o = 0,5$. Při malé poměrné délce záběru vznikají v ose prodlužovaného výkovku tahová napětí. Proto při kování velkých ingotů, které nelze napěchovat, je vhodné použít poměrnou délku záběru $l_z/h_o = 0,5$ až 1. Vybraná hodnota l_z/h_o ovlivňuje i tvařitelnost oceli.

Při kování na klasických lisech je možný i určitý kompromis, a to kombinace horního úzkého a dolního širokého kovadla. Při kování velkých ingotů se osvědčilo hraniť až při dosažení poměru $b/h_i = 1,8$ až 2. V nízkém rozkovku se lépe prokove jeho osová část. Uvedený postup nelze doporučit pro kování oceli se sníženou tvařitelností. Po hranění se rozkovek kove na výšku a na bočním povrchu se rozvíjejí tahová napětí.

Pro vyjádření vlivu tvaru kovadel a způsobu prodlužování na rozdělení velikosti napětí a deformace v tvářené tyči se používá ukazatel c . Jeho hodnota se

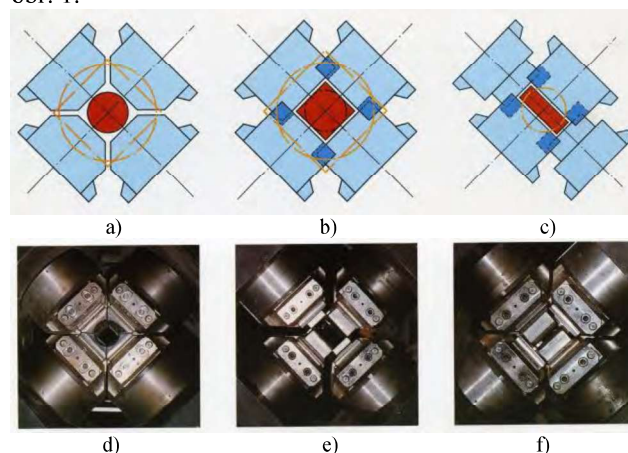
vypočítá z příčného průřezu pásma deformace a určí se, jaká část z celkového obvodu pásma deformace je ve styku s kovadly [16]. Pro vyjádření ukazatele c se používá vztah:

$$c = \frac{C_{kont}}{C_{celk}}, \quad (8)$$

kde C_{kont} je délka obvodu pásma deformace, která je ve styku s kovadly, C_{celk} je celková délka obvodu pásma deformace.

Při hranění po každém průchodu platí $c = 0,5$. Při hranění až po dosažení poměru $b/h_i = 1,8$ až 2 se hodnota $c = 0,6 - 0,65$. Při kování nástrojových ocelí na radiálních kovacíh strojích může ukazatel c dosahovat hodnotu blízké se 1.

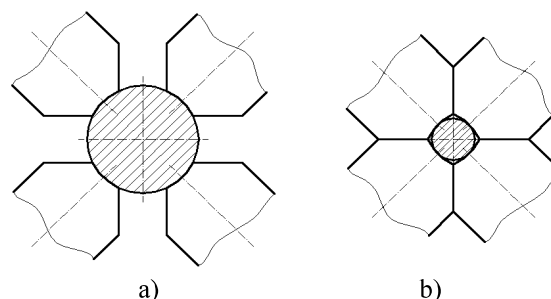
Tvar kovaných průřezů a kovadel používaných při kování na radiálních kovacíh strojích je znázorněn na obr. 1.



Obr. 1 Tvar průřezů kovaných tyčí (a-c) a uspořádání kovadel (d-f) na radiálních kovacíh strojích.

Fig. 1 Form cross - sections forged rod (a - c) and make - up anvil (d - f) on radial swaging machine.

Pro kování tyčí kruhového průřezu na radiálním kovacíh stroji vyžaduje podmínky deformace v pásma deformace obr. 2.



Obr. 2 Kontaktní plocha kovadel s kovanou tyčí při kování na radiálním kovacíh stroji: a) na počátku, b) na konci prodlužování.

