14. září 2010, Fakulta stavební ČVUT v Praze

NANO A MAKRO MECHANIKA 2010

sborník



14. září 2010, Fakulta stavební ČVUT v Praze

Sborník

Editace

Tomáš Plachý Pavel Tesárek Pavel Padevět Ondřej Zobal

Centrum pro nanotechnolgie ve stavebnictví a Katedra mechaniky, Fakulta stavební ČVUT v Praze Conference Partners Prague s. r. o.

Praha 2010

Konference NMM 2010 proběhla a sborník z této konference vznikl za podpory grantu SGS 10/136/OHK1/2T/11 "Pokročilé experimentální metody".

První vydání

Editoři © Tomáš Plachý, Pavel Tesárek, Pavel Padevět, Ondřej Zobal Grafické zpracování © Andrea Hájková (Wilzcynská)

ISBN 978 - 80 - 01 - 04657 - 9

OBSAH

Břešťovský Petr	5
Sledování deformačních parametrů štěrkopísku a štěrkodrti pomocí zatěžovacích zkoušek	
Brož Jaroslav, Kruis Jaroslav Algoritmus pro výběr fixujících uzlů využívající teorii grafů	11
Denk František, Jíra Aleš, Petrtýl Miroslav Pevnost kolagenních vláken mezi plazmaticky modifikovanými povrchy COC – Blend polymerů	17 I
Hájková Andrea, Padevět Pavel, Tesárek Pavel Recyklace energosádry: Možnosti	24
Hájková Andrea, Padevět Pavel, Tesárek Pavel Stanovení modulu pružnosti v tlaku u sádrových vzorků	30
Havlásek Petr, Jirásek Milan Stanovení hodnot parametrů v teorii solidifikace a mikropředpětí	37
Hlaváček Petr, Šmilauer Vít Model of ion transport in alkali-activated materials	45
Horák Martin, Jirásek Milan Implementace materiálových modelů pro velké deformace do programu OOFEM	51
Jandeková Dagmar, Máca Petr, Hlobil Michal, Konvalinka Petr Zkoušení odolnosti betonu s přídavkem metakaolinu proti působení CHRL při různé povrchové úpravě vzorků	58
Kolařík Filip, Patzák Bořek Implementace prvku P2P1 do programového prostředí OOFEM	64
Králík Vlastimil, Němeček Jiří Analýza mikromechanických vlastností porézního materálu	70
Krybus David, Patzák Bořek Rozpoznání hranice metodou Alpha Shape	78

Lísal Jaroslav, Petrtýl Miroslav, Sedláček Radek	84
Experimentální měření přetvoření artikulární chrupavky in vitro	
Matušková Eliška	92
Modelování mikromechanických jevů v cementových kompozitech	
Mraček Tomáš, Padevět Pavel, Tesárek Pavel	98
Vliv času na mikrocmechanické vlastnosti sádry	
Mraček Tomáš, Padevět Pavel, Tesárek Pavel	104
Vliv okolí na vývoj mechanických vlastností sádry	
Pečová Pavla, Němeček Jiří	110
Vliv vlhkosti na mikrostrukturu cementové pasty pomocí AFM	
Přinosil Michal, Kabele Petr	116
Modelování vláknocementových kompozitů	
Sejkotová Jana, Petrtýl Miroslav	123
Mikroanalýza mediálního povrchu artikulární chrupavky na tibii pomocí AFM	
Stránský Jan, Jirásek Milan, Šmilauer Vít	132
Makroskopické vlastnosti částicových modelů: jednoosý tah	
Ťoupek Richard, Plachý Tomáš, Mraček Tomáš, Padevět Pavel	138
Porovnání nedestruktivní a destruktivní metody stanovení modulu pružnosti sádry	
Ťoupek Richard, Plachý Tomáš, Tesárek Pavel, Polák Michal	142
Rozložení hodnot dynamického modulu pružnosti v sádrovém bloku	
Zemanová Alena, Zeman Jan	146
Numerické modelování laminovaných skleněných nosníků	
Zobal Ondřej, Padvět Pavel	151
Vodní součinitel a jeho vliv na vlastnosti cementové pasty	
Zobal Ondřej, Padvět Pavel	155
Chování cementové pasty po teplotním zatížení	

SLEDOVÁNÍ DEFORMAČNÍCH PARAMETRŮ ŠTĚRKOPÍSKU A ŠTĚRKODRTI POMOCÍ ZATĚŽOVACÍCH ZKOUŠEK

MONITORING OF DEFORMATION PARAMETERS OF GRAVEL-SAND AND CRUSHED STONE MIXTURE USING LOAD TESTS

BŘEŠŤOVSKÝ PETR¹

Abstract: Crushed stone mixture and gravel-sand are basic materials for the construction layers of railway and road structures. Among the basic deformation parameters belongs the static deformation modulus, gained by a static load test, and the dynamic deformation modulus, gained by an impact load test. The effect of the materials' thickness on the value of the deformation parameters was observed.

Keywords: Static load test, impact load test, impact modulus of deformation, static modulus of deformation

1. ÚVOD

Štěrkodrť je základním materiálem pro konstrukční vrstvy tělesa železničního spodku v železničním stavitelství. Ekvivalentně v silničním stavitelství je štěrkopísek základním materiálem pro ložné a ochranné vrstvy vozovky. Mezi základní deformační parametry podkladních vrstev patří statický modul přetvárnosti získaný pomocí statické zatěžovací zkoušky a rázový modul deformace získaný z rázové zatěžovací zkoušky. Statická zatěžovací zkouška je základní zkouškou pro získání informací o únosnosti a stavu materiálů ve vrstvách dopravních staveb. Tato zkouška je standardně používána jak v železničním, tak i silničním stavitelství, kde je normově předepsaná. Je však časově a technicky náročná. Významně méně náročnou alternativou pro získání přehledu o deformačních parametrech měřené vrstvy je rázová zatěžovací zkouška. Dosud však v ČR slouží pouze jako doplňující zkouška ke

¹ Ing. Břešťovský Petr, ČVUT v Praze, Fakulta stavební, Katedra železničních staveb. petr.brestovsky@fsv.cvut.cz

zkoušce statické a v předpisech není pevně ukotvena. Rozdíl těchto zkoušek je ve způsobu vnášení zatížení a interpretaci naměřených hodnot.

Vhodnost použití rázové zatěžovací zkoušky pro zjišťování deformačních vlastností materiálů byla zkoušena v malém zkušebním boxu katedry železničních staveb, Fakulty stavební ČVUT v Praze. Zkoušky byly provedeny se dvěma různými materiály a dosažené výsledky byly porovnány se statickou zatěžovací zkouškou.

2. DEFORMAČNÍ PARAMETRY

V železničním stavitelství je nejdůležitějším sledovaným parametrem vrstev jejich únosnost. Vrstvy jsou dostatečně únosné tehdy, pokud jsou schopny přejímat zatížení bez nebezpečných tvarových změn a bez porušení. Sledovaný deformační parametr je modul deformace. Podle vneseného napětí jde o statický modul přetvárnosti E_{def} nebo o rázový modul deformace M_{vd} . Oba moduly udávají vztah mezi zatížením a přetvořením sledované vrstvy. Přetvoření může být při malém zatížení elastické, při vyšším zatížení se kromě elastické složky přetvoření uplatňuje též složka plastická. Při překročení zatížení na mezi pevnosti se deformace zvětšuje bez nárůstu zatížení. To je plastické chování zeminy.

Základní zkouškou pro zjišťování modulu přetvárnosti je statická zatěžovací zkouška [1]. Na její vykonání je potřeba tuhá kruhová deska, která se osadí na zkoušené místo. Na tuto desku se osadí hydraulický válec pro vyvolání předepsaného tlaku. Zatlačení zkušební desky je sledováno pomocí tří úchylkoměrů osazených na okrajích desky nebo jednoho úchylkoměru osazeného ve středu desky. Napětí je vyvoláváno stupňovitě, až do předepsaného výše. U silničních staveb to je do 0,5 MPa nebo 5 mm zatlačení desky, u železničních staveb to je do 0,2 MPa . Poté je opět stupňovitě odlehčeno a celý cyklus se opakuje ve druhé větvi. Metodika pro výpočet modulu přetvárnosti je rozdílná pro silniční a železniční stavby. U železničních staveb se modul přetvárnosti vypočte ze zatlačení zkušební desky získané v druhé zatěžovací větvi v rozsahu napětí 0 až 1,0 σ . V silničním stavitelství se druhá větev zatěžovacího cyklu vyrovná regresní křivkou a konstanty polynomu se získají metodou nejmenších čtverců. Modul přetvárnosti se stanovuje v oboru kontaktního napětí 0,3 σ až 0,7 σ . Z výše uvedeného je zřejmé, že pro rozdílné metodiky výpočtu nelze srovnávat hodnoty modulů přetvárnosti ze silničních a železničních staveb.

Pro statickou zatěžovací zkoušku je však potřeba protizávaží (silniční válec, železniční vozidlo) pro vyvolání dostatečného tlaku. Provedení jedné zkoušky trvá přibližně jednu

hodinu. V rámci staveb a rekonstrukcí železničních tratí je předepsána jedna zkouška na 200 m délky trati [3], což nezajistí dosažení uceleného přehledu o stavu sledované vrstvy.

Doplňující zkouškou je rázová zatěžovací zkouška. Princip zkoušky je stejný jako u statické zatěžovací zkoušky. Rovněž je sledováno zatlačení desky od zatížení. U této zkoušky se však zatížení vnáší pomocí pádu 10 kg závaží z předepsané výšky na soustavu pružin a ze zrychlení akcelerometru je vypočteno zatlačení desky [2]. Zařízení je velice jednoduché a provedení jedné zkoušky trvá přibližně 5 minut. Pod zkušební deskou je krátkodobě vyvoláno napětí 0,1 MPa, což odpovídá přibližně zatížení od vlakové dopravy v úrovni konstrukční vrstvy. Před vlastním měřením se provedou tři přípravné rázy pro zajištění konsolidace podloží a rázový modul deformace M_{vd} je vypočten jako průměrná hodnota z následujících tří rázů

3. EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ

Pro plnohodnotné použití rázové zatěžovací zkoušky v praxi by bylo vhodné porovnat výsledky ve vybraných profilech se statickou zatěžovací zkouškou. Vzájemný vztah těchto zkoušek určí minimální požadavky na výsledky rázové zatěžovací zkoušky. Rázovou zatěžovací zkoušku nelze použít bez znalostí souvislostí se statickou zatěžovací zkouškou. Je vhodné mezi těmito zkouškami najít vzájemný vztah, aby se dala rázová zatěžovací zkouška plnohodnotně použít. Cílem provedeného měření bylo ověřit možnost stanovení poměrů modulů přetvárnosti získaných pomocí obou výše popsaných zkoušek pro 2 různé materiály a pro 3 různé tloušťky zhotovených vrstev.

Pro vlastní měření byl vybrán malý zkušební box o rozměrech 790x910x480 mm. Velikost tohoto boxu umožnila provedení statické a rázové zatěžovací zkoušky v jednom měřícím profilu. Vlastní měření bylo provedeno na štěrkodrti (ŠD) frakce 0/32 a štěrkopísku (ŠP) frakce 0/8. Materiál byl vrstven po 150 mm (tl. 150 mm, 300 mm a 450 mm) a na každé takto upravené vrstvě byla provedena nejdříve statická zatěžovací zkouška a poté ve stejném místě zkouška rázová. Velikost zkušebního boxu neumožnila provedení rázové zatěžovací zkoušky v jiném místě. Uvedené pořadí zkoušek bylo zvoleno z toho důvodu, že prioritně byl kladen větší důraz na zjištění přesné hodnoty statického modulu přetvárnosti. Pro získání statického modulu přetvárnosti byla použita silniční metodika výpočtu.

V průběhu zřizování prvních vrstev byl odebrán vzorek materiálu pro stanovení přirozené vlhkosti. U ŠD byla vlhkost w = 1,1% a u ŠP w = 8,7%. Výsledky měření jsou uvedeny na obr. 1 a v tab.1.

Materiál	Tl. vrstvy [mm]	E _{def} [MPa]	M _{vd} [MPa]	poměr E _{def} /M _{vd} [-]
	150	68,9	14,9	4,6
ŠD	300	98,2	31,9	3,1
	450	148,8	62,9	2,4
	150	49,1	11,8	4,2
ŠP	300	46,9	13,8	3,4
	450	60,2	29,7	2,0

Tab. 1 Výsledky statických a rázových zatěžovacích zkoušek



Obr. 1 Výsledky modulů deformace štěrkodrti a štěrkopísku

4. ZÁVĚR

Z dosažených výsledků vyplývá, že s narůstající tloušťkou vrstvy narůstá únosnost obou materiálů, s výjimkou štěrkopísku s tl. 300 mm, kde byl zaznamenán pokles únosnosti. Ač byl zkušební box uložen na tuhé betonové podlaze, tak vrstva tl. 150 mm má nejmenší únosnost. To lze přičíst malé hmotě materiálu, na které byla zkouška provedena, a tím docházelo k většímu zatlačení desky do zkoušeného materiálu. Rázový modul deformace vychází řádově o 40 – 70 MPa menší než statický modul přetvárnosti. Je to způsobeno velikostí napětí pod deskou, kdy u statické zkoušky bylo kontaktní napětí 0,4 - 0,5 MPa a u rázové zkoušky je napětí 0,1 MPa. K tomuto je nutné vždy přihlédnout, když porovnáváme tyto dvě metody. Kdybychom u statické zkoušky vyvozovali napětí podle železničních předpisů, tak by maximální kontaktní napětí pod deskou dosáhlo hodnoty 0,2 MPa.

Vzájemný poměr E_{def}/M_{vd} vychází u obou materiálů velice podobný. U tloušťky vrstvy 150 mm je poměr 4,2 až 4,6, u tloušťky 300 mm je poměr 3,1 až 3,4 a u tloušťky 450 mm je poměr 2,0 až 2,4. Poměry jsou zobrazeny na obr. 2.



Obr. 2 Poměr E_{def}/M_{vd} u ŠD a ŠP

Velikosti rázového modulu deformace a statického modulu přetvárnosti vycházejí ze zatlačení zkušební desky do zkoumaného prostředí. Zmenšování vzájemného poměru obou parametrů, jak je uvedeno na obr. 2, souvisí s vzrůstající tloušťkou vrstvy a se zatlačením zkušební desky. U statického modulu přetvárnosti má zmenšující se zatlačení zkušební desky v závislosti na tloušťce vrstvy aritmetickou posloupnost, kdežto u rázové zatěžovací zkoušky je posloupnost geometrická, tj. hodnota rázového modulu deformace narůstá výrazněji.

Poměr rázových modulů deformace při tloušť ce materiálu 450 mm a 150 mm je u obou materiálů přibližně dvojnásobný než stejný poměr statických modulů přetvárnosti při stejné tloušť ce zkoušených vrstev. Nárůst rázového modulu deformace v závislosti na tloušť ce zkoušené vrstvy je dvojnásobný oproti statickému modulu přetvárnosti. Z tohoto důvodu při rostoucí tloušť ce vrstvy úměrně k tomu klesá vzájemný poměr statické a rázové zatěžovací zkoušky.

Zajímavým výsledkem jsou průběhy křivek poměru modulů v závislosti na tloušť ce vrstev. U ŠP je průběh konvexní, kdežto u ŠD je průběh konkávní. Tyto závěry však byly učiněny z pouhých 6 provedených měření. Pro stanovení přesnějších poměrů modulů a pro ověření konvexnosti/konkávnosti je nutné pořídit větší statistický soubor dat.

Vzájemnou interpolací lze dosáhnout poměru modulů deformace třeba při tloušť ce vrstvy 250 mm. Je však nutné mít na zřeteli, že byl zkušební box umístěn na tuhém podloží (betonové podlaze), kde je modul přetvárnosti podstatně větší, než v reálném prostředí.

V praxi lze tohoto dosáhnout pouze na kvalitním skalním podloží. Při méně únosnějším podloží mohou vycházet poměry zkoušek rozdílné od tohoto experimentálního měření.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS10/031/OHK1/1T/11.

LITERATURA

- [1] ČSN 72 1006 Kontrola zhutnění zemin a sypanin. Praha: Vydavatelství ČNI. 1998. 50 s.
- [2] ČSN 73 6192 Rázové zatěžovací zkoušky vozovek a podloží. Praha: Vydavatelství ČNI.
 1996. 17 s.
- [3] Předpis SŽDC S4, Železniční spodek, Praha 2008

ALGORITMUS PRO VÝBĚR FIXUJÍCÍCH ULZŮ VYUŽÍVAJÍCÍ TEORII GRAFŮ

ALGORITHM FOR FIXING NODES DETECTION USING GRAPH THEORY

BROŽ JAROSLAV¹, KRUIS JAROSLAV²

Abstrakt: This contribution deals with the description of the algorithm for fixing nodes detection for the Finite Element Tearing and Interconnecting Dual-Primal (FETI-DP) method. The FETI-DP method is a non-overlapping domain decomposition method. The fixing nodes are needed to ensure the non-singularity of the subdomain matrices in the FETI-DP method. The fixing nodes are selected by the algorithm which is based on the graph theory. The algorithm was tested on several numerical experiments. One of them is shown in this contribution.

Klíčová slova: FETI-DP method, fixing nodes, finite element method.

