České vysoké učení technické v Praze Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská

Využití MKP pro vyhodnocení zkoušek mechanických vlastností materiálů

Ing. Aleš Materna, Ph.D.

Obsah

1		Úvoc	d	3						
2		Zkouška tahem								
3		Penetrační zkouška								
4		Vnik	ací zkoušky	7						
	4.1	.1 Geometrie indentorů								
	4.2	.2 Měření tvrdosti z velikosti vtisku								
	4.3	.3 Instrumentovaná vnikací zkouška								
	4.4	Reprezentativní napětí a deformace pod kulovým indentorem	9							
	4.5	5 N	merické modelování vnikacích zkoušek	10						
		4.5.1	2D MKP model	10						
		4.5.2	2 3D MKP model	10						
	4.6	5 N	Některé praktické výstupy MKP simulací indentačních zkoušek	11						
		4.6.1 a ind	Porovnání křivek napětí–deformace stanovených z tahové zkoušky lentace	11						
		4.6.2	2 Anizotropní materiál	12						
		4.6.3	B Pile-up	14						
		4.6.4	Rozhraní dvou materiálů	15						
		4.6.5	odchylky od dokonalého tvaru indentoru	16						
5		Závě	۶r	18						
6		Liter	ratura	19						

1 Úvod

Postupné poškozování konstrukcí vlivem provozních podmínek je spojeno se změnou mechanických vlastností konstrukčních materiálů. Např. radiační poškození oceli tlakové nádoby reaktoru je doprovázeno nárůstem její pevnosti a tvrdosti a poklesem její houževnatosti. Monitorování mechanických vlastností materiálu jednotlivých komponent je tak nezbytné pro zajištění spolehlivého a bezpečného provozu celé konstrukce.

Klasická tahová zkouška vyžaduje odebrání poměrně velkého množství materiálu konstrukce a výrobu zkušebních těles. Alternativou může být penetrační zkouška miniaturních těles nebo zkoušky vnikací, které lze provést mnohem rychleji a bez nutnosti oslabení konstrukce odebráním zkušebního materiálu. Postupný rozvoj měřící techniky umožnil instrumentaci klasického měření tvrdosti, kdy je kontinuálně zaznamenávána velikost indentační síly a hloubka vtisku. Z této indentační křivky lze stanovit více materiálových charakteristik, především indentační tvrdost, indentační modul pružnosti či odhad křivky deformačního zpevňování. Je k tomu však zapotřebí učinit mnoho teoretických předpokladů, které nemusí být u takto komplexních kontaktních úloh splněny.

Numerické simulace indentačních zkoušek nám v tomto mohou být nápomocny, např. při ověřování předpokladů pro použití analytických vztahů pro výpočet základních materiálových charakteristik, či odhadu chyby, které se dopouštíme při použití metod založených na zjednodušujících předpokladech.

Numerické simulace se dají rozdělit na dva základní typy:

- přímé, kdy ze známého deformačního chování materiálu usuzujeme na jeho odezvu při zkoušce,
- inverzní, kdy se snažíme z křivky síla posuv změřené při instrumentované zkoušce usuzovat na elastoplastické vlastnosti materiálu.

V této práci jsou shrnuty některé výsledky přímých i inverzních analýz tahové zkoušky, penetrační zkoušky a zkoušek vnikacích, které jsem provedl v rámci své výzkumné práce nebo které vznikly v rámci diplomových a disertačních prací, které jsem vedl. Všechny simulace byly založeny na numerické metodě konečných prvků (MKP).

2 Zkouška tahem

Tahová zkouška je nejběžnější zkouška pro zjištění mechanických vlastností materiálu. Jejím výsledkem jsou základní materiálové charakteristiky, např. mez kluzu, mez pevnosti, tažnost a kontrakce.

Pro potřeby numerického modelování procesů s vysokou úrovní plastické deformace je nutné deformační chování materiálu charakterizovat křivkou skutečné napětí σ_t – skutečná plastická deformace $\varepsilon_{(p)t}$. V počátcích zkoušky, kdy se ještě netvoří tzv. krček (nerovnoměrná kontrakce zkušebního tělesa), lze skutečné hodnoty napětí σ_t – deformace ε_t stanovit z inženýrských $\sigma_{eng} - \varepsilon_{eng}$ (vztažených k počáteční geometrii tělesa) jednoduchým přepočtem za předpokladu zachování objemu při plastické deformaci $A_0 l_0 = Al$:

$$\sigma_{t} = \sigma_{eng} (1 + \varepsilon_{eng}),$$

$$\varepsilon_{t} = \ln(1 + \varepsilon_{eng}),$$
(1)

kde A_0 je počáteční průřez zkušebního tělesa, l_0 je počáteční délka měřená extenzometrem a A a l jsou tytéž veličiny měnící se v průběhu zatížení.