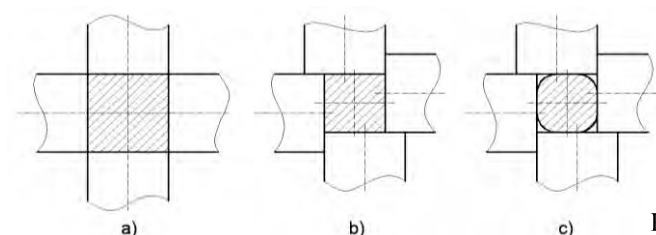
Fig. 2 Contact area of the anvils with the forged bar at forging on radial swaging machine: a) at the beginning, b) at the end of elongation.

Na počátku prodlužování má ukazatel c hodnotu kolem 0,5. V některých případech může mít i menší hodnotu, což je nepříznivé.

Při kování čtyřhranné tyče na radiálním kovacím stroji jsou dvě možnosti [17]. U stroje, kde střídavě dosedají na rozkovek dva páry rovných kovadel, je prakticky stejná situace jako při prodlužování na lisu; ukazatel c má hodnotu 0,5.

Pokud se použijí kovadla s výřezy, mohou dosedat na rozkovek současně a ukazatel c má hodnotu 1.

Pro úplnost je třeba dodat, že v omezené míře se používají i radiální kovací stroje s přesazováním kovadel, která jsou znázorněna na obr. 3.



Obr. 3 Schéma prodlužování pravouhlých průřezů na radiálním kovacím stroji: a) počátek prodlužování, b) prodlužování tyče čtvercového průřezu, c) prodlužování tyče kruhového průřezu.

Fig. 3 Diagram elongation rectangular cross - sections on radial swaging machine: a) beginning elongation, b) elongation square bar, c) elongation circular rod.

Při prodlužování čtyřhranné tyče na radiálním kovacím stroji s přesazováním kovadel se ukazatel $c = 1$. Při prodlužování válcové tyče se hodnota ukazatele c pohybuje kolem 0,5.

Vývoj struktury nástrojových ocelí při kování na radiálních kovacích strojích

Na radiálních kovacích strojích se přímo zpracovávají ingoty z nástrojových ocelí z počátečních průměrů 800 mm (460 mm) na průměry 270 mm, popř. menší [18]. Při kování nástrojových ocelí platí zásady vztahující se ke stupni prokování, jakosti vstupních polotovarů, ohřevu, předkování a finálnímu kování [19]:

- Pro dosažení požadovaných vlastností výkovku je nutné zajistit stupeň prokován $K > 3$.
- Jakost ingotů závisí na teplotě lité, na náhřevu lici soupravy (100 až 200 °C), rychlosti lité, době stripování a způsobu dopravy ingotu do kovárný. Ingoty se dopravují do kovárný v teplém stavu. Minimální povrchová teplota ingotu nemá být nižší než 730 °C.
- Sázecí teplota pece se pohybuje v rozmezí 730 až 780 °C. Po vyrovnání teplotního pole v ingotu následuje rychlý ohřev na teplotu 900 °C a prodleva na teplotě ($\tau = 1$ h/100 až 150 mm tloušťky ingotu).

Po vyrovnání teplot probíhá ohřev na horní kovací teplotu, prodleva na teplotě a následuje kování.

- Ingoty většího průměru než je průměr otevřených kleští manipulátorů se předkovávají v úhlových, kombinovaných, popř. rovných kovadlech na hydraulických lisech. V počáteční fázi kování se poměrný úběr pohybuje kolem 15 %. Proveďte se dohřev na HKT a hodnota absolutního úběru se zvolí dle vztahu $\Delta h_{max} \leq 80$ mm.
- Ohřev na HKT probíhá v karuselových pecích, kde se sázecí teplota pece pohybuje kolem 600 až 800 °C. Prvá fáze kování ingotů na rotačních kovacích strojích probíhá při úběru $\Delta h_{max} \approx 25$ mm z počátečního průměru až na průměr výkovku daný stupněm prokování $K \approx 3,5$. Velikost deformace a rychlost kování je limitována nebezpečím vzniku nehomogenity teplotních polí v kované tyči. Při intenzivní deformaci totiž vzniká deformační teplo, které může vyvolat lokální přehřátí, což se projeví snížením tvařitelnosti kované oceli [20].