1. POPIS METODY FETI-DP A FIXUJÍCÍCH UZLŮ

Metoda FETI-DP (Finite Element Tearing and Interconnecting Dual-Primal) je metoda rozkladu oblasti na podoblasti (angl. Domain Decomposition method) bez překryvu podoblastí. Metoda byla publikována C. Farhatem a jeho spolupracovníky v článku [1] v roce 2001. Metoda dělí neznámé do dvou kategorií – fixující neznámé a zbývající neznámé. Zbývající neznámé je možné dále rozdělit na zbývající hraniční neznámé a vnitřní neznámé. Podmínky spojitosti mezi podoblastmi jsou zajištěny přímo pomocí fixujících neznámých a pomocí Lagrangeových multiplikátorů definovaných na zbývajících hraničních neznámých. Fixující neznámé, kromě zajištění spojitosti na hranicích mezi podoblastmi, zajišťují regularitu matic tuhosti podoblasti a matice hrubého problému. Zbývající neznámé jsou eliminovány a tím vzniká hrubý problém. Hrubý problém tedy obsahuje pouze fixující neznámé a neznámé Lagrangeovy multiplikátory. Matice hrubého problému je symetrická pozitivně definitní a proto je možné pro jeho řešení využít metodu sdružených gradientů.

¹ Ing. Brož Jaroslav. Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. broz@cml.fsv.cvut.cz

² Ing. Kruis Jaroslav, PhD. Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. jk@cml.fsv.cvut.cz

Jak již bylo výše uvedeno, fixující neznámé zajišťují regularitu matic podoblastí a regularitu matice hrubého problému. Proto je nutné věnovat velkou pozornost jejich výběru. V článku [1] je uvedena následující definice pro fixující uzly, na nichž jsou fixující neznámé definovány

- D1 průsečíky uzly ležící na více než dvou podoblastech
- D2 množina uzlů umístěná na začátku a konci každé hrany na každé podoblasti.

Ve výše zmíněném článku je dále uvedeno, že definice D1 je platná pro dvou- a třírozměrné sítě konečných prvků, ale pro třírozměrné sítě produkuje velké množství fixujících uzlů. Definice D2 může být aplikována na dvourozměrné sítě konečných prvků. Obě definice jsou znázorněny na Obr. 1. V případě pravidelných oblastí a podoblastí je definice fixujících



Obr. 1. Farhatova definice fixujících uzlů

neznámých jednoduchá. Fixující uzly jsou rohy podoblastí. V ostatních případech je situace komplikovanější. Nedávno byl v práci [2] prokázán velký vliv definice fixujících uzlů na číslo podmíněnosti matic tuhosti podoblasti. Velké číslo podmíněnosti matice tuhosti podoblasti prokazatelně může zhoršit konvergenci iteračních metod pro řešení hrubého problému. Více o metodě FETI-DP je možné zjistit v článku [1] či knihách [3] a [4].

2. POPIS ALGORITMU PRO VÝBĚR FIXUJÍCÍCH UZLŮ

Navrhovaný algoritmus pro výběr fixujících uzlů pro dvourozměrné sítě konečných prvků využívá teorii grafů. Základní informace o teorii grafů je možné nalézt v knize [4]. Na podoblasti *j* je definován uzlový graf S_j ($V(S_j)$, $E(S_j)$), který je tvořen uzly sítě konečných prvků, ležícími na hranicích mezi podoblastmi. Kde $V(S_j)$ je konečná množina vrcholů grafu a $E(S_j)$ je konečná množina hran grafu. Dva vrcholy *u*, *v* z $V(S_j)$ jsou spojeny hranou jestliže příslušné uzly ze sítě konečných prvků sdílejí společnou hranu. Tzv. hraniční graf je vytvořen sjednocením uzlových grafů z jednotlivých podoblastí a je označen B(V(B), E(B)). Pro vrcholy hraničního grafu je určen jejich stupeň, což je počet jejich sousedů. Nyní může

být definován tzv. minimální algoritmus pro výběr rohových uzlů pro dvourozměrné sítě konečných prvků.

Definice 1 (Definice základního algoritmu pro výběr fixujících uzlů).

Nechť v je vrchol v grafu B a nechť d(v) je stupeň vrcholu v. Vrchol v grafu B je označen jako fixující uzel tehdy a jen tehdy pokud

$$d_B(v) = 1 nebo d_B(v) > 2.$$

Tato definice produkuje malý počet fixujících uzlů. Po výběru fixujících uzlů musí být provedena kontrola jejich počtu. Z důvodů zajištění regularity matic podoblasti je nutné vybrat minimálně dva fixující uzly pro dvourozměrné sítě. Dále je nutné zajistit určité geometrické podmínky. Jsou-li vybrané uzly blízko sebe, velmi to ovlivní číslo podmíněnosti matice hrubého problému – dojde k jeho zvýšení. Po implementaci do programového balíku SIFEL (viz internetová stránka [6]) byly provedeny numerické experimenty, které ukázaly, že vhodným umístěním fixujících uzlů a zvýšením jejich počtu může dojít k zlepšení konvergence hrubého problému a zkrácení doby řešení. V grafu *B* jsou definovány cesty mezi všemi vybranými fixujícími uzly. Pomocí těchto cest jsou definovány podgrafy B_j , tj. každá jednotlivá cesta tvoří jeden podgraf. Pomocí těchto podgrafů je nyní možné vybrat další fixující uzly, ty je možné vybrat jako

- centrum podgrafu
- každý n-tý vrchol podgrafu
- n náhodně vybraných vrcholů podgrafu
- rozdělení podgrafu do n částí cest, každý koncový bod takové cesty je vybrán jako fixující uzel.

V následující části bude uveden popis testu algoritmu pro výběr fixujících uzlů.

3. NUMERICKÉ EXPERIMENTY

Nepravidelné oblast, nazvaná "Svah" (viz Obr. 2.), byla vybrána pro testování algoritmu. Oblast byla diskretizována trojúhelníkovými konečnými prvky s dvěma stupni volnosti v každém uzlu a rozdělena na čtyři a deset podoblastí. Pro výpočet byla uvažována lineární elasticita a rovinná deformace. Na levé straně oblasti byly předepsány homogenní Dirichletovy okrajové podmínky, na pravé straně oblasti byly předepsány uzlové síly. V experimentu byly uvažovány všechny strategie pro výběr fixujících uzlů a výsledky jsou shrnuty v grafech na Obr. 3 a 4. Na Obr. 3 je vykreslen počet iterací v závislosti na počtu fixujících uzlů. S narůstajícím počtem fixujících uzlů dochází ke snížení počtu iterací. Pokud je však vykreslen celkový čas řešení v závislosti na počtu fixujících uzlů, je vidět, že s nárůstem počtu fixujících uzlů dochází ke snižování počtu iterací v hrubém problému. To však platí pouze do určitého bodu, od tohoto bodu dochází naopak k prodlužování celkové doby řešení. Tento bod je tedy možné označit za optimum a počet fixujících uzlů jako optimální počet fixujících uzlů.



Obr. 2. Nepravidelná oblast - Svah



Obr. 3. Počet iterací v závislosti na počtu fixujících uzlů



Obr. 4. Celkový čas řešení v závislosti na počtu fixujících uzlů

4. ZÁVĚR

V příspěvku byl prezentován algoritmus pro výběr fixujících uzlů v metodě FETI-DP využívající teorii grafů. Byl proveden numerický experiment s následujícím výsledkem. Zvýšení počtu fixujících uzlů přispívá ke zlepšení konvergence redukovaného hrubého problému a času jeho řešení. Tím může dojít i ke snížení celkového času řešení. Pro každou úlohu existuje optimální počet fixujících uzlů, který zajistí nejkratší celkový čas řešení. Pokud je počet fixujících uzlů větší než optimální počet, dochází naopak k prodloužení celkového času řešení.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS10/020/OHK1/1T/11.

LITERATURA

[1] Farhat C., Lesoinne M., LeTallec P., Pierson K., Rixen D.; FETI-DP: A Dual-Primal Unified FETI Method, Part I: A Faster Alternative to the two-level FETI Method, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 50, 2001, 1523–1544.

- [2] Kabelíková P., Dostál Z., Kozubek T., Markopoulos A.; *Generalized inverse matrix evaluation using graph theory*, (Blaheta R., Starý J.), Proceedings of the Modeling 2009, Institute of Geonics AS CR, Czech Republic, 2009.
- [3] Kruis J.; *Domain decomposition methods for distributed computing*, First ed. Saxe-Coburg Publications, Kippen, Stirling, Scotland, 2006.
- [4] Toselli A., Widlund O.; *Domain decomposition methods, Algorithms and theory*, First ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005.
- [5] Bondy J. A., Murty U. S. R.; Graph Theory. Springer, 2008.
- [6] SIFEL http://mech.fsv.cvut.cz/~sifel, přístupný 23.08.2010

PEVNOST KOLAGENNÍCH VLÁKEN MEZI PLAZMATICKY MODIFIKOVANÝMI POVRCHY COC-BLEND POLYMERŮ STRENGTH OF COLLAGEN FIBRES BETWEEN PLASMA MODIFIED SURFACES OF COC-BLEND POLYMERS

DENK FRANTIŠEK¹, JÍRA ALEŠ², PETRTÝL MIROSLAV³

Abstract: Biocompatible conditions of mechanical coherence of the connective tissues with inanimate environment play a key role in ensuring the stability of implant in tissues. Creation of ligands on surfaces of implants can be ensured by appropriate plasmatic modification of them by nitrogen and oxygen atoms. Coatings of implants by collagen films contribute to the bonding quality of collagen fibres with polymer surfaces.

Keywords: biomechanics, biocompatibitity, collagen, biomaterial, bioligands

1. ÚVOD

Biokompatibilní podmínky pro zajištění biomechanické provázanosti pojivových tkání s neživým prostředím sehrávají klíčovou roli při zajišťování stability implantátů ve tkáních [3]. Pevnost kolagenních vláken a stabilita vazebného pole (na rozhraní živé tkáně s neživým prostředím) výrazně ovlivňují metabolické procesy hojení a přispívají k funkční integraci implantátu v lidském organismu.

Vzhledem k tomu, že exaktní zjištění silových interakcí mezi molekulami živé tkáně a molekulami neživého materiálu in vivo a in vitro je dosud velmi nesnadné, bylo nutné přistoupit k metodice s nepřímým důkazem stanovení vazebních pevností. Verifikace relativně minimální vazební pevnosti mezi kolagenními vlákny a plazmaticky modifikovaným

¹ Ing. Bc. Denk František, Laboratoř biomechaniky a biomateriálového inženýrství, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze, frantisek.denk@fsv.cvut.cz

² Ing. Jíra Aleš, Ph.D., Laboratoř biomechaniky a biomateriálového inženýrství, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. ales.jira@fsv.cvut.cz

³ Prof. Ing. Miroslav Petrtyl, Dr.Sc., Laboratoř biomechaniky a biomateriálového inženýrství, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. petrtyl@fsv.cvut.cz

syntetickým polymerem byla provedena nepřímo, a to experimentálním stanovením pevnosti kolagenních vláken, vázaných k protilehlým povrchům syntetického polymeru (např. COC – blendu). Pokud dojde dříve k porušení kolagenních fibril, je zřejmé, že vazební síly v rozhraní mezi živým a neživým prostředím jsou větší.

Způsob porušení kolagenu mezi povrchy COC - blendu je závislý na poli aktivních vazeb (bioligandů) vzniklých na jejich povrchu. Aktivní vazba je místem, které vždy při zatížení zajišťuje přenos tahových sil z aktivního kolagenního vlákna do povrchové vrstvy implantátu. Aktivní kolagenní vlákno je mediátor přenosu sil v kolagenní makro/mikro vrstvě. Aktivita kolagenního vlákna je podmíněna existencí aktivních vazeb. Pokud vazby jsou pasivní, nedochází k tahovému přetvoření kolagenních vláken. V takovém případě jsou kolagenní vlákna neaktivní a nepodílejí se na transferu silových účinků. Na přenosu napětí z kolagenní vrstvy do implantátu se uplatňují v dominantní míře aktivní vlákna kotvená prostřednictvím aktivních vazeb k protilehlým povrchům (COC – blendu).

K porušení aktivních kolagenních vláken dojde tehdy, když výsledná velikost vazebních sil v aktivních vazbách (v aktivních bioligandech) je větší, než je výsledná pevnost všech aktivních kolagenních vláken[©].

Cílem experimentálních měření bylo stanovit pevnost kolagenu I. typu (aplikovaného ve 3% koncentraci v roztoku) v tahu a zjištěnou pevnost porovnat s vazebními silami na rozhraní COC-blendu a kolagenu.

2. MATERIÁL

2.1 POJIVOVÁ TKÁŇ, KOLAGEN

Kolagen je nejčastěji se vyskytující živočišný protein. Je přítomen v pojivových tkáních a je jejich hlavní nosnou komponentou [5]. Z biomechanického pohledu velmi efektivně přispívá k poddajnosti tkáně a k její tahové pevnosti. Na nanoúrovni je tvořen molekulárními tropokolagenními řetězci. Tropokolagen je základní stavební pojivovou jednotkou, která je schopná agregovat v různých strukturálních úrovních. Agregace je schopnost vytvářet v extracelulárním prostoru vysoce uspořádané vláknité nanostruktury, ultrastruktury a mikrostruktury. Při strukturalizaci kolagenu se uplatňují polární a hydrofobní interakce mezi molekulami. V procesu biosyntézy je tropokolagen vylučován fibroblasty. V mezibuněčném prostoru se polymeruje a agreguje do ultrafibril, mikrofibril a makrofibril, které tvoří substruktury kolagenních vláken (*obr. 1.*) [6].



Obr. 1. (vlevo): řídká vazivová tkáň je tvořená přímými kolagenními vlákny, mezilehlými mastocyty a fibroblasty, autor: Ronald A. Bergman, Ph.D., Adel K. Afifi, M.D., Paul M. Heidger, Jr., Ph.D.; (vpravo): ultrastruktura kolagenních ultrafibril

(průměr fibril je cca 50 – 70 nm)

2.2 SYNTETICKÉ POLYMERY

Polymery jsou organické molekuly, z nichž mnohé mohou být syntetizovány uměle nebo jsou syntetizovány buňkami v živých systémech. Syntetické polymery, používané v regenerativní medicíně, by měly být z biochemického hlediska biokompatibilní a z biomechanického hlediska by měly mít blízké (v ideálním případě identické) materiálové vlastnosti, jako měla tkáň, kterou nahrazují. Syntetické polymery nesmí iniciovat nekrózy, alergie nebo narušovat imunitní systém organismu. K biokompatibilitě syntetických makromolekulárních implantátů lze velmi účinně přispět plasmatickou modifikací jejich povrchů [3].

Mezi biokompatibilní syntetické polymery patří např. COC - blend, tj. kopolymer norbornenu patřícího do skupiny polycykloolefinů, které umožňují spolu s vhodnou modifikací jejich povrchů podporu vzniku nových vazebních polí prostřednictvím ligandů [4].

Pole ligandů vytvářejí molekulární propojení (vazby) mezi živou a neživou hmotou. Silové interakce v tomto rozhraní dvou zcela odlišných biomateriálů se zatím nepodařilo verifikovat. Předmětem této práce je ověřit, zda přenosy tahových sil z kolagenu do implantátu jsou vzhledem k tahovému namáhání kolagenních vláken větší nebo menší, a to se zřetelem k plazmaticky modifikovanému povrchu COC - blendu atomy kyslíku a dusíku (*obr. 2.*).



Obr. 2. Plazmatická modifikace povrchové kompozitní lamely implantátu atomy kyslíku a dusíku podporující vznik bioligandového vazebního pole zajišťuje spojení polymerové matrice se živou tkání kortikalis [1]

3. EXPERIMENTÁLNÍ OVĚŘENÍ

Obecně platí, že základní biofyzikální podmínkou pro zajištění biokompatibility implantátu v živých tkáních je vytvoření koordinačně kovalentních vazeb mezi atomy vhodného polymeru a kolagenem. Vznik těchto vazeb lze zajistit např. plazmatickou modifikací povrchu těchto implantátů [2]. Pro experimentální zkoušky byly vytvořeny celkem 3 soubory vzorků rozdílných vlastností, materiálových charakteristik a povrchových úprav. Každý vzorek sestává ze dvou polymerních pásků (skefoldů), jejichž povrchy jsou opatřeny mediátorovým kolagenním filmem (3% koncentrace kolagenu I. typu v roztoku) a následně spojeny (*obr. 3.*).



Obr. 3. Experimentální zkoušení vzorků vlevo: zkušební vzorek, vpravo: testovací zařízení MTS 858.2

Pro první dva soubory vzorků byly použity pásky z bílého COC – blendu, soubor č. 3 je tvořen černým COC – blendem. Soubor č. 1 je bez povrchové plazmatické modifikace, soubory 2 a 3 jsou povrchově upraveny plazmatickou modifikací atomy kyslíku a dusíku v mikrovlnném reaktoru. Plazmatickou modifikací povrchu a následným potažením implantátu kolagenem I. typu dochází k okamžitému propojení vazebních atomů kolagenu a vzniku ligandů, které jsou tvořeny molekulami vázanými přímo na centrální atom modifikovaného povrchu [2]. Vznikem chemických vazeb dochází k ukotvení pojivové kolagenní tkáně v neživém prostředí.