Po vytvoření krčku vzniká v části zkušebního tělesa měřené extenzometrem

koncentrace napětí. Ta vede k trojosé napjatost nerovnoměrně rozdělené jak podél zkušebního tělesa, tak v jeho průřezu. Tuto skutečnost je třeba při výpočtu skutečného napětí zohlednit. Nejznámějším postupem je Bridgmanova korekce [1], která z tvaru krčku stanoví koeficient, kterým je třeba vynásobit průměrné napětí v krčku. Odvození tohoto typu korekcí je umožněno za předpokladu kruhového průřezu, kdy jsou pole deformací rotačně symetrické vzhledem k ose zkušebního tělesa. Numerické výpočty jsou sice časově náročnější, ale jsou obecnější a jdou použít i pro případ plochého tělesa s obdélníkovým průřezem. Příklad typické sítě využívající symetrie zkušebních těles je na obr. 1.



Obr. 1 – Příklad symetrické části MKP sítě použité pro výpočet posuvu zkušebního tělesa při tahové zkoušce v místě umístění extenzometru

Reverzní MKP výpočet tahové zkoušky se snaží pomocí změny vstupní modelové křivky $\sigma_t - \varepsilon_{(p)t}$ dosáhnout co nejlepší shody s naměřenou závislostí zatěžující síla F – prodloužení Δl . Inženýrská napětí a deformace jsou před dosažením maximálního inženýrského napětí, tzn. meze pevnosti σ_u při $\varepsilon = \varepsilon_u$ (přibližně do okamžiku objevení krčku), přepočítány na skutečné hodnoty podle (1). Pro $\varepsilon > \varepsilon_u$ je modelová křivka aproximována matematickou funkcí, která je vyjádřena pomocí co nejmenšího počtu neznámých konstant, které jsou předmětem optimalizace. Většina materiálu vykazuje tzv. mocninné zpevnění, které může být popsáno např. ve tvaru

$$\sigma_t = K \varepsilon_t^n , \qquad (2)$$

kde koeficient *K* a exponent *n* jsou empirické konstanty popisující deformační zpevnění materiálu. Protože mocninná křivka zpevnění prochází bodem (ε_u , σ_u), dá se přepsat do tvaru s jedinou neznámou *n*:

$$\sigma_t = \frac{\sigma_u}{\varepsilon_u^n} \varepsilon_t^n \,. \tag{3}$$

Vliv koeficientu *n* na shodu s naměřenou závislostí *F* – Δl pro hliníkovou slitinu Al 7010 je patrný z obr. 2. Změřená závislost je poměrné plochá s nevýrazným deformačním zpevněním. Proto i inverzní analýzou stanovený exponent n = 0,06 je nízký a o trochu nižší než doporučovaný prvotní odhad $n = \varepsilon_u = 0,075$.



Obr. 2 – Hledání exponentu n mocninné závislosti zpevnění pro slitinu Al 7010 F

Některé materiály (např. slitiny mědi) po vytvoření krčku zpevňují více, než by odpovídalo mocninnému zpevňování, což lze pozorovat v log-log souřadnicích mírou odklonu od přímky mocninné závislosti. Proto autor [2] pro takové případy doporučuje aproximaci, která zahrnuje kombinaci mocninného a lineárního zpevnění v podobě

$$\sigma_t = \sigma_u \left[w(1 + \varepsilon_t - \varepsilon_u) + (1 - w) \frac{\varepsilon_t^{\varepsilon_u}}{\varepsilon_u^{\varepsilon_u}} \right], \tag{4}$$

kde *w* je neznámá váha, $0 \le w \le 1$.

3 Penetrační zkouška

K odhadu základních mechanických vlastností kovů, u nichž nemáme k dispozici dostatek materiálu pro výrobu standardních těles pro tahovou zkoušku, lze použít penetrační zkoušku miniaturních vzorků (SPT – Small Punch Test). Při této zkoušce se protlačuje polokulový razník skrz malý plochý kruhový vzorek (viz obr. 3) a měří se závislost síly razníku na průhybu spodní části vzorku.