Pro stanovení vývoje struktury nástrojových ocelí kovaných na rotačním kovacím stroji byl proveden rozbor struktury kovaných tyčí z vybraných nástrojových ocelí [21 - 23].

Chemické složení ověřovaných ocelí je uvedeno v tab. 1.

Tab. 1 Chemické složení nástrojových ocelí (hm. %)
Tab. 1 Chemical composition of the tool steel (wt. %)

Značka oceli	C	Si	Cr	W	Ni	Mo	V
19 436	1,95	-	12,0	-	-	-	-
19 554	0,39	1,00	5,30	-	-	1,40	1,00
19 572	1,60	-	12,0	-	-	0,50	0,20
19 662	0,55	-	0,70	-	1,70	0,25	0,15
19 712	1,20	-	1,60	1,40	-	-	0,25
19 721	0,30	-	2,35	9,25	-	-	0,20
18 802	0,85	-	4,20	10,25	-	-	2,35

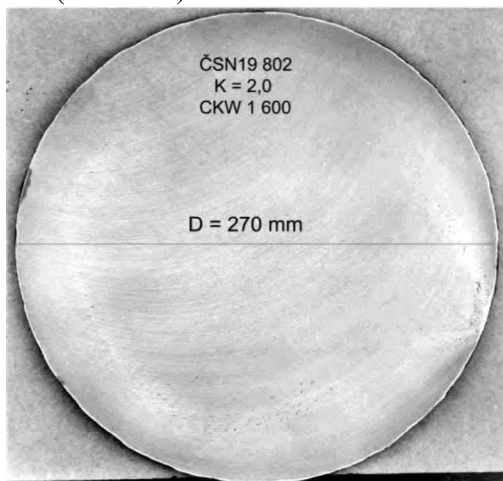
Tyče byly vykovány z ingotů různé hmotnosti na přibližně stejný průměr (tab. 2). Stupeň prokování vypočítaný pomocí rovnice (2) se pohyboval v intervalu 2,2 až 4,9.

Tab. 2 Rozměry ingotů, výkovku a stupeň prokování nástrojových ocelí

Tab. 2 Proportions ingots, forging and forging ratio of tool steels

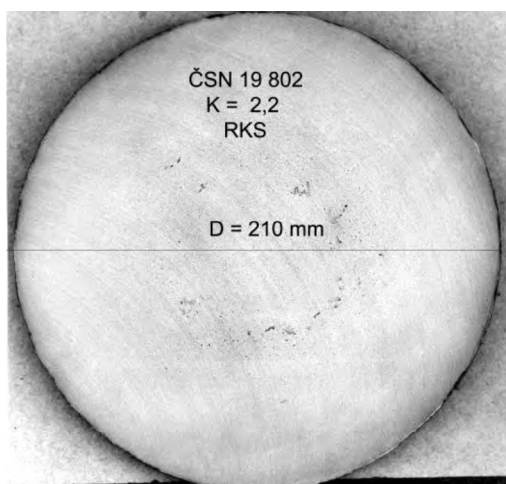
Značka oceli	IKT [°C]	Průměr ingotu [mm]	Průměr výkovku [mm]	K [-]
19 436	1050-850	460	210	4,8
19 554	1100-850	400	180	4,9
19 572	1050-850	470	250	3,5
19 662	1100-850	400	200	4,0
19 712	1050-850	400	210	3,6
19 721	1150-850	460	210	4,8
18 802	1100-900	310	210	2,2

Na výkovech byla posuzována makrostruktura (obr. 4, 5) a mikrostruktura ve vybraných oblastech příčného průřezu a celkové rozložení primárních karbidů ve struktuře (obr. 6 - 10).