Jednotlivé vzorky byly vystaveny tahovému namáhání v testovacím systému MTS 858.2 Mini Bionix, které umožňuje zatěžování biologických vzorků v rozsahu $\pm 50/100/250/500$ N a ± 10 N. V rámci každého souboru byly stanoveny průměrné maximální silové účinky, deformace a velikosti kontaktní plochy, u každého vzorku byl navíc proveden průzkum obou povrchů po porušení. V rámci informativního vyhodnocení bylo pro každý soubor stanoveno průměrné tangenciální napětí v kolagenní vrstvě.

4. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Výsledky zkoušek jednotlivých souborů vzorků jsou rekapitulovány v následující souhrnné tabulce (*tab. 1.*) a grafech průměrných závislostí tahových sil a deformací (*obr. 4.*).

Při podrobném průzkumu jednotlivých kontaktních povrchů bylo zjištěno, že u všech vzorků souboru č. 2 a 3 došlo k porušení pouze ve vrstvě kolagenních vláken, vazebná pole zůstala neporušena, zatímco u vzorků souboru č. 1 byla ve většině případů porušena i vazebná pole na rozhraní kolagenní vrstvy a povrchu COC – blendu.

sada	materiál	rozměry	plazmat. modifikace povrchu	max.síla	axiální posun	plocha spoje	napětí
-	-	mm	A/N	Ν	mm	mm^2	kPa
1	COC-blend bílý	60/10/2,0	Ν	15,55	1,180	520	29,90
2	COC-blend bílý	60/10/2,0	А	26,54	1,448	520	51,04
3	COC-blend černý	60/10/2,0	А	25,93	1,531	533	48,65

Tab. 1. Přehled výsledků zkoušek



Obr. 4. Grafy průběhu zkoušek, souhrn osa x= axiální deformace (mm), osa y= axiální tahová síla (N)

5. ZÁVĚR

Z provedených experimentálních zkoušek lze učinit následující nejdůležitější závěry:

(1) Plazmatické modifikace povrchů COC – blendů atomy dusíku a kyslíku přispívají ke vzniku vazebních bioligandů.

(2) Bioligandové vazební pole jsou místem biokompatibility živé a neživé hmoty, tj. místem chemického propojení dvou zcela odlišných prostředí.

(3) Reálné vazebné síly na rozhraní živé tkáně a neživého implantátu jsou v případech plazmaticky modifikovaných vzorků vyšší než je pevnost kolagenních vláken. Dříve než dojde k překonání adherentních vazebních sil v ligandových polích na povrchu COC – blendu, poruší se kolagenní vlákna v matrici pojivové tkáně.

(4) K porušení aktivních kolagenních vláken dojde tehdy, když výsledná velikost vazebních sil v aktivních vazbách (v aktivních bioligandech) je větší, než je výsledná pevnost všech aktivních kolagenních vláken[©].

(5) *In vitro* verifikované průměrné tahové pevnosti aplikovaného kolagenu I. typu (ve 3% koncentraci v roztoku), vázaného k protilehlým plazmaticky modifikovaným povrchům COC – blendu, se pohybovaly v rozsahu 48,7 – 51,0 kPa. Tyto relativně nižší hodnoty napětí při počátečním porušení souvisejí s aplikováním velmi nízké koncentrace kolagenu. Vzhledem k tomu, že *in vivo* jsou jeho koncentrace v pojivových tkáních podstatně vyšší, nabývají živá aktivní kolagenní vlákna vyšších pevností.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu č. SGS10/136/OHK1/2T/11, Pokročilé experimentální metody, a v rámci a za podpory výzkumného záměru č. 6840770012.

LITERATURA

- [1] Jíra, A. Petrtýl, M.: Periferní elastická/poroelastická vrstva rigidního implantátu.
 Pohybové ústrojí. Pokroky ve výzkumu, diagnostice a terapii. 2008, roč. 15, č. 3-4, s. 210-217. ISSN 1212-4575
- [2] Jíra, A., Petrtýl, M. Bastl, Z.: Interaction between the implanted stem and wall of femoral diaphyses. In Human Biomechanics 2008 International Conference, Extended Abstracts. Prague, 2008, p. 41-42. ISBN 978-80-01-04163-5
- [3] Petrtýl, M. Kruliš, Z., Bastl, Z. Adam, M. Hulejová, H. Horák, Z. Danešová, J. Jíra, A.: Vznik vazebních polí mezi polymerním materiálem dříku implantátu a kortikalis v dialýzách. Pohybové ústrojí. Pokroky ve výzkumu, diagnostice a terapii. 11. Kubátův podologický den, ročník 12/2005, č. 1-2, s. 20-22.
- [4] Polanská, M. Hulejová, H. Petrtýl, M. Bastl, Z. Kruliš, Z. Horák, Z. Veigl, D.
 Šenolt, L.: Vliv modifikace implantátů pro náhrady osteochondrálních defektů na genovou expresi chondrocytů, Čes. Revmatol., 17, 2009, No. 1, p. 17-22
- [5] Fakulta tělesné výchovy a sportu Univerzity Karlovy v Praze, Katedra anatomie a biomechaniky, Patobiomechanika a Patokineziologie, Pojivové tkáně – vazivo, dostupné z www: <http://biomech.ftvs.cuni.cz/pbpk/kompendium/index.php/>
- [6] Dylevský, I. Ježek, P.: Základy kineziologie, Obecná kineziologie, Funkční anatomie a biomechanika vaziva, dostupné z www: http://vos.palestra.cz/skripta/kineziologie/lalal.htm/>

RECYKLACE ENERGOSÁDRY: MOŽNOSTI ENERGO-GYPSUM RECYCLING: POSSIBILITIES PAVEL PADEVĚT¹, <u>ANDREA HÁJKOVÁ²</u>, PAVEL TESÁREK³

Abstract: Recycling of plaster would basically be almost flawless, and energy-intensive as well as the production of gypsum plaster bonding agents of different types (natural, chemo or energo-gypsum). Quality of made a plaster binder is given by many factors (quality of feedstock, temperature calcination, technology etc.) The process of hydration and dehydration is reversible and during the same conditions should always obtain the same quality.

Keywords: Recycling, energo-gypsum, mechanical properties, waste

1. ÚVOD

V posledním desetiletí se recyklace stavebního odpadu stala nejen obchodním boomem, ale také nutností, kterou si moderní společnost žádá. Mezi nejznámější recyklované odpady ze stavební sutě patří například cihla, beton a v poslední době i stavební odpad na bázi sádry.

Mezi odpad na bázi sádry patří masově vyráběný klasický sádrokarton a jeho modifikace (odolný proti vodě, požáru), sádrové odlitky apod. Díky jednoduchosti a rychlosti výroby, výborné manipulaci a cenové dostupnosti těchto stavebních prvků se v metropolích začalo hromadit nadměrné množství tohoto odpadu.

Právě zvýšené množství stavebního odpadu na bázi sádry donutilo některé země (USA, Japonsko, Francie, UK a další) k radikálnímu řešení při jeho likvidaci [1]. Nejen, že je odpad náročné skládkovat, neboť má vysoké nároky na skládkování, ale také je nutné jej před samotným skládkováním důkladně protřídit a odstranit nebezpečné látky, které se do odpadu

¹Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevet@fsv.cvut.cz

²Bc. HÁJKOVÁ ANDREA, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, andrea.hajkova@fsv.cvut.cz

³Ing. TESÁREK PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tesarek@fsv.cvut.cz

mohou dostat různými způsoby v podobě přísad, příměsí při výrobě, dále pak při rekonstrukcích, demolicích atd.

Například ve Velké Británii je skládkování sádrového odpadu omezeno na minimum, a proto je zde ekologická likvidace v podobě recyklace sádrového odpadu dnes již samozřejmostí. Díky omezení skládkování stavebního odpadu byli donuceni i samotní výrobci likvidovat vlastní odpad vzniklý při výrobě sádrokartonu, sádrových omítek atd. Právě pro tyto účely bylo sestrojeno několik typů recyklačních linek - viz obrázek 1. [1].



Obr. 1. Recyklační linka na sádrový odpad spol. NWGR (New West Gypsum Recycling Inc.), převzato z

http://www.nwgypsum.com/index.php?option=com_content&task=view&id=58&Itemid=67



Obr. 2. Schéma kombinované recyklační linky sádry, převzato z http://stavebni-technika.cz

Sádrový odpad, který projde recyklační linkou, je zbaven nežádoucích nečistot (viz obrázek 2) a následně využit v podobě přídavku do "nové" vstupní suroviny použité při výrobě nových stavebních prvků jako např. sádrokarton apod.

Právě tento způsob ekologické likvidace nás inspiroval ke zkoumání vlastností zatvrdlé sádry a chování sádrové kaše zhotovené právě z recyklované sádry – tedy recyklátu.

Jako návod, jak postupovat při zkoumání chování recyklované energosádry budeme vycházet z výsledků, zvolených způsobů zpracování a přípravy popsaných v bakalářské práci *Možnosti recyklace stavebních výrobků na bázi sádry* [1].

V bakalářské práci byla pro zkoumání chování recyklátu použita šedá sádra klasifikovaná jako GII B2 [2] (spol. Gypstrend, s.r.o.). Celý proces testování probíhal následujícím způsobem:

- Vodní součinitel 0,8 (umíchána sádrová kaše dle ČSN 72 2301 [2])
- Odlití referenčních trámečků $40 \times 40 \times 160$ mm (3 sady à 6 ks)
- Naměření pevností (pevnost v tlaku a v tahu za ohybu) a stanovení objemové hmotnosti
- Po naměření parametrů sádry byly dvě sady podrobeny recyklaci

Recyklace zatvrdlé sádry probíhala tak, že trámečky, na kterých byla provedena destruktivní zkouška pevnosti v tlaku, a v tahu za ohybu byly nejprve rozdrceny a předsušeny. Po předsušení proběhlo rozemletí a kalcinace (sušení při teplotě 100 °C po dobu tří týdnů). Během kalcinace byl sledován váhový úbytek v závislosti na čase - viz tabulka 1. [1].

Vzorek	Vzorek 1. Týden hmotnost [kg]		3. Týden hmotnost [kg]	Σ odpařené vody [kg]	
G II. A	1,769	1,461	1,345	0,424	
G II. B	1,658	1,392	1,259	0,399	
G III. A	1,596	1,388	1,193	0,403	
G III. B	1,657	1,401	1,224	0,433	

Tab. 1. Váhový úbytek sady GII (sádra jednou recyklovaná) a GIII (sádra dvakrát recyklovaná)

V tabulce 1 je přehled úbytku vody pro sádru s označením GII (sádra podrobená procesu hydratace a dehydratace) a GIII (sádra podrobená dvakrát procesu hydratace a dehydratace). V obou případech byl váhový úbytek přibližně 400 g.

Po kalcinaci (ustálení váhy v sušárně) byly vzorky smíchány s vodou ve stejném poměru jako v prvním případě – tedy vodní součinitel byl opět 0,8. Na zhotovených trámečcích byla opět měřena pevnost v tlaku a v tahu za ohybu, objemová hmotnost, stanovena křivka zrnitosti

atd. pro srovnání s první nerecyklovanou sadou. Celý proces recyklace byl pak opakován ještě jednou na jedné sadě a opět porovnán s předešlými výsledky jednou recyklované a nerecyklované sady. Pro ilustraci jsou zobrazeny výsledky dvouhodinových pevností na obrázku 3. [1].



Obr. 3. Dvouhodinové pevnosti nerecyklované (I), jednou (II) a dvakrát (III) recyklované sádry

Právě tyto výsledky – viz obrázek 3., pro nás byly jedním z impulsů, proč se nadále věnovat této problematice.

2. VZORKY A METODY ZKOUŠENÍ

Pro další zkoumání budeme testovat mechanické vlastnosti zatvrdlé energosádry klasifikované jako G13 BIII [2] energosádra, která byla po dobu 4 let aplikována v podobě sádrového bloku, jako obvodové zdivo viz obrázek 4. Výhodou energosádry oproti klasicky těžené sádře je především čistota, která se u energosádrovce pohybuje až kolem 98 %.



Obr. 4. Umístění sádrového bloku v obvodovém plášti budovy ČVUT v Praze, Fakulta stavební

Budeme-li uvažovat, že recyklované vzorky sádry se budou chovat obdobně jako v bakalářské práci *Možnosti recyklace stavebních výrobků na bázi sádry* [1] a zároveň vycházet ze stanovených výsledků prezentovaných na konferenci EAN 2010 [3], můžeme předpokládat obdobné či lepší výsledky recyklovaného sádrového pojiva.

Pro výrobu recyklátu bude použit obdobný postup uvedený v bakalářské práci *Možnosti recyklace stavebních výrobků na bázi sádry* [1]. Abychom dosáhli podrobnějšího popisu chování recyklovaného sádrového pojiva, budou dále stanoveny i následující parametry:

- Křivka zrnitosti
- Váhový úbytek při kalcinaci v závislosti na čase
- Rozliv dle ČSN 72 2301 [2] při použití stejného vodního součinitele (0,627)
- Doba tuhnutí pomocí Vicatova přístroje
- Stanovení pevnosti v tlaku a v tahu za ohybu (interval: 2h, 28 dní)
- Vyhodnocení Youngova modulu pružnosti v tlaku

Při manipulaci se sádrovým pojivem, měření a vyhodnocování výsledků budeme vycházet z normy ČSN 72 2301 [2], vyjma měření pevnosti po 28 dnech. K tomuto měření přistupujeme proto, že po 28mi dnech je sádrové pojivo již v ustáleném stavu a nedochází ke změně jeho parametrů.

3. ZÁVĚR

Získané výsledky při recyklaci energosádry by mohly být použity do budoucna pro využiti recyklace sádry a také podpořit další experimenty s recyklovanou sádrou s perspektivou jejího většího rozšíření ve stavebním průmyslu.

Obdobně by na základě získaných výsledků mohl být podpořen ekologický plán likvidace stavebního odpadu na bázi sádry, tak jako je tomu v zemích jako například USA, Japonsko, Francie a mnoha dalších.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu ČVUT v Praze "Pokročilé experimentální metody" SGS10/136/OHK1/2T/11.

LITERATURA

- [1] Wilczynská, A. 2009. Možnosti recyklace stavebních výrobků na bázi sádry, Bakalářská práce, Fakulta stavební ČVUT v Praze. 74 s.
- [2] ČSN 722301, 1978. Sádrová pojiva. Klasifikace. Všeobecné technické požadavky.
 Zkušební metody. Praha: Československý normalizační institut. 17 s.
- [3] Padevět P., Wilczynska A., Tesárek P., 2010 Determination of Compressive and Bending Strenght of Hardened Gypsum, 48th international scientific conference EAN 2010 (Experimentální Analýza Napětí), Velké Losiny 2010

STANOVENÍ MODULU PRUŽNOSTI V TLAKU U SÁDROVÝCH VZORKŮ

DETERMINATION OF ELASTIC MODULUS IN COMPRESSION OF GYPSUM SAMPLES

PAVEL PADEVĚT¹, <u>ANDREA HÁJKOVÁ²</u>, PAVEL TESÁREK³

Abstract: Modulus of elasticity is one of the basic mechanical parameters, which we describe and compare characteristics between building materials. Generally, this parameter is to set its own record of mechanical tests, such as compressive strength, if it is a suitable device that continuously records the measurements. From the record, we can determine the dependence of two parameters from them by various methods, depending on the type of material used and the chosen methodology, modulus of elasticity. In our case it was determined modulus of elasticity in compression of plaster.

Keywords: Modulus of elasticity, pressure test, gypsum

1. ÚVOD

Stanovení statického modulu pružnosti v prostém tlaku není žádnou novinkou. Tak proč se věnujeme v tomto článku právě této problematice, bude vysvětleno v několika následujících řádcích.

Statický modul pružnosti v tlaku byl stanoven pro sádrové vzorky nařezané ze sádrového bloku, viz obr. 1, který byl po dobu 4 let vystaven v obvodovém zdivu. Blok byl umístěn tak, aby na něj působily vlivy jak z exteriéru, tak i z interiéru, viz obr. 2. Tedy různé změny teplot, vlhkosti v závislosti na ročním období atd.

¹Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevet@fsv.cvut.cz

²Bc. HÁJKOVÁ ANDREA, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, andrea.hajkova@fsv.cvut.cz

³Ing. TESÁREK PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tesarek@fsv.cvut.cz

Nano a makro mechanika 2010





Obr. 1. 1/3 sádrového bloku připraveného pro rozřezání na jednotlivé vzorky

Obr. 2. Umístění sádrového bloku v obvodovém plášti budovy

Obr. 3. Přehled faktorů ovlivňujících pevnost zatvrdlé sádry



Na obrázku 3 jsou znázorněny tři základní parametry, které mají vliv na výsledné pevnosti, pevnost v tlaku a tahu za ohybu, a Youngův modul pružnosti. Některé z těchto parametrů jsou uvedeny v normě ČSN 72 2301 [1].

2. VZORKY A MĚŘENÝ MATERIÁL

Charakteristika sádrového bloku:

- Sádrový blok vyroben ze sádrového pojiva G13 BIII [1] (energosádra)
- Vodní součinitel 0,627
- Rozměry celého sádrového bloku $350 \times 250 \times 600 \text{ mm}$
- Působení teplot v exteriéru v rozsahu -14,1 °C až +30 °C
- Ochrana plochy bloku v exteriéru, interiéru bez omítnutí, nátěrů atd.