Obr. 3 – Schéma zařízení pro Small Punch Test



Obr. 4 – MKP model použitý při inverzní analýze. Barevná škála odpovídá úrovni ekvivalentní logaritmické deformace

S využitím MKP modelu na obr. 4 byla v [3] úspěšně provedena inverzní analýza penetrační zkoušky za účelem získání křivky skutečné napětí – skutečná deformace pro feritickou reaktorovou ocel JRQ. Předpokládaný tvar křivky byl dán následujícím předpisem

$$\sigma_t = \begin{cases} K_1 \varepsilon_t^n + \sigma_0 & \varepsilon_t \le \varepsilon_0 \\ K_2 (\varepsilon_t - \varepsilon_0) + K_1 \varepsilon_0^n + \sigma_0 & \varepsilon_t > \varepsilon_0 \end{cases}$$
(5)

kde neznámé materiálové parametry K_1 , K_2 , n, σ_0 byly předmětem optimalizace, hodnota ε_0 byla fixní. Při optimalizace byl minimalizován součet čtverců odchylek mezi změřenou závislostí síla razníku – průhyb a závislostí spočítanou pomocí MKP. Byl použit Levenbergův-Marquardtův algoritmus implementovaný do prostředí Matlab. Jednotlivé iterační kroky algoritmu jsou pro graf síla – průhyb vizualizovány na obr. 5 a pro odpovídající křivku skutečné napětí – skutečná plastická deformace na obr. 6.



Obr. 5 – Diagram síla razníku – průhyb: jednotlivé iterace inverzní analýzy pro ocel JRQ



Obr. 6 – *Diagram skutečné napětí – skutečná plastická deformace: jednotlivé iterace inverzní analýzy pro ocel JRQ*

4 Vnikací zkoušky

Cílem vnikacích zkoušek je stanovit odpor materiálu proti trvalé deformaci způsobené vnikáním mnohem tvrdšího tělesa se smluvní geometrií (indentoru).

4.1 Geometrie indentorů

V rámci simulací byly studovány indentory 3 různých geometrií: kulový indentor (obr. 7a), Vickersův indentor tvaru čtyřbokého jehlanu (obr. 7b) a Berkovičova trojboká pyramida (obr. 7c).



Obr. 7 – Boční a vrchní pohled na geometrii a) kulového, b) Vickersova, c) Berkovičova indentoru

4.2 Měření tvrdosti z velikosti vtisku

Při klasickém měření tvrdosti je indentor vtlačován do povrchu zkoušeného materiálu předem definovanou zkušební silou. Po odtížení se změří velikost vtisku. Tvrdost materiálu *H* je poté spočítána jako podíl zkušební síly *F* a skutečné plochy vtisku *A*:

$$H = \frac{F}{A}.$$
 (6)

Např. tvrdost podle Vickerse HV se spočítá z průměru úhlopříček vtisku d a vzorce

$$HV = \frac{1,8554F}{d^2}, \quad [F] = \text{kgf}, \ [d] = \text{mm.}$$
 (7)

4.3 Instrumentovaná vnikací zkouška

Během instrumentované zkoušky je kontinuálně zaznamenávána indentační síla P a hloubka penetrace h. Typický výsledek záznamu je schematicky znázorněn na obr. 8. Nejpoužívanějším postupem pro stanovení indentační tvrdosti a indentačního modulu pružnosti z P - h křivky je metoda Olivera a Pharra (metoda OP, [4],[5]).



Obr. 8 – Indentační křivka síla P – hloubka penetrace h se znázorněnými veličinami potřebnými při vyhodnocení metodou Olivera a Pharra [5]

Instrumentovaná tvrdost H_{IT} je definována poměrem maximální indentační síly P_{max} a odhadnutého průmětu plochy vtisku v maximu zatížení A_p :

$$H_{IT} = \frac{P_{max}}{A_p}.$$
(8)

Definice a vlastní výpočet instrumentovaného modulu pružnosti E_{IT} je složitější. Nejdříve je nutné zohlednit pružnou deformaci jak v indentovaném vzorku (jehož elastické vlastnosti jsou charakterizovány elast. modulem E_{IT} a Poissonovým číslem v_s), tak i indentoru (charakterizovaným konstantami E_i a v_i) prostřednictvím efektivního modulu E_{eff} :

$$\frac{1}{E_{eff}} = \frac{1 - v_s^2}{E_{IT}} + \frac{1 - v_i^2}{E_i}.$$
(9)

 E_{eff} lze dle metody OP stanovit z kontaktní tuhosti ${\cal S}$ podle vztahu

$$E_{eff} = \frac{\sqrt{\pi}}{2\beta} \frac{S}{\sqrt{A_p}},\tag{10}$$

kde bezrozměrný parametr β zohledňuje odchylky právě studovaného případu od teoretického modelu předpokládajícího malé deformace a kontakt rotačně symetrického indentoru s elastickým tělesem. Kontaktní tuhost $S = dP/dh|_{h=h_{max}}$ je rovna směrnici odlehčovací části P - h křivky v maximu zatížení (viz obr. 8).