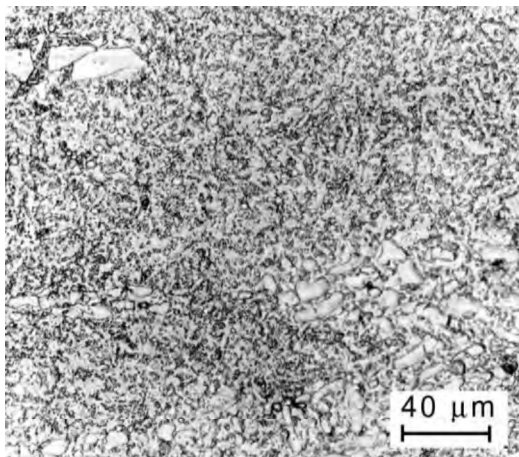
Obr. 4 Makrostruktura oceli ČSN 19 802 po kování na hydraulickém lisu.

Fig. 4 Macrostructure steels ČSN 19 802 after forging on hydraulic press.



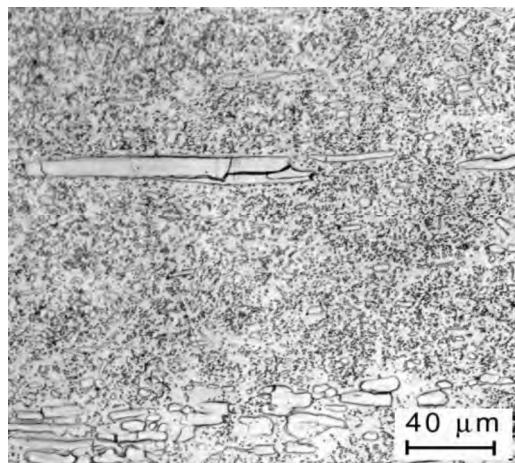
Obr. 5 Makrostruktura oceli ČSN 19 802 po kování na radiálním kovacím stroji

Fig. 5 Macrostructure steels ČSN 19 802 after forging on radial swaging machine



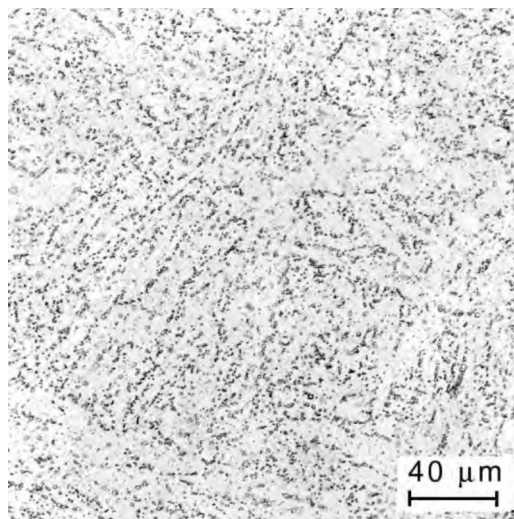
Obr. 6 Mikrostruktura a rozložení karbidů ve struktuře nástrojové oceli ČSN 19 802

Fig. 6 Microstructure and lay carbides in set - up tool steel ČSN 19 802



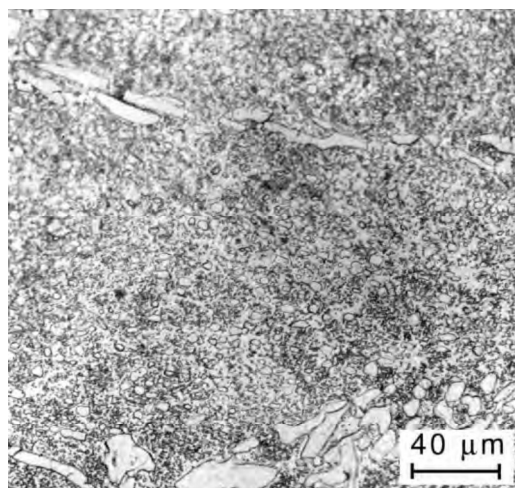
Obr. 7 Mikrostruktura a rozložení karbidů ve struktuře nástrojové oceli ČSN 19 436