Ze sádrového bloku, respektive z jeho 1/3, bylo nařezáno 6 sad vzorků. V každé sadě bylo celkem 8 trámečků o rozměrech $40 \times 40 \times 160$ mm. Způsob řezání trámečků je znázorněn na obrázku 4.



Obr.4. Způsob řezání sádrového bloku

Z obrázku 4 je patrné, že pro interiér i exteriér byly stanoveny vždy tři sady po osmi trámečcích. Po rozřezání byly trámečky očištěny a podrobeny destruktivní metodě měření pevnosti v tlaku, z které byl vyhodnocen statický modul pružnosti E_c [MPa].

3. MĚŘENÍ A VÝSLEDKY

Měření tlakové pevnosti sádrových vzorků probíhalo na lisu WPM 100 kN. Během měření byly zaznamenávány hodnoty působení síly, ze kterých bylo pomocí známého vztahu vyhodnocena závislost napětí na poměrném přetvoření viz obrázek 5. a následně stanoven statický Youngův modul pružnosti v tlaku E_c [MPa]. Při vyhodnocení modulu pružnosti byly z každé sady vzorku eliminovány hodnoty s nejvyšší a nejnižší hodnotou. Průměrné hodnoty uvedené v tabulce 1 jsou vypočítány jako aritmetický průměr ze zbylých šesti vzorků z každé sady.



Obr 5. Závislost napětí na deformaci

Vyhodnocené hodnoty sad pro interiér i exteriér jsou uvedeny v obrázku 6. a 7. Z obrázku jsou patrné poměrně velké rozptyly naměřených hodnot, ale také konstantní průběh modulu pružnosti v celém průřezu sádrového bloku.



Obr. 6. Modul pružnosti pro Interiér



Obr. 7. Modul pružnosti pro Exteriér

Průměrné hodnoty modulu pružnosti jednotlivých sad a následně pak průměrné hodnoty modulu pružnosti vztahující se k interiéru a exteriéru jsou uvedeny v tabulce 1.

	Sada $1 \times$	Sada 2	Sada 3	Sada 4	Sada 5	Sada 6
Průměrná						
hodnota	4434	4246	4510	3529	3736	4414
[MPa]						
Celková průměrná hodnota		1207			2002	
[MPa]	4397			3893		

Tab. 1. Přehled průměrných hodnot Youngova modulu pružnosti

Z tabulky 1. je patrné, že při i zprůměrování hodnot je modulu pružnosti E_c po celém průřezu téměř konstantní. Ovšem je zde vidět minimální rozptyl ve velikostech celkového modulu pružnosti v exteriéru a interiéru viz obrázek 8. Procentuální rozdíl v průměrných hodnotách je uveden v tabulce 2.



Obr. 8. Přehled průměrných hodnot Youngova modulu pružnosti
	Sada 1	Sada 2	Sada 3	
	×	×	×	
	Sada 6	Sada 5	Sada 4	
100 %				
hodnota	4424	3991	4019,5	
[MPa]				
Procentuální				
odchylka od	0.23	631	12 20	
100 %	0,23	0,51	12,20	
hodnoty [%]				

T 1		\mathbf{a}	nv	1	1 1	, ,1 , 1	1/1 0	V I	1	v ,•
1 11	า	/	Pr	on.	100	nrocontualnich	rozdilu	Y_{Ω} U	11/1	1 nruznosti
1 uu	/	∠.	1 / 0	~ 10	ieu	proceninannien	IOLUIII	10ungova moa	nıı	i p i n z n 0 s i i
						1	~			1 °

Procentuální rozdíl v celkových hodnotách modulu pružnosti pro exteriér a interiér je 6,10 %. Celková hodnota statického Youngova modulu pružnosti v tlaku E_c 4145 [MPa] je vypočítána stejně jako u jednotlivých sad, a to z průměru hodnot modulu pružnosti uvedených v tabulce 1.



Obr. 9. Přehled odchylek od stoprocentní hodnoty

V případě, že bychom uvažovali hodnoty od konců měřeného tělesa, respektive celé 1/3 sádrového bloku stejné, pak průměrné odchylky na sadách 1 až 6 tvoří parabolu znázorněnou v obrázku 9. S touto úvahou byly i vyhodnoceny odchylky od stoprocentní hodnoty modulu pružnosti E_c .

4. ZÁVĚR

Z výsledků experimentu lze říci, že hodnoty po celém průřezu sádrového bloku jsou téměř srovnatelné.

V závěru lze shrnout hned několik zajímavých poznatků. Vzhledem k velkému rozptylu naměřených hodnot, bude nutné pro příští měření stanovit vyšší počet měřených vzorků. Dále zvolit jinou metodiku provádění zkoušky a vyhodnocování samotného modulu pružnosti.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu "Pokročilé experimentální metody" SGS10/136/OHK1/2T/11.

LITERATURA

[1] ČSN 722301, 1978. Sádrová pojiva. Klasifikace. Všeobecné technické požadavky.
 Zkušební metody. Praha: Československý normalizační institut. 17 s.

STANOVENÍ HODNOT PARAMETRŮ V TEORII SOLIDIFIKACE A MIKROPŘEDPĚTÍ

DETERMINATION OF PARAMETERS OF THE MICROPRESTRESS-SOLIDIFICATION THEORY

PETR HAVLÁSEK¹, MILAN JIRÁSEK²

Abstract: Creep of concrete is strongly affected by the evolution of pore humidity and temperature, which in turn depend on the environmental conditions and on the size and shape of the concrete member. Current codes of practice take that into account only approximately, in a very simplified way. More realistic description can be achieved by advanced models, such as model B3 and its improved version that uses the concept of microprestress. In this contribution, values of parameters c_0 , c_1 and k_{sh} are recommended and their influence on the compliance and stress distribution is evaluated.

Keywords: Concrete, Creep, Compliance function, B3 model, Microprestress-solidification theory.

1. ÚVOD

Dotvarování betonu je silně ovlivněno vlhkostí a teplotou, jejichž vývoj závisí nejen na okolních podmínkách, ale i na velikosti, tvaru a dalších fyzikálních vlastnostech vzorku. V současnosti platné normy popisují dotvarování jen velmi přibližně a zjednodušeně; pro přesnější popis mohou být použity pokročilejší modely, například model B3 profesora Bažanta, který je založen na solidifikační teorii. Zdokonalená verze tohoto modelu využívá koncept mikropředpětí, jehož vývoj je popsán nelineární diferenciální rovnicí. Kromě hodnoty vlhkosti a její časové derivace se v ní objevuje exponent p a dva další parametry, c_0 a c_1 , jejichž určení je předmětem tohoto příspěvku.

¹ Ing. Petr Havlásek, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze, petr.havlasek@fsv.cvut.cz

² Prof. Ing. Milan Jirásek, DrSc., Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze, milan.jirasek@fsv.cvut.cz

V počítačové implementaci v programu OOFEM je funkce poddajnosti pro popis dotvarování betonu aproximována ve formě Dirichletovy řady. Tato řada odpovídá reologickému modelu, jehož chování je popsáno diferenciálními rovnicemi a je pro něj vyvinut efektivní exponenciální algoritmus. Zmíněný model obsahuje sériově zapojené následující části: solidifikující Kelvinův řetězec, popisující viskoelastickou část deformace, stárnoucí viskózní tlumič, vystihující nevratnou složku deformace, která je dominantní pro dlouhé doby zatížení, a elastickou pružinu, která popisuje okamžité deformace.

Cílem příspěvku je určit takové hodnoty parametrů c_0 a c_1 , aby s nimi při numerických simulacích v programu OOFEM bylo dosaženo co nejlepší shody s funkcí poddajnosti danou plnou verzí modelu B3 i s experimenty.

1.1. POPIS EXPERIMENTU

Příspěvek se týká simulace experimentů, které uskutečnili L'Hermite a Mamillan (1965) [2], [3]. Zkoumány byly hranoly z prostého betonu o rozměrech 7 x 7 x 28 cm. Betonová směs měla při obsahu cementu 350 kg/m³ hmotnostní poměr složek w : c : (a + s) = 0,49 : 1 :4,82. Vzorky s 28denní průměrnou tlakovou pevností 34,8 MPa byly ošetřovány po dobu jednoho dne a poté byly v některých případech vystaveny prostředí s odlišnou relativní vlhkostí (RH = 50%, 75%). Vnější zatížení, vyvozující tlakové normálové napětí o velikosti 9,81 MPa, bylo aplikováno ve stáří 7, 28 a 365 dnů. Po celou dobu trvání experimentu byla okolní teplota konstantní, T = 20°C.

2. POPIS ZÁKLADNÍHO DOTVAROVÁNÍ

Pro popis základního dotvarování betonu pomocí modelu B3 je kromě historie zatížení potřeba znát parametry q_1 , q_2 , q_3 a q_4 , jejichž hodnoty lze určit na základě složení betonové směsi a tlakové pevnosti pomocí empirických vztahů uvedených v [4]. Tyto hodnoty jsou uvedeny v prostředním sloupci Tab. 1. Lepší shody s experimentálními měřeními (viz Obr. 1) bylo dosaženo při úpravě těchto parametrů podle [2], kde jsou uvedeny hodnoty pro q_1 a q_2 . Parametr q_3 je násobkem q_2 a hodnota q_4 , charakteristická pro dotvarování při dlouhotrvajícím zatížení, je dána poměrem $q_4 = 2c/c_0$. Doporučené hodnoty parametrů c a c_0 jsou uvedeny v pravé části Tab. 1. Zatímco hodnoty předpovězených parametrů q_1 a q_4 se příliš neliší, upravené parametry q_2 a q_3 , charakterizující krátkodobé viskoelastické chování materiálu, jsou třetinové. Rozdíly v zastoupení jednotlivých složek deformace jsou zřejmé z Obr. 2.

[MPa⁻²den⁻¹]

 $[MPa^{-1}den^{-1}]$

[MPa]

С

 c_0

 C_1

0,235

81220

8,2

		předpovězené	hodnoty	upravené hodnoty		
q_1	[MPa ⁻¹]	21,485	x 10 ⁻⁶	24,000	x 10 ⁻⁶	
q_2	[MPa ⁻¹]	142,142	x 10 ⁻⁶	53,000	x 10 ⁻⁶	
q_3	[MPa ⁻¹]	2,376	x 10 ⁻⁶	0,886	x 10 ⁻⁶	
q_4	[MPa ⁻¹]	6,751	x 10 ⁻⁶	5,787	x 10 ⁻⁶	
$e_{S,inf}$	[-]	739,1904	x 10 ⁻⁶	1800,000	x 10 ⁻⁶	
k _{sh}	[-]	1,388	x 10 ⁻³	2,62	x 10 ⁻³	

Tab. 1.	Předpov	vězené d	a upravené	parametry	modelu	B3 a	doporučen	é hodnoty c	$c_x[2]$
---------	---------	----------	------------	-----------	--------	------	-----------	-------------	----------



Obr. 1. Základní dotvarování vzorku zatíženého ve stáří 7, 28 a 365 dnů. Body značí změřené hodnoty, plné čáry standardní model B3 a čárkované čáry model B3 s upravenými parametry



Obr. 2. Rozložení deformace při základním dotvarování na složky. Plnými čárami jsou vykresleny deformace předpovězené modelem B3 ze složení betonové směsi, čárkovanými čárami deformace s upravenými parametry q1-q4

3. POPIS DOTVAROVÁNÍ SPOJENÉHO S VYSYCHÁNÍM3.1 MODEL B3

Při popisu smršťování a dotvarování spojeného s vysycháním pomocí modelu B3 zbývá určit hodnoty parametrů k_t , $\varepsilon_{sh}^{\infty}$, ε_s^{∞} a q_5 , které kromě složení betonové směsi závisejí na rozměrech vzorku a na podmínkách a délce ošetřování betonu. Pro dosažení dobré shody s experimentálními měřeními postačilo zvětšit (2,5×) parametr ε_s^{∞} .



Obr. 3. Smrštění a dotvarování spojené s vysycháním vzorku zatíženého ve stáří 28 dní. Body značí změřené hodnoty, plné čáry standardní model B3, čárkovaná čára model B3 s upravenými parametry q_1 - q_4 a čerchované čáry model B3 s upravenými par. q_1 - q_4 a ε_s^{∞}

3.2 SOLIDIFIKAČNÍ TEORIE MIKROPŘEDPĚTÍ

Důvodem pro formulování solidifikační teorie mikropředpětí (MPS) byla potřeba postihnout dlouhodobé deformace betonu, jejichž průběh je ovlivněn nejen stářím betonu v okamžiku zatížení, ale i okolní vlhkostí a teplotou. Reologické schéma popisující dotvarování betonu se nezmění, pouze se změní vztah pro výpočet viskozity stárnoucího tlumiče, členu popisujícího nevratnou deformaci způsobenou dlouhodobým zatížením. Převrácená hodnota viskozity je definována jako $1/\eta (S) = cpS^{p-1} = 2cS$, kde *c* a *p* jsou parametry (zpravidla p = 2). *S* označuje mikropředpětí, jehož vývoj je popsán nelineární diferenciální rovnicí $\dot{S} + c_0S^p = -c_1\dot{h}/h$, ve které c_0 a c_1 jsou parametry a *h* značí relativní vlhkost pórů. Obr. 4 znázorňuje průběh mikropředpětí *S* v závislosti na čase pro parametr $c_0 = 0,026$ MPa⁻¹den⁻¹ (viz varianta 5 v Tab. 2) a pro nulovou změnu relativní vlhkosti pórů *h*. Závislost mezi změnou vlhkosti a změnou smrštění je popsána vzahem $\dot{\varepsilon}_{sh} = k_{sh}h$, kde k_{sh} je parametr, jehož přibližnou hodnotu lze určit ze vztahu

$$k_{sh} = \frac{(1 - RH^3) \alpha_1 \alpha_2 (0.019 w^{2.1} f_c^{-0.28} + 270)}{\Delta RH} \frac{E (607)}{E (t_0 + \tau_{sh})}$$
(1)

kde τ_{sh} je poločas vysychání, E(t) značí modul pružnosti v příslušném čase podle [4], ΔRH označuje rozdíl původní relativní vlhkosti vzorku a relativní vlhkosti okolního prostředí a α_1 a α_2 jsou empirické konstanty [4].



Obr. 4. Vývoj mikropředpětí S v čase v případě nulové změny relativní vlhkosti pórů h.

Výpočty byly provedeny formou tzv. sdružené úlohy v MKP programu OOFEM [5], vyvíjeném především na katedře mechaniky Stavební fakulty ČVUT v Praze. V každém výpočetním kroku předchází mechanickému problému úloha vedení vlhkosti a tepla. Pro urychlení výpočtů nebyl analyzován vzorek s původní geometrií; jako výpočetní model posloužila stěna se stejným poločasem smršťování τ_{sh} . Toto zjednodušení bylo následně verifikováno – viz Obr. 5.

Protože byla hodnota k_{sh} byla převzata z doporučení v [2] a hodnotu c lze dopočítat z c_0 a q_4 , zbyly pro optimalizaci z původních čtyř volných parametrů zastoupených v MPS (c, c_0 , c_1 a k_{sh}) jen dva: c_0 a c_1 . Správnost parametru k_{sh} může být prokázána na Obr. 5, kde dochází k dobré shodě hodnot numerického výpočtu a měření v okamžiku zatížení (28 dní). K výrazné neshodě s experimentálními daty došlo při použití doporučených parametrů c_0 a c_1 , kdy se vzorek choval extrémně poddajně.

Ukázalo se, že existuje celá řada možných kombinací těchto parametrů, se kterými lze dosáhnout téměř identických výsledků – průběhu deformace i rozložení napětí po průřezu. Tyto dvojice parametrů c_0 a c_1 jsou uvedeny v Tab. 2, kde je uveden i velmi přibližný vztah svazující tyto parametry. Žlutě je zde označena výchozí hodnota. V prvních dvou případech se jedná o doporučené parametry; v páté variantě pak o kombinaci, se kterou je dosahováno realistického průběhu mikropředpětí. Lze konstatovat, že oba parametry mají velmi podobný vliv – zvýšením jejich hodnoty dojde ke zvýšení poddajnosti a naopak.

varianta	1	2	3	4	5
c ₀ [MPa ⁻¹ den ⁻¹]	7,79E-01	8,12E+04	1,00E+00	1,00E-05	2,60E-02
c ₁ [MPa]	8,20E+00	8,20E-05	1,00E+01	1,00E+06	3,00E+02
10/c ₀	1,28E+01	1,23E-04	1,00E+01	1,00E+06	3,85E+02

Tab. 2. Funkční kombinace parametrů c_0 a c_1 MPS teorie



Obr. 5. Porovnání výsledků simulací v programu OOFEM s experimenty. Smrštění a dotvarování spojené s vysycháním pro okolní RH = 50%, RH = 75% a základní dotvarování



Obr. 6. Rozložení vlhkosti a normálového napětí po průřezu. Časy v legendě jsou měřeny od počátku vysychání. Souřadnice 0 = osa stěny, 1 = okraj stěny

Velmi zajímavé je porovnání modré křivky z Obr. 5 (OOFEM hranol), modré čerchované z Obr. 3 (RH = 50% B3 fit q_1 - $q_4 \varepsilon_s^{\infty}$) a experimentálních dat. Zatímco experimentální data naznačují stálý trend dotvarování i pro delší časy zatížení (téměř lineární závislost deformace na logaritmu času), sklon křivek modelu B3 a MPS teorie se po stáří betonu cca 300 dní snižuje, až je zcela rovnoběžný s křivkou základního dotvarování (viz červená křivka na Obr. 5). To naznačuje vyrovnání relativní vlhkosti vzorku a okolního prostředí. Lepší shody s experimentálními daty by bylo možné v případě modelu B3 dosáhnout prodloužením poločasu smršťování a v případě MPS teorie úpravou parametrů v úloze vedení vlhkosti.