Průmět plochy vtisku A_p ve vztazích (8) a (10) se stanoví z tvarové funkce indentoru $A_p = F(h_c)$ a kontaktní hloubky

$$h_c = h_{max} - \epsilon \frac{P_{max}}{S},\tag{11}$$

jejíž význam je zřejmý ze schematického obr. 9. Konstanta *e* závisí na geometrii indentoru.



Obr. 9 – Schematické znázornění řezu indentovaného materiálu s vyznačenými veličinami používanými při analýze metodou Olivera a Pharra [4]

4.4 Reprezentativní napětí a deformace pod kulovým indentorem

Méně častým výsledkem indentace je odhad tahové křivky indentovaného materiálu. Protože je materiál pod indentorem vystaven víceosému zatížení, je nutno při přepočtu na jednoosou tahovou křivku zahrnout vliv stísnění deformace pod indentorem. Tabor [6] navrhl pro kulový indentor průměru *D* koncept reprezentativního napětí σ_r a reprezentativní deformace ε_r v podobě

$$\sigma_r = \frac{4P}{\delta\pi d^2},\tag{12}$$

$$\varepsilon_r = 0.2 \frac{d}{D} , \qquad (13)$$

kde *d* je průměr vtisku a koeficient stísnění δ = 2,8 stanovil empiricky (pozdější studie [7] vedly ke zjištění, že koeficient δ se pro různé materiály pohybuje v rozmezí 2,8–3,2).

Reprezentativní hodnoty (průměrné hodnoty pod indentorem) σ_r a ε_r ztotožnil Tabor se skutečným napětím σ_t a skutečnou (logaritmickou) deformací ε_t stanovenou z tahové zkoušky.

Z indentace pyramidálními indentory nelze křivku napětí–deformace stanovit, protože tvar vtisku se ze vzrůstajícím zatížením nemění a reprezentativní hodnota deformace tak dosahuje pouze jediné hodnoty ($\varepsilon_r \approx 8\%$ pro Vickersův indentor).

4.5 Numerické modelování vnikacích zkoušek

Pro modelování vnikacích zkoušek se prakticky výlučně používá numerická metoda konečných prvků (MKP). Je to univerzální metoda, která dovede postihnout všechny přítomné nelinearity, jmenovitě

- i) kontakt mezi indentorem a indentovaným materiálem,
- ii) materiálovou nelinearitu (plastické chování),
- iii) geometrickou nelinearitu (velká natočení a velké deformace pod indentorem).

Nelineární úlohu je nutno řešit inkrementálně, což spolu s velkým počtem konečných prvků pro zachycení gradientů napětí a elastoplastických deformací v oblasti pod indentorem vede k vyšším nárokům na výpočetní kapacitu. Proto se v některých případech používá zjednodušený dvoudimenzionální model.

4.5.1 2D MKP model

Globální deformační odezva indentovaného izotropního materiálu, tzn. závislost hloubky indentace h na indentační síle P, je závislá na ploše vtisku, kterou zanechává zvolený indentor. Geometrie Berkovičova indentoru je volena tak, aby poměr průmětu plochy vtisku A_p a druhé mocniny hloubky vtisku h byl stejný, jako u dříve navrženého Vickersova indentoru. Konkrétní vyjádření pro hloubku je $h = \sqrt{A_p/24,5}$. Stejný poměr by měl i indentor tvaru rotačního kužele s vrcholovým úhlem, jehož polovina je rovna hodnotě 70,3°. Průběh křivky P - h pro Vickersův a Berkovičův indentor lze tedy zjednodušeně modelovat pomocí 2D rotačně symetrického modelu s použitím kužele se sklonem 70,3° jako indentoru.

4.5.2 3D MKP model

Pro detailní modelování napěťového a deformačního stavu pod indentorem tvaru pyramidy, případně simulování globální deformační odezvy u anizotropního či heterogenního materiálu, je nutno vytvořit model respektující skutečnou geometrii indentoru.

Časová náročnost výpočtu se dá snížit použitím menších konečných prvků pouze v malé oblasti pod indentorem. Příklad zhušťování sítě je ukázán na obr. 10. Velikost nejmenšího prvku by měla být taková, aby na simulované P - h křivce nebylo patrno zvlnění dané skokovým nárůstem odporu materiálu proti vnikání v okamžiku zahrnutí nového uzlu do množiny uzlů v kontaktu.