Fig. 7 Microstructure and carbides in set - up tool steel ČSN 19 436



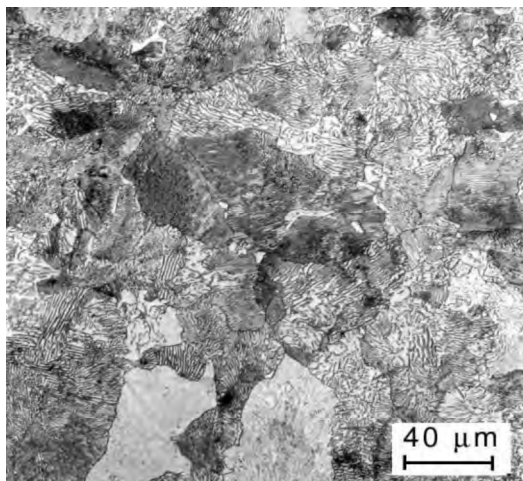
Obr. 8 Mikrostruktura nástrojové oceli ČSN 19 554

Fig. 8 Microstructure tool steel ČSN 19 554

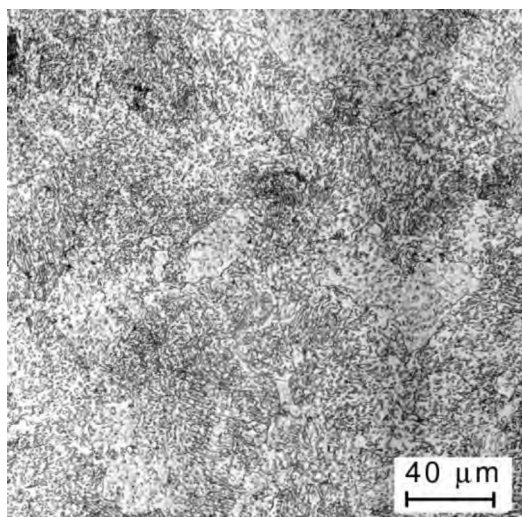


Obr. 9 Mikrostruktura a rozložení karbidů ve struktuře nástrojové oceli ČSN 19 572

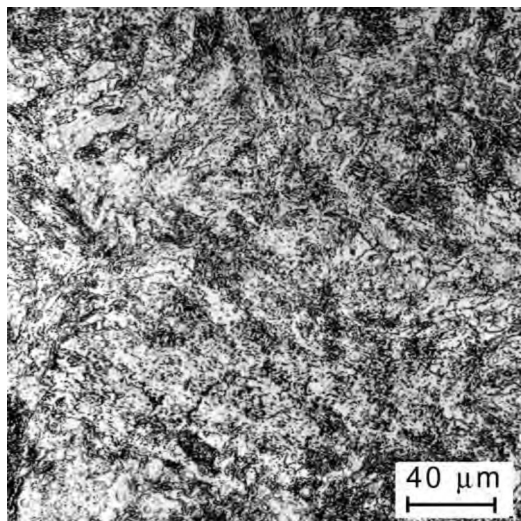
Fig. 9 Microstructure and carbides in set - up tool steel ČSN 19 572



Obr. 10 Mikrostruktura nástrojové oceli ČSN 19 662
Fig. 10 Microstructure tool steel ČSN 19 662



Obr. 11 Mikrostruktura nástrojové oceli ČSN 19 712
Fig. 11 Microstructure tool steels ČSN 19 712



Obr. 12 Mikrostruktura nástrojové oceli ČSN 19 721
Fig. 12 Microstructure tool steel ČSN 19 721

Shrnutí a diskuse dosažených výsledků

Strukturní homogenita po průřezu kovaných tyčí je závislá nejenom na metalurgických vlastnostech

vstupního polotovaru, ale také na použitém typu tvářecího stroje. Při porovnání makrostruktury tyčí (obr. 4 a 5) se jeví, že při kování na lisu dochází při stejném stupni prokování k dokonalejšímu uzavírání pórů v osových oblastech kované tyče (obr. 4). Při kování na hydraulickém lisu je v ose kované tyče vyšší podíl smykových deformací. Při výpočtu stupně prokování podle vztahu (2) se vychází z podílu příčných průřezů $K = S_0/S_k$, kde je S_0 plocha vstupního průřezu a S_k je plocha po kovacím úběru. Při kování na lisu podle schématu čtverec – obdélník – čtverec – kruhový průřez dochází k šíření. Hodnota přírůstku stupně prokování vlivem šíření při tvarových změnách čtverec – obdélník však není podle vztahu (2) do celkového stupně prokování započítávána [24]. Pro výpočet stupně prokování v jednotlivých průchodech je vhodnější použít rovnici:

$$K_{ef} = \frac{1}{1 - \varepsilon(1 - f)}, \quad (9)$$

kde ε je poměrná deformace, f je ukazatel šíření ($f = 0,19$ až $0,5$).