Je nutné podotknout, že při změně okolní relativní vlhkosti na 75% nebylo s parametry z Tab. 2 dosaženo dobré shody s experimentem; výsledky výpočtu vykazovaly menší deformace.

4. ZÁVĚR

V tomto příspěvku byl prozkoumán vliv parametrů MPS teorie na časovou závislost deformace a na rozložení napětí po průřezu, dále byl naznačen postup, jakým lze parametry určit. Podařilo se upravit parametry modelu B3 i MPS teorie tak, aby bylo dosaženo dobré shody časové závislosti deformace s experimentálními daty. Distribuce napětí po průřezu je ve velké míře ovlivněna materiálovým modelem, který v současné implementaci nepodporuje vznik trhlin.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS10/020/OHK1/1T/11.

LITERATURA

- [1] Bažant, Z. P., Hauggaard, A. B., Baweja, S. a Ulm, F. Microprestress-Solidification Theory for Concrete Creep. I: Aging and Drying Effects. *Journal of Engineering Mechanics*. 1997, November.
- [2] Bažant, Z. P., Hauggaard, A. B. a Baweja, S. Microprestress-Solidification Theory for Concrete Creep. II: Algorithm and Verification. *Journal of Engineering Mechanics*. 1997, November.
- [3] Bažant, Z. P. a Chern, J. C., Concrete creep at variable humidity: constitutive law and mechanism. *Matériaux et constructions*. 1985.
- [4] Bažant, Z. P. a Baweja, S. Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3. Adam Neville Symposium: Creep and Shrinkage – Structural Design Effects. 2000.
- [5] Patzák, B. OOFEM project home page. <u>http://www.oofem.org</u>. 2000.
- [6] Havlásek, P. *Modely pro dotvarování a smršťování betonu,* Diplomová práce, Fakulta stavební ČVUT v Praze. 138 s. 2009.

MODEL TRANSPORTU IONTŮ V ALKALICKY AKTIVOVANÝCH MATERIÁLECH

MODEL OF ION TRANSPORT IN ALKALI-ACTIVED MATERIALS

HLAVÁČEK PETR¹, ŠMILAUER VÍT²,

Summary: The paper deals with simulation of Na+ leaching process occurring in alkali activated fly ashes (AAFA). The motivation arose from the concern of efflorescence, occurring in a moisture-gradient environment in these materials. The objective aims at quantification of unknown diffusion coefficient for Na+ and estimation of time-dependent leaching process. Numerical model formulated for 1D and 3D is used to solve the balance equation. The 1D model was created in Matlab/Octave environment and the 3D model was implemented into inhouse OOFEM package. The simulation shows feasibility of proposed models and a good correspondence with experimental data.

1. INTRODUCTION

Application of alkali-activated fly ash can, hopefully in a near future, replace partially ordinary Portland-based concrete. Production of 1 ton of Portland cement releases almost additional 1 ton of CO2. On the other hand, worldwide production of fly ash is enormous environmental burden, arising from coal burning process in power stations. It is estimated that 800 millions tons of fly ashes are produced solely in 2010 (Jiménez & Palomo, 2005). In the Czech Republic, the production reaches about 10 millions tons of fly ashes annually. Only a small part is utilized at present (20-30%). The rest is stored on landfills which occupy large areas and bring a negligible risk of air and ground water pollution. The production of fly ash will definitely occurre in a near future due to lifetime of thermal power plants. It means that the production of fly ash will continue in the next decades at least. Due to this fact, a suitable utilization of fly ash in large quantities is searched. Economical advantage seems to play a

¹ Ing. Hlaváček Petr, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. petr.hlavacek@fsv.cvut.cz

² Doc. Ing. Šmilauer Vít, Ph.D., Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. vit.smilauer@fsv.cvut.cz

significant role due to low cost of this waste material. Previous research testified that fly ash can enter the process of alkali-activation. Alkali-activated materials show excellent performance in acid resistance, fire resistance, low drying shrinkage, low calcium content, improved durability, no alkali-silica reaction, freeze/thaw performance or lower creep induced by mechanical load, when compared to ordinary concrete (Wallah and Rangan , 2006).

Efflorescence presents a major problem in alkali-activated materials. After the activation, significant amounts of unreacted alkalies remain in the system, which can be leached via a slow diffusion process. The rate of leaching and total amount of remaining alkalies have never been quantified before and present the main objective of this contribution. Numerical methods, particularly finite element approach, form the framework of this diffusivity simulation. The source data for the simulation came from the experiments carried out at the Institute of Chemical Technology in Prague.

2. DIFFERENTIAL FORMULATION OF NON-STATINARY DIFFUSION EQUATION

Let us consider a 1D element with axis x, volume Ω and boundary Γ . The non-stationary diffusion problem means that the concentration w(x, t) inside the element changes with a respect to time. Assuming a homogeneous isotropic material with a diffusivity λ , the differential equation reads (Z. P. Bažant & L. J. Najjar, 1972),

$$\lambda \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} = \frac{\partial w(x,t)}{\partial t}.$$
(1)

To solve Eq.(1), one needs to define boundary and initial conditions. The initial conditions define the concentration field at zero time, that means $w(x,0) = \overline{w}(x,0)$. The boundary conditions can appear in many forms, for example

• Dirichlet (or first-type) boundary condition, prescribing the concentration on the domain boundary

$$w(x,t) = \overline{w}(x,t)$$
 on the boundary Γ (2)

• Neumann (or second-type) boundary condition specifies the ion flux across the boundary

$$\frac{\partial w(x,t)}{\partial t}n = \frac{\partial w(x,t)}{\partial t}$$
 on the boundary Γ , (3)

with outward normal n,

• supplementary boundary condition for the flux with respect to a ion transfer

coefficient B at the surface given by Newton's law

$$\frac{\partial w(x,t)}{\partial t} = B\left[w(x,t) - \overline{w}(x,t)\right]$$
(4)

boundary Γ , with a given concentration far from boundary layer $\overline{w}(x,t)$.

1.1 FEM AND TIME DISCRETIZATION

The solution of Eq.(1) proceeds using the FEM. A weak form stems from the principle of zero virtual work of the concentration over the element. The solution of Eq.(1) is fulfilled only in average at the volume Ω ,

$$\int_{\Omega} \left[\frac{\partial w(x,t)}{\partial t} - \frac{\partial w^2(x,t)}{\partial x^2} \right] \delta w(x,t) dV = 0.$$
⁽⁵⁾

To fulfill the Dirichlet condition, Eq.(2) requires $\delta T(x, t)$ on the boundary Γ to be equal to zero. Applying the Green formula on Eq.(5) yields

$$\int_{\Omega} \frac{\partial w(x,t)}{\partial t} \delta w dV + \int_{\Gamma} \frac{\partial w(x,t)}{\partial t} \delta w dV - \int_{\Omega} \frac{\partial w(x,t)}{\partial t} \delta \frac{\partial w(x,t)}{\partial x} dV = 0.$$
(6)

Let us divide the element to finite sections with volume Ω e and approximate linearly the concentration and flux in each finite element

$$w(x) \approx \mathbf{N}\boldsymbol{w},$$
 (7)

$$\boldsymbol{q} = \frac{\partial w}{\partial x} \approx \mathbf{B} \boldsymbol{w} = \frac{\mathrm{d} \mathbf{N}}{\mathrm{d} x} \boldsymbol{w},$$
 (8)

. . .

where N is a linear interpolation function and the matrix B contains the derivatives of the interpolation functions. The virtual vector of concentrations is approximated in the same manner. Substituting Eqs.(7 and 8) into the Eq.(6) yields the weak form,

$$\mathbf{C}\dot{\boldsymbol{w}} + \mathbf{K}\boldsymbol{w} = \boldsymbol{p},\tag{9}$$

where the dot means time derivative and vector p includes the boundary conditions. The used matrixes are defined as

$$\mathbf{C} = \int_{\Omega} \mathbf{N}^T \mathbf{N} \mathrm{d}\Omega, \qquad (10)$$

$$\mathbf{K} = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \lambda \mathbf{B} \mathrm{d}\Omega, \qquad (11)$$

$$\boldsymbol{p} = -\int_{\Gamma} \mathbf{N}^T \overline{\boldsymbol{q}} d\Gamma.$$
 (12)

The time discretization approximates the nodal values w from Eq.(9) at all times using selected computed time points. The time evaluation points have a constant time difference, ti = $i\Delta t$ for i = 0, ..., T. For the numerical integration, the parameter τ , which gives time point of derivative evaluation during the time step. $\tau = 0$ means explicit method, the derivative from Eq.(9) is approximated by the slope in a last known time step ti . $\tau = 1$ means unconditionally-stable implicit scheme, the derivative is obtained at time ti+1 . $\tau = 0.5$ means the Crank-Nicolson method and the derivative is evaluated in the middle of the time step.

The final equation for the 1D simulation takes the form,

$$\left(\frac{\mathbf{C}}{\Delta t} + \tau \mathbf{K}\right) \boldsymbol{w}_{i+1} - \tau \boldsymbol{p}_{(i+1)} = \left(\frac{\mathbf{C}}{\Delta t} + \tau \mathbf{K}\right) \boldsymbol{w}_i + (1-\tau) \boldsymbol{p}_i,$$
(13)

where $\boldsymbol{w}_{(i+1)}$ are the unknown concentrations. All terms at the right hand side are known from last time step.

3. SIMULATION, RESULTS AND DISCUSSION

All simulations aimed at description of N a+ ions from alkali-activated specimens. Specimens sized $40 \times 40 \times 160$ mm were submerged into 600 ml of water for 2 weeks. The concentration of N a+ ions in the water was measured every 24 hours.



Figure 1: 3D simulation of Na+ leaching



Figure 2: Leaching results from experiments and 1D and 3D simulation.

The first simulation approximated the problem with 1D elements. The length of finite elements was 20 mm (the half of the shortest sample edge dimension) with the preservation of volume. The mathematical formulation derived above was implemented into Matlab/Octave code. Unknown value of diffusion coefficient was determined as the best fit to experimental data using the method of least squares. The Fig.(3) shows the distribution of concentration inside the body in the 1D case during time (in days).



Figure 3: 1D simulation of Na+ leaching

More advanced 3D simulation was carried out in the OOFEM code made by B. Patzák & Z. Bittnar (2001). Geometry of specimen was meshed using linear brick elements. Only 1/8 of volume was considered due to symmetry of the problem; the reduced problem was

represented with 20x20x80mm prism with three free boundaries (the middle of sample) and with three prescribed boundaries (the surface of experimental sample).

Diffusion coefficient for Na+ ions transport in the saturated state was determined as $5.7 \times 10-7 \text{ m}^2/\text{day}$.

4. CONCLUSION

The work demonstrated the successful application of numerical methods for the assessment of Na+ diffusion coefficient. Both 1D and 3D formulations proved to give reasonable results with leaching experiments. Quantification of Na+ diffusion coefficient is important in the prediction of efflorescence, which strongly depends on a sample geometry and moisturegradient environment.

5. ACKNOWLEDGMENT

This work was supported by the Grant Agency of the Czech Technical University in Prague, grant No. SGS10/135/OHK1/2T/11.

6. REFERENCES

- [1] A. Fernández-Jiménez & A. Palomo (2005): Composition and microstructure of alkali activated fly ash binder: Effect of the activator. CCR, vol. 35, 1984-1992
- [2] S.E. Wallah & B.V. Rangan (2006): Low-calcium Fly Ash-based Geopolymer Concrete: Long Term Properties. Research Report GC 2, Perth, Australia
- [3] B. Patzák & Z. Bittnar (2001): Design of object oriented finite element code. Advances in Engineering Software, vol. 32, num. 10-11, 759-767
- [4] B. Patzák & D. Rypl & Z. Bittnar (2001): Parallel explicit finite element dynamics with nonlocal constitutive models. Computers & Structures, vol. 79, num. 26-28, 2287-2297
- [5] Patzák, B. (2000): OOFEM home page: http://www.oofem.org
- [6] Z. P. Bažant & L. J. Najjar (1972): Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete. Matériaux et constructions, vol. 5, num. 25, 3-20

IMPLEMENTACE MATERIÁLOVÝCH MODELŮ PRO VELKÉ DEFORMACE DO PROGRAMU OOFEM IMPLEMENTATION OF LARGE-STRAIN MATERIAL MODELS INTO OOFEM

Martin Horák¹, Milan Jirásek²,

Abstrakt: This paper describes different approaches to implementation of large-strain models into OOFEM, an object-oriented finite element code developed at the Department of Mechanics. Different stress and strain measures are described and a hyperelastic material law is introduced. The behavior of hyperelastic material models is verified by numerical simulations.

Klíčová slova: velké deformace, deformační gradient, Greenův-Lagrangeův tenzor deformace, druhé Piolovo-Kirchhoffovo napětí, hyperelasticita

1. ÚVOD

Teorie velkých deformací je užitečná pro popis řady inženýrských problémů, například tváření kovů, nebo modelování biologických materiálů, jako jsou měkké či porézní tkáně. V tomto příspěvku budou popsány dva způsoby implementace velkých deformací do programového prostředí OOFEM, založeného na metodě konečných prvků.

2. DEFORMAČNÍ VELIČINY

V teorii velkých deformací lze deformaci tělesa popsat pomocí řady různých tenzorů. V této kapitole popíšeme dva z nich. Prvním je deformační gradient, který hraje klíčovou roli, neboť pomocí něj můžeme vyjádřit také všechny ostatní deformační veličiny.

¹ Ing. Martin Horák, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. Martin.Horak@fsv.cvut.cz

² Prof. Ing. Milan Jirásek, DrSc., Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze.

Milan.Jirasek@fsv.cvut.cz

Označme Ω_0 nedeformované těleso, Ω těleso po deformaci a dále X bod z Ω_0 a x odpovídající bod z Ω . Deformační gradient je definován jako

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j} \tag{1}$$

Vztah mezi původní polohou bodu a jeho polohou po deformaci je popsán rovnicí

$$\mathbf{x}_{i} = \mathbf{X}_{i} + \mathbf{u}_{i} \tag{2}$$

kde **u** je vektor posunutí. Po dosazení (2) do (1) dostáváme

$$F_{ij} = \frac{\partial (X_i + u_i)}{\partial X_j} = \delta_{ij} + \frac{\partial u_i}{\partial X_j}$$
(3)

kde δ_{ij} značí jednotkový tenzor druhého řádu.

Deformační gradient nesplňuje intuitivní představu veličiny, která popisuje míru deformace, neboť při nulové deformaci je roven jednotkovému tenzoru.

Druhým tenzorem, který zde popíšeme, je Greenův-Lagrangeův tenzor deformace

$$E_{ij} = \frac{1}{2} \left[F_{ki} F_{kj} - \delta_{ij} \right] = \frac{1}{2} \left[\left(\delta_{ki} + u_{k,i} \right) \left(\delta_{kj} + u_{k,j} \right) - \delta_{ij} \right] = \frac{1}{2} \left(u_{i,j} + u_{j,i} + u_{k,i} u_{k,j} \right)$$
(4)

kde $u_{k,j} = \frac{\partial u_k}{\partial x_j}$ a je použito Einsteinovo sumační pravidlo, sčítá se tedy přes opakující se indexy. Greenův-Lagrangeův tenzor deformace nápadně připomíná tenzor malých deformací, až na nelineární člen $u_{k,i}u_{k,j}$. Tenzor malých deformací dostaneme linearizací, viz [1].

Použití deformačního gradientu je vhodné především pro formulaci nepružných materiálových modelů, zatímco pro popis hyperelastických materiálů vystačíme s Greenovým-Lagrangeovým tenzorem.

3. TENZOR NAPĚTÍ

I napětí v tělese můžeme vyjádřit několika tenzory. Obvykle se nejdříve zavede Cauchyho napětí σ , jako síla v deformované konfiguraci na jednotku plochy deformované konfigurace. Alternativním postupem je zavedení prvního Piolova-Kirchhoffova napětí **P** jako síly v deformované konfiguraci na jednotku plochy v nedeformované konfiguraci. Toto napětí se označuje jako nominální, zatímco Cauchyho jako skutečné.

Druhý Piolův-Kirchhoffův tenzor napětí dostaneme transformací Cauchyho napětí

$$\mathbf{S}_{ij} = \mathbf{J} \mathbf{F}_{ik}^{-1} \boldsymbol{\sigma}_{kl} \mathbf{F}_{lj}^{-\mathrm{T}} \tag{5}$$

nebo prvního Piolova-Kirchhoffova tenzoru

$$\mathbf{S}_{ij} = \mathbf{F}_{ik}^{-1} \mathbf{P}_{kj} \tag{6}$$

Zde $J = \det F$ je jacobián, který odpovídá poměru objemu po deformaci a před deformací.

Výhoda implementace druhého Piolova-Kirchhoffova napětí oproti Cauchyho napětí spočívá ve skutečnosti, že pro druhý Piolův-Kirchhoffův tenzor mají podmínky rovnováhy stejný tvar jako v teorii malých deformací. Hlavní předností oproti prvnímu Piolovu-Kirchhoffovu tenzoru je symetričnost druhého Piolova-Kirchhoffova napětí. Nevýhodou je především fakt, že druhý Piolův-Kirchhoffův tenzor napětí nemá jasný fyzikální význam.