Obr. 10 – Příklad 3D sítě konečných prvků [8]

Výpočet lze také urychlit použitím dokonale tuhého indentoru. To je možné v případě, kdy Youngův modul pružnosti indentoru (zpravidla vyrobeného z diamantu) je mnohem vyšší než Youngův modul pružnosti indentovaného materiálu. Není pak třeba vymodelovat indentor pomocí poddajných prvků, ale stačí definovat indentor pomocí dokonale tuhé kontaktní plochy na jeho vnější hranici.

4.6 Některé praktické výstupy MKP simulací indentačních zkoušek

4.6.1 Porovnání křivek napětí–deformace stanovených z tahové zkoušky a indentace

V [9], [10] byly získány tahové křivky pro korozivzdorné oceli AISI 304 a AISI 301, které byly po přepočítání z inženýrských do skutečných hodnot porovnány s reprezentativními hodnotami dosaženými pomocí kulové indentace a Taborových vztahů (12), (13) s koeficientem stísnění δ = 3,0. Ukázalo se, že u oceli A304, která v celém rozsahu deformací vykazuje mocninné zpevnění, vedou oba postupy k prakticky shodným křivkám. U oceli A301 nebylo tak dobré shody dosaženo, protože u této oceli je pozorována výrazná změna směrnice deformačního zpevňování vlivem vzrůstajícího podílu plasticky indukovaného martenzitu.

Sférická indentace obou ocelí byla paralelně simulována pomocí MKP, kdy pro popis deformačního zpevňování sloužily závislosti skutečné napětí – skutečná plastická deformace stanovené z provedených tahových zkoušek. Reprezentativní hodnoty napětí – deformace byly získány pomocí Taborových vztahů a numericky stanovených poloměrů vtisku. Výsledky MKP výpočtů pro ocel A304 na obr. 11a potvrdily předchozí závěry experimentálních měření a navíc umožnily zobrazit napěťové a deformační pole pod indentorem. Měnící se plastická deformace pod indentorem vede spolu s ostře se měnící zpevňující charakteristikou u oceli A301 k odchylce reprezentativních a skutečných hodnot (obr. 11b).



Obr. 11 – Závislosti napětí – deformace získané MKP výpočtem a použitím Taborových vztahů porovnané s tahovými zkouškami pro korozivzdorné oceli A304 (a) a A301 (b)

4.6.2 Anizotropní materiál

Materiály mohou vykazovat různý stupeň anizotropie svých deformačních vlastností. V izotropním elastickém případě stačí 2 nezávislé elastické konstanty, u nejméně symetrické trojklonné soustavy je jich potřeba 21. Pro pochopení výsledků dosahovaných při indentaci anizotropních materiálu byly provedeny následující simulace.

4.6.2.1 Vliv orientace zrn na indentační modul

V práci [11] byl pomocí nanoindentace mapován povrch austenitické oceli A304. Bylo zjištěno, že tvrdost H_{IT} a indentační modul E_{IT} se mění v závislosti na orientaci indentovaného zrna, ale změřené rozpětí hodnot E_{IT} je podstatně menší, než by odpovídalo rozdílu Youngova modulu pružnosti E v nejméně a nejvíce poddajném směru. To bylo potvrzeno i numericky na obr. 12, kde jsou pro různé krystalografické orientace porovnány hodnoty E (obr. 12a) se simulovanými hodnotami E_{IT} (obr. 12b). Rozdíl je dán trojosou povahou zatížení pod indentorem, kdy v případě anizotropního materiálu není deformační odezva při odlehčení dána pouze elastickou konstantou ve směru indentace, ale zohlední se v ní i odlišná tuhost zrna v příčných směrech.



Obr. 12 – Anizotropie elastického modulu korozivzdorné oceli A304: a) Youngův modul pružnosti, b) simulovaný indentační modul.

Numerická studie v [12] popsala vliv anizotropního chování oceli A304 na indentační modul detailněji a přinesla srovnání s dvěma jinými kovy rovněž s krychlovou mřížkou: téměř izotropním wolframem a silně anizotropní β -mosazí. Tři nezávislé elastické konstanty C_{11} , C_{12} a C_{44} pro všechny 3 materiály jsou spolu se stupněm anizotropie uvedeny v tab. 1. Anizotropie je vyjádřena poměrem modulů pružnosti v nejtužším a nejpoddajnějším směru E_{111}/E_{100} a pomocí tzv. Zenerova poměru anizotropie 2 $C_{44}/(C_{11} - C_{12})$.