Součtem jednotlivých stupňů prokování podle rovnice (9) pak celkový stupeň prokování K_{Σ} je vyšší než uváděná hodnota K vypočítaná podle vztahu (2). Příčinou může být, že při kování na radiálním kovacím stroji působí všestranný tlak pouze v závěrečné fázi kování (obr. 2), což je dáno tím, že kovádkla se v počáteční fázi kování dotýkají pouze části obvodu prodlužované tyče. Podíl kontaktních ploch mezi povrchem tyče a nástrojem lze popsat pomocí ukazatele c , který udává podíl obvodu, který je v dotyku s kovádkou. Na počátku prodlužování na radiálním kovacím stroji se hodnota c pohybuje kolem 0,5. To znamená, že je stejná jako při prodlužování na rovných kovádlech na lisu.

Výsledky metalografického rozboru struktury ingotů, prokazují, že vnitřní nečistosti v ingotech mohou vznikat vlivem: objemových změn tekuté a tuhé fáze a v důsledku karbidických vycezení a mikrotrhlín ve vycezeninách. U kovaných tyčí je převážná část ředin přenášena do výkovku z ingotu a lze je odstranit pouze při stupni prokování $K > 4,5$. Kování na radiálním kovacím stroji se vyznačuje příznivějším stavem napjatosti než při kování na lisu, ale menším podílem smykových deformací, které jsou pro uzavírání nečistosti rozhodujícím faktorem.

Mikrostruktura na obr. 6 – 12 je tvořena základní maticí (ferit, perlit, bainit), v níž jsou umístěny masivní částice primárních karbidů [9]. Pokud bychom porovnávali mikrostruktury tyčí kovaných na rotačním kovacím stroji a na hydraulickém lisu, tak lze pozorovat ve struktuře oceli kované na radiálním kovacím stroji masivnější primární karbidy. Velikost zrna se na snímcích pohybuje kolem hodnoty 7 (dle ASTM).

Závěr

Strukturu kovaných tyčí z nástrojových ocelí ovlivňuje jak kovárenská technologie, tak i technologie výroby vstupních polotovarů – ingotů. Pro dosažení vysoké jakosti výkovků je potřebné zvolit optimální podmínky kování (interval kovacích teplot, postup ohřevu, velikost deformace, poměrnou délku záběru) a vhodný tvar a rozměry kovadel v závislosti na vybraném kovacím stroji. Homogenita struktury výkovků závisí na primární struktuře ingotu a na stupni prokování K_{cf} . Dokonalejší protváření struktury lze dosáhnout při kování s vyšším podílem smykových deformací.

Poděkování

V článku jsou prezentovány výsledky výzkumu získané při řešení projektu financovaného Technologickou agenturou České republiky, č. projektu TA04010705 a poznatky získané při řešení projektu č. LO1203 "Regionální materiálově technologické výzkumné centrum - program udržitelnosti" financovaného Ministerstvem školství, mládeže a tělovýchovy České republiky.