4. HYPERELASTICKÉ MATERIÁLOVÉ MODELY

Hyperelastické modely se hodí pro materiály pružné, které při zatěžování nedisipují energii a po odtížení se vracejí do původního stavu. Hyperelastické materiály se definují pomocí hustoty potenciální energie pružné deformace ψ , ze které lze odvodit konstitutivní zákon

$$S_{ij} = \frac{\partial \Psi}{\partial E_{ij}} \tag{7}$$

V literatuře bylo publikováno mnoho hyperelastických modelů; jejich použitelnost závisí na konkrétním typu materiálu. Nejjednodušším příkladem hyperelastického materiálu je St.Vénantův-Kirchhoffův materiál. Potenciální energie pružné deformace má tvar

$$\Psi = \frac{1}{2}\lambda \left(E_{ij}\delta_{ij}\right)^2 + \mu E_{ij}E_{ij} \tag{8}$$

kde λ a μ jsou Laméovy koeficienty. Použitím rovnice (7) dostaneme druhý Piolův-Kirchhoffův tenzor napětí

$$S_{ij} = \lambda E_{kl} \delta_{kl} \delta_{ij} + 2\mu E_{ij} \tag{9}$$

To odpovídá známému Hookeovu zákonu v teorii malých deformací, jen jsme nahradili tenzory napětí a deformace druhým Piolovým-Kirchhoffovým napětím a Greenovým-Lagrangeovým tenzorem deformace. Tento materiálový model je vhodný pro problémy s malými deformacemi, ale velkými rotacemi. Typickým příkladem takové úlohy je stabilita tlačeného prutu.

Další implementovaný hyperelastický materiál je převzatý ze [4]. Hustota potenciální energie pružné deformace má tvar

$$\psi = \frac{1}{4} \left(K - \frac{2}{3} \mu \right) \left(J^2 - 2 \ln J - 1 \right) + \mu \left(E_{ij} \delta_{ij} - \ln J \right)$$
(10)

kde K je objemový modul pružnosti. Z rovnice (10) pomocí rovnice (7) odvodíme konstitutivní vztah

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(K - \frac{2}{3} \mu \right) \left(J^2 - 1 \right) \left(2E_{ij} - \delta_{ij} \right)^{-1} + \mu \left(\delta_{ij} - \left(2E_{ij} - \delta_{ij} \right)^{-1} \right)$$
(11)

5. NUMERICKÉ SIMULACE

Prvním příkladem bude stabilita tlačeného prutu modelovaná St.Vénantovým-Kirchhoffovým materiálovým modelem. Prut byl prostě podepřen a zvolené geometrické a materiálové charakteristiky byly L = 1,5 m, $I = 1,67 \times 10^{-5} \text{ m}^4$ a E = 30 GPa. Tomu odpovídá kritické Eulerovo břemeno

$$F_{kr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} = \frac{3,1415^2 \times 30 \times 1,67 \times 10^4}{1,5^2} \,\mathrm{N} = 2,$$
 (12)



Obr.1 Globální pracovní diagram tlačeného prutu modelovaného St.Vénantovým-Kirchhoffovým modelem

Výsledky simulace jsou znázorněny na obr. 1. Z pracovního diagramu je patrné, že při modelování problému stability tlačeného prutu nelineárním výpočtem nedochází ke kolapsu prutu ihned po dosažení teoretické kritické síly. Síla i posun konce prutu dále narůstají, v důsledku geometrické nelinearity však tento vztah již není lineární.

Dále bude předvedeno chování hyperelastického materiálu popsaného rovnicí (11) na příkladu cyklicky zatížené stěny s otvorem, viz obr. 2 a 3.



Obr. 2 Stěna s otvorem: Počáteční geometrie a okrajové podmínky



Obr. 3 Stěna s otvorem: Vývoj předepsaneho posunu na horním okraji stěny

Obdobný problém byl řešen v [5], pouze s jiným hyperelastickým modelem. Z výsledků shrnutých v obr. 4 vyplývá, že materiál se po odtížení vrátí do původního stavu, jeho chování je tedy pružné, přestože je stěna podrobena skutečně velkým deformacím.

6. ZÁVĚR

V tomto příspěvku byly uvedeny možné přístupy k implementaci velkých deformací do programu OOFEM. Dále byly popsány hyperelastické materiálové modely, pro které stačí použít Greenův-Lagrangeův tenzor deformace. Chování těchto materiálových modelů bylo ověřeno na dvou příkladech. Další práce bude směřovat především k implementaci nepružných materiálových modelů za velkých deformací.



Obr. 4 Stěna s otvorem: Globální pracovní diagram

PODĚKOVÁNÍ

Autoři děkují grantu SGS10/020/OHK1/1T/11, za jehož podpory vznikl tento příspěvek.

LITERATURA

- J Bonet, RD Wood; Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis, Cambridge University Press; 2nd edition (2008)
- [2] T Belytschko, WK Liu, B Moran; Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures, Wiley; 1st edition (2000)
- [3] JE Marsden, TJR Hughes; Mathematical Foundations of Elasticity, Dover Publications (1994)
- [4] M Jirásek, ZP Bažant; Inelastic Analysis of Structures, Wiley (2001)

- [5] EA de Souza Neto, D Perić, DRJ Owen; Computational Methods for Plasticity: Theory and Applications, Wiley (2009)
- [6] B Patzák, OOFEM project home page, http://www.oofem.org, 2000

ZKOUŠENÍ ODOLNOSTI BETONU S PŘÍDAVKEM METAKAOLINU PROTI PŮSOBENÍ CHRL PŘI RŮZNÉ POVRCHOVÉ ÚPRAVĚ VZORKŮ

TESTING OF CONCRETE WITH ADDED METAKAOLIN AND WITH DIFFERENT SURFACE PREPARATION ON RESISTANCE AGAINST CHEMICAL DEFROSTING AGENT ATTACK

JANDEKOVÁ DAGMAR¹, MÁCA PETR², HLOBIL MICHAL³, KONVALINKA PETR⁴

Abstrakt: In this paper results of freeze-thaw and scaling resistance of concrete with metakaolin are presented. In the concrete mixtures 10% of cement by weight was replaced by metakaolin. Specimens with different sorts of metakaolin as well as specimens without metakaolin were prepared. Measurements were carried out in accordance with the Czech standard ČSN 73 1326. Specimens with different preparation of surface were tested on freeze-thaw and scaling resistance. Influence of surface preparation of specimens was evident.

Klíčová slova: beton, metakaolin, CHRL.

1. ÚVOD

Beton je po řadu desetiletí jedním z nejoblíbenějších stavebních materiálů. Jeho vlastnosti ho předurčují k mnohostrannému využití. S tím je spojena i snaha o neustálé vylepšování jak jeho mechanických a fyzikálně materiálových parametrů, tak estetické úrovně konstrukcí z něj vytvořených. Kromě využití vlastností cementu jako klíčové složky betonové směsi se otvírají

³ Bc. Hlobil Michal, Experimentální centrum, Fakulta stavební ČVUT v Praze. michal.hlobil@fsv.cvut.cz

¹ Ing. Jandeková Dagmar, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. dagmar.jandekova@fsv.cvut.cz

² Ing. Máca Petr, Experimentální centrum, Fakulta stavební ČVUT v Praze. petr.maca@fsv.cvut.cz

⁴ Prof., Ing. Konvalinka Petr, CSc., Experimentální centrum, Fakulta stavební ČVUT v Praze. petr.konvalinka@fsv.cvut.cz

dosud ne zcela prozkoumané možnosti využití nejrůznějších přísad a příměsí. Těmi lze zlepšit jednak vlastnosti čerstvé betonové směsi, např. zpracovatelnost, jednak vlastnosti hotových betonových konstrukčních prvků.

Jednou z příměsí přidávaných do betonu je metakaolin (MK). Je to materiál s pucolánovými vlastnostmi, který je vyráběn řízeným procesem kalcinace kaolinitických jílů. V literatuře lze nalézt celou řadu laboratorních experimentů prověřujících jeho účinky na vlastnosti betonu eventuelně na vlastnosti cementové pasty nebo malty.[1] Pokud vyjmenujeme alespoň některé ze sledovaných vlastností, jsou to pevnost v tlaku, pevnost v tahu za ohybu, modul pružnosti a odolnost vůči cyklům zmrazování a rozmrazování za současného působení chemických rozmrazovacích látek (CHRL). Výsledky experimentů zkoumajících účinek částečné náhrady cementu metakaolinem jsou, jak je ukázáno dále, velmi slibné. Pro použití metakaolinu hovoří i fakt, že jeho výroba je méně energeticky náročná než výroba cementu a její dopady na životní prostředí jsou tedy méně devastující. Proti naopak hovoří cena metakaolinu, která je ve srovnání s cementem vyšší. Stavební firmy tak nemají motivaci metakaolin do betonu přidávat, protože stejného efektu při nižší ceně dosáhnou přidáním většího množství cementu do betonové směsi.

2. EXPERIMENT

Cílem experimentu bylo ověření chování betonů s přídavkem metakaolinu při zatěžování cykly zmrazován-rozmrazování v kombinaci s působením CHRL. Tento způsob zatěžování neohrožuje přímo integritu a mechanické vlastnosti betonu, ale při opakovaném zmrznutí vody nebo rozmrazovacího roztoku na povrchu betonu dochází k postupnému narušování jeho povrchové vrstvy. Kromě toho, že je tento proces nežádoucí z estetického hlediska, může poškozeným povrchem pronikat voda do celého objemu tělesa a následkem toho jeho mechanické vlastnosti ovlivnit.[2]

Pro porovnání výsledků naměřených na vzorcích s MK byly testovány i vzorky z provzdušněného betonu bez obsahu MK. Při první sérii testů byl povrch vzorků zdrsněn kartáčem, poté bylo testování zopakováno na nezdrsněném povrchu.

2.1 POUŽITÉ BETONOVÉ SMĚSI

V *Tab. 1.* je přehled použitých betonových směsí. Ve směsích s MK bylo v prvním případě nahrazeno přibližně 10% cementu metakaolinem KM40 (výrobce Keramost) a v případě druhém metakaolinem Mefisto K05 (výrobce ČLUZ a.s.). Pro lepší zpracovatelnost byl přidán

59

superplastifikátor Stachement 2090. Vodní součinitel *w/b* byl určen jako poměr obsahu vody a pojiva, tj. poměr vody a celkového obsahu cementu s metakaolinem.

	PROVZDUŠNĚNÝ BETON- kontrolní	Beton s metakaolinem KM 40	Beton s metakaolinem MEFISTO K05
Složky			
CEM I 42,5 R Mokrá [kg/m ³]	440	400	400
Metakaolin [kg/m ³]	0	40	40
Písek $0 - 4 \text{ mm} [\text{kg/m}^3]$	795	795	795
Drt' 4 – 8 mm $[kg/m^3]$	315	315	315
Drť 8 – 16 mm [kg/m ³]	670	670	670
Superplastifikátor Stachement 2090 [kg/m ³]	4,18	5,5	4,4
Provzdušňovací přísada [kg/m ³]	2,42	0	0
Voda H ₂ O [kg/m ³]	177	177	177
Poměr <i>w/b</i> (vodní součinitel)	0,4	0,4	0,4
Obsah vzduchu [%]	5,8	1,7	1,6

Tab. 1. Složení použitých betonových směsí

2.2 PŘÍPRAVA VZORKŮ

Bylo připraveno celkem 12 testovacích vzorků, po čtyřech z každé směsi. Všechny použité směsi vyhovovaly požadavkům na třídu betonu C 50/60. Vzorky byly ve tvaru válců o průměru 150 mm a výšce 50 mm. Horní povrch čerstvého betonu byl zdrsněn kartáčem. Tento postup není v ČSN 73 1326 předepsán, ale podle mínění autorů takto upravený povrch lépe odpovídá úpravě betonů na vozovkách. Po 28 dnech byly po obvodu vzorků nalepeny gumové manžety, které byly pro lepší těsnost ještě zajištěny kovovými objímkami.

2.3 CYKLY ZMRAZOVÁNÍ A ROZMRAZOVÁNÍ PŘI PŮSOBENÍ CHRL

Měření byla prováděna v souladu s normou ČSN 73 1326/Z1, metodou C (Metoda automatického cyklování II)[3] s drobnými modifikacemi podle normy ASTM C 672M.[4] Na vzorky opatřené gumovými manžetami byla nejprve nalita čistá voda teploty 20±2°C. Po

24hodinách byla voda nahrazena 3% roztokem NaCl (kuchyňské soli) a to tak, aby hladina dosahovala výšky cca 3 mm.[3] Cykly zmrazování-rozmrazování byly prováděny automaticky v klimatické komoře Weiss WT3 600/40 v Experimentálním centru Fakulty stavební ČVUT. Jeden cyklus představoval zchlazení na dobu 3 hodin na -18°C a následně na 3 hodiny rozmrazení a udržování teploty na +5°C.[3] Vždy po 24 cyklech, tj. po šesti dnech, byly vzorky z komory vyjmuty, povrchový odpad splaven, vysušen a zvážen. Na povrch vzorků byla na 24 hodin opět nalita čistá voda a byly na 24 hodin ponechány v normálním laboratorním prostředí. Pak byl celý proces zopakován.

Vzhledem k tomu, že množství odpadu naměřené na vzorcích se zdrsněným povrchem dosahovalo ve srovnání s jinými dostupnými výsledky výrazně jiných hodnot, byly po 96 cyklech vzorky otočeny a stejnému testování podrobeny jejich původně spodní, hladké povrchy. Předchozí experimenty byly totiž provedeny na betonech s více či méně odlišným složením a většinou i jiným vodním součinitelem, zopakování měření na otočených vzorcích tedy bylo jedinou možností, jak ověřit čistě vliv povrchového zdrsnění betonu. Na *Obr. 1* jsou zachyceny vzorky opatřené gumovými manžetami. Ty byly vždy před nalitím tekutiny na zkoušený povrch ještě rozepřeny kovovými pásky, aby bylo zajištěno rozlití kapaliny až do krajů. Nalevo je vzorek s hladkým povrchem před započetím cyklování, napravo vzorek po 96 cyklech.



Obr. 1. Vzorky s hladkým povrchem před cyklováním a po 96 cyklech

3. VÝSLEDKY

Povrchový odpad se podle ČSN 73 1326/Z1 určí přepočtem na $1m^2$ povrchu zkušebního tělesa, a to s přesností na desítky g/m². Hodnoty vynesené v grafu na *Obr. 2* jsou průměrnými hodnotami kumulativních odpadů vždy ze čtyř měření.



Obr. 2. Množství povrchového odpadu na 1 m²povrchu vzorků v závislosti na počtu cyklů zmrazování-rozmrazování

Z uvedeného grafu je patrný vliv povrchové úpravy vzorků na výsledky měření. Rovněž je z něj zřejmé, že testovaný provzdušněný beton bez MK svojí odolností vůči CHRL beton s MK předčí. Pro větší názornost jsou v *Obr. 3* pro všechny tři použité směsi porovnány hodnoty odpadů po 96 cyklech zmrazování-rozmrazování.



Obr. 3. Porovnání množství povrchového odpadu v přepočtu na 1 m² po 96 cyklech

4. ZÁVĚR

Z výsledků zkoušek vyplývá, že počáteční úprava povrchu vzorků významným způsobem ovlivňuje naměřené hodnoty povrchového odpadu. U provzdušněného betonu a betonu s MK Mefisto K05 jsou odpady u zdrsněných povrchů více než čtyřnásobné, u betonu s KM 40 téměř trojnásobné oproti povrchům nezdrsněným. ČSN 73 1326/Z1 připouští provádění zkoušek odolnosti proti CHRL buď na speciálně vyrobených zkušebních tělesech, nebo na tělesech odebraných z konstrukce. U prvně jmenovaných má být podle článku 9, změny Z1 povrch zarovnán pilovitým pohybem ocelového pravítka[3], ale nezdrsněn. Povrch těles odebraných vývrtem z konstrukce tedy může být velmi odlišný, což může vést, jak bylo prokázáno, ke zcela jiným výsledkům.

U zdrsněných vzorků byl povrch zarovnaný podle normy následně přejet navlhčeným kartáčem, což mělo simulovat povrch běžný u vozovkových betonů. Stojí za zvážení, zda by bylo vhodné porovnat tento způsob ošetření s jinými způsoby zdrsnění. Je totiž pravděpodobné, že voda zachycená v kartáči zvýšila lokálně vodní součinitel povrchu vzorků, a že tento fakt ovlivnil odlupování materiálu při následném testování.

Zkoušky navíc prokázaly, že provzdušněný beton bez MK, ale s vyšším podílem cementu, má lepší odolnost proti CHRL než betony s MK, a to pro oba typy zkoumaných povrchů a pro oba druhy MK. Nicméně i betony s MK vykazovaly, obzvláště u hladkých povrchů, dobré výsledky.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS10/136/OHK1/2T/11.