Simulacemi se opět potvrdil vliv trojososti napětí pod indentorem, který vedl k menšímu rozpětí indentačního modulu pro anizotropní materiály $M = \sqrt{\pi}/2 \cdot S/\sqrt{A_p}$ oproti "jednoosému" Youngovu modulu pružnosti *E*. Materiálům s elastickou anizotropií

v rozmezí 1–8 odpovídá na obr. 13 poměr mezi indentačními moduly v nejtužším a nejpoddanějším směru $M_{111}/M_{100} \sim 1, 1 - 1, 2$.

Material	С ₁₁ [GPa]	С ₁₂ [GPa]	C ₄₄ [GPa]	$\frac{E_{111}}{E_{100}}$	$\frac{2C_{44}}{C_{11} - C_{12}}$
W	522,4	204,4	160,8	1,01	1,01
AISI 304	209	133	121	2,74	3,18
β-mosaz	126,5	107,7	80,3	7,11	8,54

Tab. 1 – Elastické konstanty a poměry anizotropie pro 3 kovy s kubickou mřížkou



Obr. 13 – Srovnání indentačního modulu pro anizotropní materiály M_{hkl} s modulem pružnosti E_{hkl} pro různé krystalografické orientace hkl

4.6.2.2 Vliv natočení indentoru na indentační modul anizotropního materiálu

Pokud materiál vykazuje anizotropní chování v rovině rovnoběžné s indentovaným povrchem, lze u rotačně nesymetrických indentorů předpokládat vliv jejich natočení vzhledem k významným materiálovým osám. U pyramidálních indentorů (např. u Berkovičova na obr. 14) lze očekávat jinou deformační odezvu u hrany indentoru orientované v tuhém nebo poddajném směru.



Obr. 14 – Schematické znázornění různé orientace indentoru a význačných směrů indentovaného anizotropního materiálu

V [13] byl simulován vliv natočení indentoru pro různě orientovaná zrna oceli A304. Největší vliv se projevil u zrna orientovaného v nejtužším směru (111). U nejpoddajnější krystalografické orientace (001) byl spočítaný indentační modul nezávislý na úhlu natočení indentoru.

Obdobná studie v [12] s materiály z tab. 1 ukázala, že i u vysoce anizotropní β -mosazi je změna indentačního modulu pro anizotropní materiály při různě natočeném indentoru malá (viz obr. 15) vzhledem k pozorovaným rozptylům u měřených hodnot. Vliv orientace indentoru tak lze při vyhodnocování měření modulu anizotropních materiálu zanedbat.



Obr. 15 – Vliv natočení Berkovičova indentoru kolem osy zatížení na indentační modul pro 3 materiály s různým stupněm anizotropie. Směr indentace odpovídá nejtužší materiálové ose s krystalografickou orientací (111)

4.6.3 Pile-up

Při indentaci materiálu se jeho původně rovinný povrch v bezprostředním okolí vtisku posouvá. Pokud následuje směr indentace, mluvíme o tzv. sink-in, pokud se vyhrnuje nad původní povrch, mluvíme o tzv. pile-up. "Sink-in chování" je typické pro výrazně zpevňující materiály a materiály s vyšším poměrem meze kluzu a Youngova modulu pružnosti σ_y/E , zatímco pile-up je pozorován u hodně plastizujících materiálů s nízkou mezí kluzu a plochou křivkou deformačního zpevnění.

U instrumentované indentace se při vyhodnocení P - h křivky metodou OP vychází z elastického řešení kontaktu mezi indentorem a materiálem, pro který je typické sink-in chování. Pokud materiál vykazuje pile-up, velikost kontaktní plochy je podhodnocena, což vede k nadhodnocení tvrdosti. Rozdíl mezi teoretickým odhadem a skutečnou plochou kontaktu pod indentorem při maximálním zatížení lze kvantifikovat pomocí numerických simulací. Podle [14] může rozdíl činit až 60 %.

V [15] byly provedeny numerické simulace indentační zkoušky oceli 15Ch2MFA, která se používá pro výrobu tlakové nádoby reaktorů typu VVER 440. Zjištěné kontaktní plochy byly porovnány s plochami odhadnutými metodou OP. Potvrdilo se, že z důvodu přítomného pile-up dochází u metody OP k nadhodnocení tvrdosti, a to u neozářeného

stavu o 32 % a u materiálu ozářeného neutrony s fluencí $\Phi_n = 9,5 \times 10^{23}$ nm⁻² o 40 % (simulovaný tvar povrchu v okolí vtisku je na obr. 16).