Literatura

- [1] SALLIT, I., RICHARD, C., BÉRANGER, G., KIRCHER, D., MICHAUD, H. Experimental study of wear behaviour of hot forging tool steels under dry conditions 40CrMoV13. *Tribology Letters*, 2002, Vol. 12, No. 3, p. 147-151
- [2] FILA, P., BALCAR, M., MARTINEK, L. et al. Development of new types of tool steels designed for forging dies. *Kovárenství*, 2010, September, No. 38, pp. 11-14
- [3] STEINGIESER. Grain size prediction during open die forging processes. *La Metallurgia Italiana*, 2010, No. 9, pp. 28-35
- [4] MIYAKE, M., YAZAKI, T., SODANI, Y. Development of load reduction technology by swing-type forging and lubrication for large-deformation forging by high-speed large-reduction forging. *Materials Transactions*, 2013, Vol. 54, No. 10, pp. 1951-1956
- [5] ELFMARK, J. Vliv stupně prokování a přechování na mechanické vlastnosti výkovků. *Hutnické listy*, 1963, roč. 30, č. 6, s. 407-415
- [6] ZHOU, X., LIU, X., XING, J. Forging penetration efficiency of steel H13 stepped shaft radial forging with GFM forging machine. *Shanghai Jiatong University (Sci.)*, 2012, Vol. 17, Iss. 3, pp. 315-318
- [7] POURSIANA, M., FOODE, P. Prediction of hot radial forging force using artificial neural network. *11th Asia Pacific Industrial Engineering and Management System Conference*. Melaka, 7 – 10 December 2010
- [8] KAKIMOTO, H., ARIKAWA, T., TAKAHASHI, Y., TANAKA, T., IMAIDA, Y. Development of forging process design to close internal voids. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, Vol. 210, pp. 415-422
- [9] MARKOV, O., OLESHKO, V., ZLIGOREV, V. New technological process of shafts forging large ingot without upsetting. *METAL 2012*, CD ROM
- [10] WANG, Z., REN, M. Investigation of the mechanism of void closing and optimization of forming procedure for large forgings. *Adv. Technol. Plast.* 1993, Vol. 2, pp. 1181-1186
- [11] BANASZEK, G., DYJA, H., BERSKI, S., JANIK, M. Theoretical and experimental analysis of the effect of die shape on the internal quality of forged rods. *J. Mater. Process. Technol.*, 2004, Issue 153/154, pp. 571-577
- [12] FISHER, K., SCHWEIGER, H., HASENBERGER, J., DREMEL, H. New tool steel for warm and hot forging. *Konference proceedings 6th International Tooling Conference*, pp. 129-139
- [13] KAJTOCH, J. Strain in the upsetting process. *Metallurgy and foundry engineering*, 2007, Vol. 33, No. 1, pp. 51-61
- [14] KUKURYK, M. Analysis of deformation and damage evolution in hot elongation forging. *Archives of Metallurgy and Materials*, 2012, Vol. 57, Issue 2, pp. 417-424
- [15] BARTEČEK, R. Rotační kování polotovarů a součástí. *Kovárenství*, 1999, č. 15, s. 18-22
- [16] GHAEIA, A., TAHERIB, A. K., MOVAHHEDYA, M. R. A new upper bound solution for analysis of the radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2006, Vol. 48, pp. 1264-1272
- [17] JÍLEK, L. Využívání radiálních kovacích strojů zaznamenává rozmach. *Hutnické listy*, 2014, roč. 67, č. 4, s. 68-73
- [18] LAHOTI, G. D., ALTAN, T. Analysis of the radial forging process for manufacturing of rods and tubes. *Journal of Engineering for Industry*, 1976, Vol. 98, pp. 265-271
- [19] THOMPSON, E. G., HAMZEH, O., JACKMAN, L. A., SRIVATSA, S. K. A quasisteady-state analysis for radial forging. *Journal of Material Processing Technology*, 1992, No. 34, pp. 1-8
- [20] ZHANG, X. X. et al. A criterion for void closure in large ingots during hot forging. *J. Mat. Proc. Tech.*, 2008, Vol. 206, Issue 1-3, pp. 96-103
- [21] GREGER, M., PETRŽELA, J., LÁSZLÓ, V. et al. Vliv tvaru kovadel na intenzitu prodlužování kruhových tyčí. *Kovárenství*, 2011, č. 42, s. 13-16
- [22] GREGER, M., KIML, K., JÍLEK, L. et al. Forging parameters influence on structure of X1160CrMoV12 1 steel. *Kovárenství*, 2008, No. 32, pp. 22-27
- [23] GREGER, M., KADĚRA, J. Development of structure of the steel EN X160CrMoV12 1 at forging on radial forging machine and on hydraulic presses. *Hutnické listy*, 2012, Vol. 65, No. 6, pp. 30-35
- [24] GREGER, M. Vliv poměrné délky záběru na stupeň prokování podélných výkovků. *Kovárenství*, 2012, č. 45, s. 15-19