LITERATURA

- [1] SABIR, B. B., WILD, S., BAI, J. Metakaolin and calcinated clays as pozzolans for concrete: a review. *Cement & Concrete Composites*. Vol. 23, No. 6, pp. 441-454.
- [2] VALENZA JOHN. J. II., SCHERER GEORGE W. A review of salt scaling: I. Phenomenology. *Cement and Concrete Research*. 2007, Vol. 37, pp. 1007-1021.
- [3] ČSN 73 1326 Stanovení odolnosti povrchu cementového betonu proti působení vody a chemických rozmrazovacích látek.
- [4] **ASTM C 672M** Standard Test Method for Scaling Resistance of Concrete Surfaces Exposed to Deicing Chemicals

IMPLEMENTACE PRVKU P2P1 DO PROGRAMOVÉHO PROSTŘEDÍ OOFEM

IMPLEMENTATION P2P1 ELEMENT INTO OOFEM CODE

FILIP KOLAŘÍK¹, BOŘEK PATZÁK²

Abstract: The modeling of fresh concrete flow can significantly contribute to designing and optimization of casting procedure. When concrete is considered as incompressible homogenous fluid, flow is governed by Navier-Stokes equations. In this case finite element method is very useful. In this paper, comparison of triangular elements quadratic in velocity, linear in pressure and linear in both velocity and pressure is done. Advantiges and drawbacks are discussed.

Keywords: Finite elements, stabilization, concrete, incompressible flow, lid-driven test.

1. ÚVOD

Samozhutnitelný beton (SCC) zaujímá v současné době v betonovém stavitelství stále větší význam. Nezastupitelnou úlohu hraje zejména u silně vyztužených konstrukcí, kde dokáže vyplnit veškeré otvory a tvary konstrukce, navíc bez nutnosti vibrovaní. Pro maximální využití SCC, je nutné umět předpovídat způsob jejich proudění. To umožní optimalizaci návrhu směsi a způsobu ukládání.

Existuje několik způsobů, jak přistupovat k modelování proudění čerstvého betonu. Lze je rozdělit do tří hlavních skupin, přičemž volba metody závisí na typu modelovaného problému a požadovaných výsledcích. Proudění čerstvého betonu lze modelovat jako homogenní (obvykle nestlačitelnou) tekutinu, proudění diskrétních částic, nebo jako diskrétní částice v suspenzi. V tomto příspěvku je použit předpoklad homogenní nestlačitelné tekutiny. Předpoklad homogenity je oprávněný pouze v rozsahu měřítka, kde se průměr zkoumané veličiny přes daný objem výrazně nemění. V opačném případě vůbec není možné předpoklad

¹ Ing. Kolařík Filip, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>filip.kolarik@fsv.cvut.cz</u>

² Doc. Dr. Ing. Patzák Bořek, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>borek.patzak@fsv.cvut.cz</u>

homogenní tekutiny použít a je nutné se uchýlit k modelování betonu jako systému diskrétních částic. K tomu však mohou vést i jiné důvody, kdy z logiky věci předpoklad homogenní tekutiny nepřipadá v úvahu, například pokud je předmětem zkoumání míra závislosti mezi reologickými parametry a složením betonové směsi, případně chceme-li zkoumat segregaci kameniva. Pro bližší reference, viz [1, 7].

Předpoklad homogenní tekutiny pracuje na makro úrovni a k popisu proudění lze využít metod mechaniky kontinua a pro řešení metody konečných prvků (MKP). Při formulaci základních rovnic lze vycházet buď z Eulerova, nebo z Lagrangeova (případně z jejich kombinace) přístupu k popisu proudění. V případě Eulerova přístupu ztotožňujeme systém souřadnic (nejčastěji) s počátkem, ze kterého sledujeme pohyb částic. Při Lagrangeově přístupu je soustava souřadnic spojena s danou částicí. Zde je použit Eulerův přístup. Jeho hlavní výhodou je možnost popisu velkých deformací bez ztráty přesnosti, jelikož výpočetní síť MKP (spojena se soustavou souřadnic) se během výpočtu nemění (na rozdíl od Lagrangeovy formulace, kde je nutné v průběhu výpočtu síť obnovovat s měnící se oblastí, se kterou je síť spojena). Hmota tedy není svázána s prostorem a proudí "skrz" síť. Důsledkem (a také nevýhodou) je přítomnost konvektivních členů v rovnicích popisujících pohyb částic, což způsobuje potíže při numerickém řešení a je nutné používat různé stabilizace, viz [2, 3, 4].

2. FORMULACE ŘÍDÍCÍCH ROVNIC

Řídící rovnicí (rovnicí rovnováhy) pohybu spojitého kontinua je Navier-Stokesova rovnice (1), kde dále je předpokládáno, že je tekutina nestlačitelná (2).

$$\rho \frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial t} + \rho \boldsymbol{u} \cdot \nabla \boldsymbol{u} - \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = 0 \quad , \quad (\boldsymbol{x}, t) \in \Omega_t$$
⁽¹⁾

$$\nabla \cdot \boldsymbol{u} = 0 \quad , \quad (\boldsymbol{x}, t) \in \boldsymbol{\Omega}_t \quad , \tag{2}$$

kde \boldsymbol{u} je vektor rychlosti, ρ je hustota, $\boldsymbol{\sigma}$ napětí a (\boldsymbol{x} , t) bod v časoprostorové oblasti Ω_t . Pokud se daná oblast v čase nemění, pak je $\Omega t = \Omega x$ (0, T). Okrajové podmínky jsou dány rovnicemi (3) a (4).

$$\boldsymbol{u} = \boldsymbol{g} , \boldsymbol{x} \in \Gamma_{\boldsymbol{g}}$$
(3)

$$\boldsymbol{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{h} , \, \boldsymbol{x} \in \Gamma_h \,, \tag{4}$$

kde *g*, *h* jsou dané funkce.

Slabá formulace problému (1-4) se provede standardním způsobem zadefinováním vhodných prostorů (zobecněných řešení a testovacích funkcí) funkcí, viz např. [].

V metodě konečných prvků se řešení (1-4) hledá v konečně-dimenzionálních podprostorech S_u^h a S_p^h , resp. V_u^h , V_p^h , viz [2, 3, 4] (hledá se tedy aproximace). Standardní Galerkinova diskretizace pak zní: najít $u^h \in S_u^h$ a $p^h \in S_p^h$ tak, že $\forall w^h \in V_u^h$ a $\forall q^h \in V_p^h$ platí:

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{w}^{h} \cdot \boldsymbol{\rho} \left(\frac{\partial \boldsymbol{u}^{h}}{\partial t} + \boldsymbol{u}^{h} \cdot \nabla \boldsymbol{u}^{h} \right) d\Omega + \int_{\Omega} \boldsymbol{\varepsilon} \left(\boldsymbol{w}^{h} \right) : \boldsymbol{\sigma} \left(\boldsymbol{p}^{h}, \boldsymbol{u}^{h} \right) d\Omega$$

$$- \int_{\Gamma} \boldsymbol{w}^{h} \cdot \boldsymbol{h} \, d\Gamma + \int_{\Omega} q^{h} \cdot \left(\nabla \cdot \boldsymbol{u}^{h} \right) d\Omega = 0$$
(5)

Standardní Galerkinova metoda je však nevhodná pro tzv. konvektivně dominantní problémy proudění. V případě Navier-Stokesovy rovnice je konvektivní člen dominantní při vysokých rychlostech proudění (neboli při vysokém Reynoldsově čísle). Při použití čisté Galerkinovy metody vznikají nefyzikální oscilace, které znehodnocují řešení, případně vůbec není dosaženo konvergence. Je proto třeba použít stabilizační techniky, které vzniku oscilací zabrání. V této práci je použita metoda SUPG (Streamline Upwind/Petrov-Galerkin) a LSIC (Least squares on incompressibility constraint), existují však i jiné metody, viz např. [2].

Druhým problémem při numerickém řešení problému (5) MKP je podmínka nestlačitelnosti (2). Díky ní není možné tlak vypočítat z žádného konstitutivního vztahu a je třeba ho zahrnout jako další neznámou. Přítomnost tlaku v rovnici rovnováhy (1) představuje další stupeň volnosti, a je nutno ho určit tak, aby byla podmínka nestlačitelnosti splněna. Tlak vystupuje v podstatě jako Lagrangeův multiplikátor na podmínce nestlačitelnosti a jde tedy o sdruženou úlohu. Variační formulace vykazuje problém "sedlového bodu" a algebraická soustava rovnic po diskretizaci tedy obsahuje nulovou submatici na diagonále, viz [2]. Prostory funkcí pro rychlosti a tlaky proto nelze volit nezávisle, pokud má být zaručena konvergence. Nutnou podmínkou je, aby dimenze prostoru rychlostí byla větší, nebo rovna, dimenzi prostoru pro tlak. Postačující podmínkou je tzv. LBB podmínka kompatibility. Tuto podmínku lze obejít použitím dalších stabilizačních technik, např. PSPG (Pressure Stabilizing/Petrov-Galerkin), viz [2, 3].

3. NUMERICKÉ ŘEŠENÍ

V tomto příspěvku jsou porovnány dva trojúhelníkové prvky; tří-uzlový prvek s lineární aproximací rychlosti i tlaku (P1P1) a šesti-uzlový prvek s kvadratickou aproximací rychlosti a

lineární aproximací tlaku (P2P1). Lineární prvek P1P1 nesplňuje LBB podmínku kompatibility a je třeba použít stabilizační techniky všech typů, které byly uvedeny výše, tzn. SUPG, LSIC a PSPG. V případě kvadratického prvku P2P1 stačí použít pouze stabilizace týkající se konvektivních jevů, tedy SUPG, případně LSIC (při vysokých rychlostech). Stabilizovaná formulace MKP se všemi typy stabilizací (potřebná pro P1P1) má tvar:

$$\int_{\Omega} \rho \boldsymbol{w}^{h} \cdot \frac{\partial \boldsymbol{u}^{h}}{\partial t} d\Omega + \int_{\Omega} \rho \boldsymbol{w}^{h} \cdot (\boldsymbol{u}^{h} \cdot \nabla \boldsymbol{u}^{h}) d\Omega + \int_{\Omega} \nabla \boldsymbol{w}^{h} : \boldsymbol{\tau}(\boldsymbol{u}^{h}) d\Omega - \int_{\Omega} \boldsymbol{w}^{h} \cdot \nabla p^{h} d\Omega$$
$$- \int_{\Omega} \boldsymbol{w}^{h} \cdot \boldsymbol{b} \, d\Omega - \int_{\Gamma} \boldsymbol{w}^{h} \cdot \boldsymbol{h} \, d\Gamma + \int_{\Omega} q^{h} \cdot (\nabla \cdot \boldsymbol{u}^{h}) \, d\Omega$$
$$+ \sum_{el} \left[\int_{\Omega_{e}} \boldsymbol{\tau}_{SUPG} \left(\boldsymbol{u}^{h} \cdot \nabla \boldsymbol{w}^{h} \right) \left(\rho \frac{\partial \boldsymbol{u}^{h}}{\partial t} + \rho \boldsymbol{u}^{h} \cdot \nabla \boldsymbol{u}^{h} - \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}(\boldsymbol{u}^{h}) + \nabla p^{h} - \boldsymbol{b} \right) d\Omega_{e} \right]$$
(6)
$$+ \sum_{el} \left[\int_{\Omega_{e}} \boldsymbol{\tau}_{PSPG} \cdot \frac{1}{\rho} \nabla q^{h} \left(\rho \frac{\partial \boldsymbol{u}^{h}}{\partial t} + \rho \boldsymbol{u}^{h} \cdot \nabla \boldsymbol{u}^{h} - \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}(\boldsymbol{u}^{h}) + \nabla p^{h} - \boldsymbol{b} \right) d\Omega_{e} \right]$$
$$+ \sum_{el} \left[\int_{\Omega_{e}} \boldsymbol{\tau}_{LSIC} \nabla \cdot \boldsymbol{w}^{h} \rho \nabla \cdot \boldsymbol{u}^{h} \, d\Omega_{e} \right] = 0$$

U kvadratického prvku členy související s τ_{PSPG} nejsou třeba, neboť prvek P2P1 splňuje podmínku LBB. Koeficienty τ_{SUPG} , τ_{PSPG} , τ_{LSIC} se vypočtou pomocí norem jednotlivých členů (6), jak je popsáno v [3]. U lineárního prvku je použita jiná definice těchto koeficientů, a sice tzv. UGN, která je založena na charakteristické velikosti prvku ve směru konvektivní rychlosti, viz [4]. Na rozdíl od P2P1 u P1P1 díky lineární aproximaci vypadnou též členy obsahující $\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}$. Vzniklá soustava nelineárních diferenciálních (v čase) rovnic po prostorové diskretizaci pro uzlové hodnoty rychlostí a tlaku má pak tvar:

$$(M + M_{\delta})a + (N(u) + N_{\delta}(u)) + (K + K_{\delta})u + K_{\mu}u + (G + G_{\delta})p = F + F_{\delta}$$

$$G^{T}u + M_{\varepsilon}a + N_{\varepsilon}(u) + K_{\varepsilon}u + G_{\varepsilon}p = E + E_{\varepsilon}$$
(7)

Členy *M*, *N*(*u*), *K*, *G*, *F*, *E* plynoucí ze standardní Galerkinovy diskretizace, odpovídají po řadě členům časově závislému, konvektivnímu, difůzivnímu, členu souvisejícímu s tlakem a okrajovým podmnkám. M_{δ} , $N_{\delta}(u)$, K_{δ} , G_{δ} , F_{δ} tvoří příspěvky SUPG stabilizace, člen K_{μ} je příspěvek LSIC stabilizace a členy M_{ϵ} , $N_{\epsilon}(u)$, K_{ϵ} , G_{ϵ} , E_{ϵ} příspěvky PSPG stabilizace (ta je přítomna pouze při použití P1P1 prvku). Algoritmus řešení (7) je popsán v [4, 5].

4. POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ, DISKUZE

Porovnání obou prvků (P1P1, P2P1) bylo provedeno na úloze "Lid-driven cavity problem". Geometrie úlohy je patrná z Obr 1. Výpočet byl proveden na několika sítích, pro prvek P1P1 se 137, 501, 1334 a 2534 uzly, pro prvek P2P1 se 505 a 1921 uzly. Výsledky byly porovnány s výpočtem publikovaným v [6] na síti 1024x1024 uzlů. Z Obr. 2. je patrné, že pro zjemňující se síť MKP je s prvky P1P1 možno dosáhnout dobré shody, ovšem za cenu vysokého počtu neznámých. Naproti tomu prvky P2P1 již při 505 uzlech vykazují velmi dobrou shodu. Díky mnohem menšímu počtu řešených rovnic a také menšímu počtu sestavovaných matic na každém prvku sítě, je výpočet při použití prvku P2P1 méně časově náročný.







Obr. 2. Rozložení vodorovné složky rychlosti po výšce

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS 10 800 200.

LITERATURA

- ROUSSEL, N., et al. *Computational modeling of concrete flow: General overview*. Cement and Concrete Research, 2007, (37), 1298-1307.
- [2] DONEA, J.; HUERTA, A. *Finite Element Methods for Flow Problems*. 1st ed. The Atrium Southern Gate, Chichester, West Sussex, PO 19, 8SQ, England : John Wiley & Sons Ltd., 2003. 362 p. ISBN 0471496669.
- [3] TEZDUYAR, T.; OSAWA, Y.: Finite Element Stabilization parameters computed from element matrices and vectors. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Volume 190, Issues 3-4, 27 October 2000, Pages 411-430.
- [4] TEZDUYAR, T : Stabilized Finite Element Formulations for Incompressible Flow Computations, Advances in Applied Mechanics, Volume 28, 1991, Pages 1-44
- [5] PATZÁK, B.; BITTNAR, Z. *Modeling of fresh concrete flow*. Computers and Structures, 2009, 87 (15), 962-969.
- [6] MARCHI, C.; SUERO, R; ARAKI, L;: *The lid-driven square cavity flow: numerice slolution with a 1024x1024 grid*, J.Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng. vol.31 no.3 Rio de Janeiro July/Sept. 2009
- [7] KOLAŘÍK, F: *Studie rozlévání čerstvé betonové směsi*, Diplomová práce, Fakulta stavební ČVUT v Praze. 2009, 72s.

ANALÝZA MIKROMECHANICKÝCH VLASTNOSTÍ PORÉZNÍHO MATERIÁLU

ANALYSIS OF MICROMECHANICAL PROPERTIES OF POROUS MATERIAL

VLASTIMIL KRÁLÍK¹, JIŘÍ NĚMEČEK²

Abstract: This paper deals with the study of microstructure and micromechanical properties of porous aluminium-based material. It gives a brief description of aluminium foams including their production, physical properties and application for engineering practice. Influence of the microstructure and porosity of aluminium foam is still not well-known. By means of experimental technique, the nanoindentation, average mechanical behavior is measured in the scale below 1 micron . Particularly, distribution of elastic modulus E and hardness was monitored in five different locations on the pore walls.

Keywords: Porous system, Structural material, Metal foam, Micromechanical properties, Nanoindentation, Elastic properties.