Obr. 16 – Simulovaný vtisk v oceli 15Ch2MFA ozářené neutrony. Odstíny červené představují oblast tzv. pile-up, kde se povrch materiálu posouvá proti směru indentace

4.6.4 Rozhraní dvou materiálů

V [16] byl navržen a v [17] a [18] dále ověřován statistický model, který umožňuje stanovit z mnoha indentací vlastnosti jednotlivých fází složených materiálů. Oproti obvyklému bimodálnímu rozdělení, které je vhodné pro vtisky podstatně menší, než je velikost fází, zohledňuje model nově i výsledky indentace v blízkém okolí nebo na rozhraní fází. V [17] a [19] byly naměřeny závislosti indentačního modulu pružnosti na vzdálenosti od rozhraní, která byla tvořena různými kombinacemi materiálů. Na obr. 17 je příklad porovnání hodnot naměřených pro rozhraní ocel-wolfram spolu s výsledky elastoplastické simulace indentačních zkoušek s kuželovým indentorem a dokonale rovným rozhraním. Toto porovnání publikované v [19] ukázalo, že simulovaný průběh je v dobré shodě s naměřenými hodnotami, a že závislost modulu pružnosti na vzdálenosti od rozhraní normované hloubkou vtisku h_c se dá velice dobře aproximovat inverzní beta distribucí $B(\alpha, \beta)$ s $\alpha = \beta$.



Obr. 17 – Porovnání simulovaného průběhu modulu pružnosti napříč materiálovým rozhraním ocel–wolfram s naměřenými hodnotami

4.6.5 Odchylky od dokonalého tvaru indentoru

Jednou z nejistot vnesených do indentačních zkoušek je neznalost skutečného tvaru indentoru. Odchylky od ideálního pyramidálního tvaru jsou patrné již po výrobě indentoru a nadále se prohlubují opotřebením při měření.

V [20] byla monitorována změna indentačních křivek vlivem postupně narůstajícího otupení Berkovičova indentoru způsobeného jeho opotřebením v průběhu 2 let používání. Aktuální geometrie indentoru byla stanovena pomocí mikroskopie atomárních sil (AFM) a posloužila k vytvoření modelu hrotu na obr. 18.

3D MKP simulace s otupeným indentorem pomohla objasnit naměřenou tužší odezvu materiálu oproti ideálnímu, neotupenému tvaru (viz obr. 19) a verifikovala použití jednoduššího, 2D sféro-kónického modelu pro hodnocení postupného otupování špičky indentoru.



Obr. 18 – MKP model indentace otupeným Berkovičovým indentorem. Povrch šestiny indentoru je tvořen tuhými trojúhelníkovými ploškami, jejichž vrcholy byly stanoveny pomocí AFM



Obr. 19 – Porovnání MKP simulací, které zahrnovaly ideální i otupenou geometrii indentoru, s experimentálním měřením

5 Závěr

V přednášce jsou shrnuty některé výsledky MKP simulací, které přinesly dodatečné informace ke zkouškám mechanických vlastností kovových materiálů. Příkladem je stanovení závislosti skutečné napětí – skutečná deformace z tahové zkoušky a z penetrační zkoušky miniaturních těles. Těžiště přednášky je ale v interpretaci výsledků indentačních zkoušek. Cílem analýz bylo popsat vliv křivky zpevnění na reprezentativní hodnoty napětí a deformace při sférické indentaci, vliv tzv. pile-up na přesnost vyhodnocení instrumentovaných indentačních zkoušek, vliv anizotropie materiálu, vliv blízkého materiálového rozhraní a vliv opotřebení indentoru na indentační odezvu.

6 Literatura

- [1] BRIDGMAN, P.W. Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill, New York, 1952.
- [2] LING, Y. Uniaxial true stress-strain after necking. AMP Journal of Technology. 1996, 5(1), 37-48.
- [3] KRČMÁŘ, M. Inverzní analýza penetrační zkoušky, Praha, 2014. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská.
- [4] OLIVER, W.C. a G.M. PHARR. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. Journal of Materials Research. 1992, 7(6), 1564-1583. ISSN 0884-2914. Dostupné z: doi:10.1557/JMR.1992.1564.
- [5] OLIVER, W.C. a G.M. PHARR. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology. Journal of Materials Research. 2004, **19**(1), 3-20. ISSN 0884-2914. Dostupné z: doi:10.1557/jmr.2004.19.1.3.
- [6] TABOR, D. Hardness of Metals, Clarendon Press, Oxford, 1951.
- [7] YANG, Fuqian a James C.M. LI, ed. Micro and Nano Mechanical Testing of Materials and Devices. Boston, MA: Springer US, 2008. ISBN 978-0-387-78700-8. Dostupné z: doi:10.1007/978-0-387-78701-5.
- [8] ANTUNES, J.M., L.F. MENEZES a J.V. FERNANDES. Three-dimensional numerical simulation of Vickers indentation tests. International Journal of Solids and Structures [online]. 2006, 43(3-4), 784-806 [cit. 2020-12-17]. ISSN 00207683. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijsolstr.2005.02.048.
- [9] HAUŠILD, Petr, Aleš MATERNA a Jiří NOHAVA. On the identification of stress-strain relation by instrumented indentation with spherical indenter. Materials & Design. 2012, 37, 373–378. ISSN 02613069. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2012.01.025.
- [10] NOHAVA, Jiří, Petr HAUŠILD a Aleš MATERNA. Identification of stress-strain relation of austenitic steels by instrumented indentation. Chemicke listy. 2011, 105(17), s676–s679. ISSN 0009-2770.
- [11] HAUŠILD, Petr, Aleš MATERNA a Jiri NOHAVA. Effect of Crystallographic Orientation on Hardness and Indentation Modulus in Austenitic Stainless Steel. Key Engineering Materials. 2013, 586, 31–34. ISSN 1662-9795. Dostupné z: doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.586.31.
- [12] MATERNA, A., P. HAUŠILD a J. NOHAVA. A Numerical Investigation of the Effect of Cubic Crystals Orientation on the Indentation Modulus. Acta Physica Polonica A. 2015, **128**(4), 693–697. ISSN 0587-4246. Dostupné z: doi:10.12693/APhysPolA.128.693.
- [13] MATERNA, Aleš a Petr HAUŠILD. A Numerical Study of the Effect of the Berkovich Indenter Orientation on the Elastic Response of Anisotropic Material. Key Engineering Materials. 2014, 606, 65–68. ISSN 1662-9795. Dostupné z: doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.606.65.

- [14] BOLSHAKOV, A. a G. M. PHARR. Influences of pileup on the measurement of mechanical properties by load and depth sensing indentation techniques. Journal of Materials Research. 1998, 13(4), 1049-1058. ISSN 0884-2914. Dostupné z: doi:10.1557/JMR.1998.0146.
- [15] MATERNA, A., P. HAUŠILD, J. ONDRÁČEK a M. KYTKA. The Effect of Pile-Up on Indentation Hardness Evaluation of Neutron-Irradiated 15Ch2MFA Steel. Acta Physica Polonica A. 2018, **134**(3), 729–732. ISSN 1898-794X. Dostupné z: doi:10.12693/APhysPolA.134.729.
- [16] HAUŠILD, Petr, Aleš MATERNA, Lenka KOCMANOVÁ a Jiří MATĚJÍČEK. Determination of the individual phase properties from the measured grid indentation data. Journal of Materials Research. 2016, **31**(22), 3538–3548. ISSN 0884-2914. Dostupné z: doi:10.1557/jmr.2016.375.
- [17] HAUŠILD, Petr, Aleš MATERNA, Lenka KOCMANOVÁ a Jiří MATĚJÍČEK. Some Issues in Relations between Microstructure and Indentation Measurements. Solid State Phenomena. 2016, 258, 131–136. ISSN 1662-9779. Dostupné z: doi:10.4028/www.scientific.net/SSP.258.131.
- [18] HAUŠILD, Petr, Jaroslav ČECH, Aleš MATERNA a Jiří MATĚJÍČEK. Statistical treatment of grid indentation considering the effect of the interface and the microstructural length scale. Mechanics of Materials. 2019, **129**, 99–103. ISSN 01676636. Dostupné z: doi:10.1016/j.mechmat.2018.11.006.
- [19] KOCMANOVÁ, Lenka, Petr HAUŠILD, Aleš MATERNA a Jiří MATĚJÍČEK. Investigation of Indentation Parameters Near the Interface between Two Materials. Key Engineering Materials. 2015, 662, 31–34. ISSN 1662-9795. Dostupné z: doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.662.31.
- [20] ČECH, Jaroslav, Petr HAUŠILD, Ondřej KOVÁŘÍK a Aleš MATERNA. Examination of Berkovich indenter tip bluntness. Materials & Design. 2016, **109**, 347–353. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2016.07.033.