1. ÚVOD

Kovové pěny jsou inovativním konstrukčním materiálem, který je významný pro technické použití zejména svými výjimečnými mechanickými a fyzikálními vlastnostmi. Pojem kovové pěny v sobě ukrývá širokou škálu materiálů založených na různých kovech, slitinách a morfologických vlastnostech. Je to jeden z druhů tzv. "buněčných materiálů", které můžeme nalézt i v přírodě např. kosti nebo korály: Tyto materiály se díky své buněčné struktuře (viz. obr. 1) vyznačují poměrně dobrými mechanickými vlastnostmi, např. vysokou tuhostí. Analogií k tomuto druhu materiálu mohou být z mikromechanického hlediska ostatní stavební hmoty, které tvoří většinou otevřený pórový systém, jako např. cementová pasta, i když měřítko pórů je zde jiné. Jako materiál pro výrobu kovových pěn nachází největší

¹ Ing. Králík Vlastimil, Katedra mechaniky, Fsv, ČVUT v Praze. vlastimil.kralik@fsv.cvut.cz

² doc. Ing. Němeček Jiří, Ph.D., Katedra mechaniky, Fsv, ČVUT v Praze. jiri.nemecek@fsv.cvut.cz
uplatnění hliník a jeho slitiny. Jeho největšími přednostmi v porovnání s ostatními kovy jsou poměrně nízká hustota (2700 kg/m³), nízká teplota tání (cca 660 °C), výhodná je i jeho nehořlavost, recyklovatelnost a vynikající korozní odolnost. Jako pěnový materiál vykazuje i poměrně vysokou tuhost a houževnatost, dobrou schopnost absorpce nárazové energie a tlumicí schopnosti.



Obr. 1. Typická struktura kovové pěny [3]

Výrobky z hliníkové pěny lze použít např. při výrobě lehkých a tuhých konstrukcí dopravních prostředků (robotů, dopravníků, automatizačních a manipulačních zařízení), deformačních zón vozidel, výtahových a dopravníkových zařízení, strojních dílů tlumících hluk a vibrace a zvukoizolačních panelů do prostředí s vysokou vlhkostí, teplotou a prašností nebo prostředí trpící velkými vibracemi a hlukem atd. [3]. V neposlední řadě mohou sloužit i k výrobě ochraných pomůcek jako jsou motocyklové a cyklistické helmy. Výrobky z hliníkových pěn také dovolují využívat dosud málo známé principy, které při zavedení do výroby umožňují vhodněji rozmístit materiál v celém objemu součástky.

V důsledku toho, že tento tzv. "pěnový systém" představuje nelineární stochastické rozložení materiálu v prostoru, není možné při konstruování dílů z hliníkových pěnových materiálů tak snadno definovat jejich chování při různém namáhání. Hliníková pěna je složitý systém, který v současnosti není zcela popsán a je potřeba se jím hlouběji zabývat, abychom chování tohoto materiálu lépe pochopili a dokázali v daleko širším měřítku využít.

Proces výroby hliníkových pěn je založen na tvorbě bublin v tekutém kovu s tím, že tavenina musí být připravena takovým způsobem, aby tvořící se pěnová struktura byla během celého procesu stabilní. V současné době se průmyslově používají hlavně přímé metody výroby hliníkové pěny – vstřikování plynu do taveniny nebo přidávání pěnivého činidla do taveniny. Vedle toho existují ještě metody nepřímé výroby pomocí kovových prekursorů.

Základem pro materiály vyráběných přímými metodami je některá z řady typizovaných hliníkových slitin. Pro kvalitu výsledného výrobku je důležité zajistit rovnoměrné rozdělení bublin. Bubliny jsou vztlakovou silou (díky malé viskozitě taveniny) tlačené k povrchu, proto

se do taveniny pro zvýšení viskozity přidává v průběhu výroby množství stabilizujících látek např. oxidy hořčíku nebo karbidy křemíku, příp. další látky.

Tvorbu bublin zajišťují v metodě přímého vstřikování speciální rotující pumpy nebo vibrující rozstřikovací hlavice. Vstřikovaným plynem bývá obvykle vzduch, dusík nebo argon. V další přímé metodě výroby je vstřikování plynu nahrazeno přidáním pěnidla do taveniny [4]. Pěnidlo se vlivem vysoké teploty rozpadá a uvolňuje plyn, kterým je zajištěna tvorba pěnové struktury. Pro zajištění stability pěnové struktury je zvýšena viskozita taveniny opět karbidy křemíku nebo prvky s vysokou slučitelností s kyslíkem (např. vápník a mangan) pro tvorbu oxidů (např. CaO nebo MgO) na povrchu a uvnitř taveniny. Při použití karbidů křemíku je technologicky obtížné zajistit konstantní poměr karbidů křemíku jako pevné fáze v tavenině, proto je jednodušší jako zahušťovadla použít oxidy, jež mohou být do taveniny poměrně jednoduše přidány např. vháněním ve vzduchu. Během promíchávání je do taveniny jako pěnidlo přidán hydrid titanu, jehož rozpadem vlivem vysoké teploty okolo 680 °C vzniká plynný vodík. Porozita těchto materiálů se pohybuje v rozmezí 60-93 % objemu. Zástupce této skupiny je i námi testovaná hliníková pěna.

2. MATERIÁL A EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY

2.1. MATERIÁL A PŘÍPRAVA VZORKU

Testovaným materiálem byla komerčně vyráběná hliníková pěna známá pod obchodním názvem *Alporas* japonské společnosti Shinko Wire Co., Ltd. Porosita našeho vzorku se pohybuje okolo 90% objemu. Vzorky byly připraveny podle předem otestovaného technologického postupu pro nanoindentaci. Hliníková pěna *Alporas* byla ve formě kvádru o rozměrech 14 x 14 x 43 mm zalita do epoxidové pryskyřice od firmy Struers. Ze vzniklého válcového odlitku o průměru 29 mm byly nařezány jemnou diamantovou pilou 3 vzorky o tloušťce cca 5 mm. Povrch vzorků byl vybroušen brusnými SiC papíry na požadovanou drsnost. Snahou úvodního experimentu bylo analyzovat pomocí metody nanoindentace mikromechanické vlastnosti tohoto materiálu při statickém zatěžování.

2.2. NANOINDENTACE – TEORETICKÁ ČÁST

Experiment byl proveden na nanoindentoru firmy Hysitron, inc. Nanoindentace je experimentální technika používaná pro měření mikromechanických vlastností materiálů [1,2]. Metodou nanoindentace je možné získat množství elastických vlastností materiálu jako např. Youngův modul pružnosti a tvrdost materiálu a dále plastické a viskozní parametry

v mikroměřítku. Princip nanoindentace spočívá ve vtlačování velmi malého diamantového hrotu do materiálu, přičemž jsou měřeny dva základní parametry: zatěžovací síla a deformace materiálu. Použitá síla se pohybuje v měřítku mili až mikronewtonů a běžně dosahovaná hloubka při těchto silách v nanometrech. Výstupem je pak závislost kontaktní hloubky vpichu resp. deformace materiálu na zatěžovací síle. Z experimentálních dat jsou při statické analýze obvykle odvozeny 2 elastické parametry: redukovaný modul pružnosti a tvrdost. Tvrdost je definována jako podíl maximální síly a kontaktní plochy při této síle:

$$H = \frac{P_{\max}}{A(h_c)},\tag{1}$$

kde H je tvrdost, P_{max} je maximální síla, A je kontaktní plocha při P_{max} a h_c je kontaktní hloubka.

Redukovaný modul pružnosti stejně jako kontaktní hloubka je stanoven podle metodologie Oliver-Pharr [1]. Kontaktní hloubku stanovíme ze vztahu:

$$h_c = h_{\max} - 0.75 \frac{P_{\max}}{\frac{dP}{dh}},$$
(2)

kde h_c je kontaktní hloubka, h_{max} je maximální hloubka vpichu, P_{max} je maximální síla a 0,75 je konstanta odvozená pro námi použitý hrot Berkovich [1]. Redukovaný modul je dán rovnicí:

$$E_{r} = \frac{dP}{dh} \frac{1}{2*1.034} \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{A}},$$
(3)

kde E_r je redukovaný modul pružnosti, A je kontaktní plocha při max. síle a 1,034 je konstanta odvozená pro námi použitý hrot Berkovich [1]. Pro přepočet redukovaného modulu na Youngův modul pružnosti lze použít vztahu pro pružný kontakt:

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1-\nu^2)}{E} - \frac{(1-\nu_i^2)}{E_i},$$
(4)

kde E_r je redukovaný modul změřený v experimentu, E a v jsou modul pružnosti a poissonovo číslo měřeného materiálu, E_i a v_i jsou modul pružnosti a poissonovo číslo měřícího zařízení. Vzhledem k velkému rozdílu tuhostí materiálu a měřícího zařízení lze poslední člen v rovnici (4) zanedbat. Nanoindentace nám tedy poskytuje soubor lokálně homogenních dat (v nanoměřítku). Má široké použití pro měření kovů, skla nebo keramiky. Tuto xperimentální metodu lze použít i pro měření heterogenních a porézních materiálů a odhalit tak mikromechanické vlastnosti jednotlivých fází a přechodových oblastí, které se v materiálu objevují. Použitím teorie homogenizace lze pro daný materiál sestavit jeho matematický model a promítnout vlastnosti z mikroúrovně až na makroúroveň. To usnadní např. jeho další optimalizaci (např. složení, morfologii, apod.) pro daný účel.

2.3. EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ

Správnost výsledků měření je silně závislá na drsnosti povrchu a rovnoběžnosti ploch vzorku. Pokud chceme použít teorii podle Oliver-Pharr [1], která zde byla stručně popsána, je příprava kvalitního povrchu vzorku nezbytná. Podle našich zkušeností by střední aritmetická odchylka drsnosti povrchu $R_a = \frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{N} |h_{ij} - \vec{h}|$, kde *M* a *N* je počet měřených bodů ve dvou kolmých vzdálenostech na skenu povrchu, h_{ij} je změřená výška v daném bodě (*i=1..N; j=1..M*) a \vec{h} je průměr ze všech výšek (viz DIN EN ISO 4287), neměla přesáhnout 50 nm. Drsnost vzorků se měřila na stejném přístroji metodou in-situ imaging, kdy se pomocí diamantového hrotu fyzicky mapuje povrch vzorku při držení konstantní síly mezi hrotem a povrchem vzorku. Z testovaných vzorků na drsnost a rovnoběžnost vyhověl pouze jeden se střední aritmetickou hodnotou drsnosti $R_a = 23,6$ nm. Na tomto vzorku bylo vybráno 5 pozic a na každé pozici byla provedena matice 10x10 vpichů. Celkem tedy máme soubor 500 vpichů, který je již statisticky hodnotný. Na obr. 2a je vidět matice 3x3 vpichů na jedné z pozic, získaná metodou in-sti imaging. Vpichy jsou od sebe vzdáleny 10 µm, aby se výsledky jednotlivých vpichů neovlivňovali



Obr. 2a. Část matice vpichů 3x3 (*vzdálenost jednotlivých vpichů je 10 μm*).



Obr. 2b. Typická indentační křivka

Zatěžovací funkce je lichoběžníková a pro každý vpich se skládá ze 3 segmentů: zatížení, držení konstantní síly a odlehčení. Zatěžovací a odlehčovací část této lichoběžníkové funkce trvala 5 s a držení síly trvalo 10 s. Maximum aplikované síly bylo 1500 µN, které odpovídala průměrná max. hloubka vpichu 226 nm.

3. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Výsledkem statického zatěžování je soubor indentačních křivek. Indentační křivka udává deformační odezvu materiálu viz. obr. 2b, je to záviskost kontaktní hloubky vpichu na zatěžující síle. Ze získaných indentačních křivek bylo patrné, že některé indenty jsou umístěny do oblasti nerovností, např. rýhy, a tím vyhodnocení těchto indentů není přesné. Křivky z těchto oblastí byly z analýzi vypuštěny. Na základě popsané teorie Oliver-Pharr [1] jsme pak z indentačních křivek získali kontaktní hloubky, redukované moduly pružnosti, hodnoty tvrdosti a Youngovy moduly pružnosti při odhadnutém poissonově čísle vzorku 0,35. Průměrné hodnoty vybraných parametrů jsou spolu se směrodatnými odchylkami uvedeny v tabulce 1 pro jednotlivé pozice.

Síla	Pozice	Redukovaný modul <i>E_r</i>	sm. odch	Youngův modul <i>E</i>	Tvrdost	sm. odch
[µN]	č.	[GPa]		[GPa]	[GPa]	
1500	1	49,5	9,9	43,4	0,929	0,524
	2	46,4	5,1	40,7	0,737	0,137
	3	47,0	7,2	41,2	0,734	0,099
	4	58,4	10,5	51,2	1,090	0,453
	5	53,4	8,4	46,9	0,941	0,240

Tab. 1. Průměrné hodnoty měřených parametrů

Naměřené průměrné hodnoty Youngova modulu pružnosti se pohybují mezi 40 a 51 GPa. Tyto hodnoty jsou blízko známému Youngovu modulu pružnosti hliníku (66 GPa). Představu o celém spektru Youngových modulů pružnosti, které byli změřeny nám ukazuje histogram na obr. 3., do kterého jsou zahrnuty jednotlivé hodnoty ze všech pozic. Z tohoto histogramu je vidět, že spektrum Youngova modulu pružnosti je poměrně značné s výraznou špičkou v oblasti okolo 38 GPa. Tato hodnota se dá považovat za dominantní charakteristiku pevné fáze. Velký rozptyl Youngových modulů pak přičítáme složení materiálu. Důvodem nižších modulů pružnosti než bychom u hliníkové pěny očekávali může být přidávání zahušťovadel v průběhu výroby. Dalším důvodem může být vliv velké porosity materiálu, kdy pod vpichem není spojitá struktura a to způsobuje větší poddajnost hliníkové pěny. Vyšší redukované moduly jsou naopak v místech, kde se nachází tvrdší fáze materiálu, např. zbytek po rozpadu pěnidla. Problémem zůstává, že zatím nelze kvalitně popsat celou strukturu pod vpichem z hlediska její porosity. Naopak detailní popis složení hliníkové pěny nám může poskytnout např. prvková analýza na elektronovém mikroskopu.



Obr. 3. Histogram výskytu Youngových modulů pružnosti.

4. ZÁVĚR

Výsledky úvodního měření nám podávají stručný přehled o chování materiálu při statickém zatěžování na mikroúrovni. Z naměřených dat jsme získali přehled o Youngových modulech pružnosti, jejichž průměrné hodnoty se pro různá místa pohybují v rozsahu od 40 do 51 GPa. Pravděpodobnostní rozložení Youngových modulů nám ukázalo celé spektrum vyskytujících se Youngových modulů s výraznou špičku okolo 38 GPa. Tato hodnota se dá považovat za dominantní charakteristiku pevné fáze. Velké spektrum Youngových modulů pružnosti je dáno pravděpodobně složením hliníkové pěny, která obsahuje kromě čistého Al i řadu příměsí a také její porositou, která se pravděpodobně vyskytuje na podmikronové úrovni.

V budoucnu bychom se chtěli věnovat detailnímu zkoumání mikrostruktury pěny a provést měření s různými parametry např. závislost modulů pružnosti na aplikované síle k dosažení přesnějších výsledků pro statickou analýzu a dále také získání odezvy materiálu při cyklickém zatěžování a creepu. Naměřená data nám spolu s makroskopickými zkouškami pomohou při tvorbě matematického modelu hliníkové pěny.

PODĚKOVÁNÍ

Tato práce byla podpořena grantem Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS10/135/OHK1/2T/11.

LITERATURA

- [1] Fischer-Cripps A.C., Nanoindentation, (Springer Verlag, 2002). ISBN 0-387-95394-9.
- [2] Němeček, J., Nanoindentation of Heterogenous Structural Materials, Habilitační práce, CTU Reports 1/2010, vol. 14 ČVUT v Praze, 99 s.
- [3] Prof. Ing. Iva Nová, CSc., Ing. Jiří Machuta, Výrobky z hliníkové pěny, MM Průmyslové
 Spektrum, Vol. 12, 2007. [online], Dostupný z WWW:
 ">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>">http://www.mmspektrum.com/clanek/vyrobky-z-hlinikove-peny>"
- [4] Miyoshi T., Itoh M., Akiyama S., Kitahara A., *Aluminium foam, "ALPORAS": The production process, properties and application,* Mat. Res. Soc. Symp. Proc., Vol. 521, 1998, Materials Research Society

ROZPOZNÁVÁNÍ HRANICE METODOU ALPHA SHAPE ON A BOUNDARY RECOGNITION VIA ALPHA SHAPE

KRYBUS DAVID¹, PATZÁK BOŘEK²

Abstrakt: Použití Lagrangeovské formulace řídících rovnic představuje moderní přístup v modelování proudění a interakce kapaliny s konstrukcí. Hlavní výhody spočívají v absenci konvektivních členů proudění a přirozené reprezentaci volné hladiny. Článek popisuje metodu použitou k identifikaci volné hladiny popřípadě jakéhokoliv rozhraní. Metoda je založená na konceptu Alpha shape, který vychází z Delaunayovy triangulace. Na příkladech jsou ukázany výsledky její implementace.

Keywords: Boundary recognition, Alpha shape, Delaunay triangulation, Finite Element Method, Fluid-structure interaction

1. INTRODUCTION

Typical approach in modeling fluid flow consists in the use of Eulerian description of motion. The computational mesh is fixed and the material points flow moves with the respect to the grid. In Lagrangian description each node of the computational mesh is associated with the material particle during the motion.

The Particle finite element method – PFEM [1] belongs to the class of methods based on Lagrangian formulation. Compared to the traditional approaches, it possesses many advantages. In general, mesh nodes can be viewed as moving material points – particles, which can freely move and even separate from the main domain. All physical properties and variables, as well as state variables are attached to individual particles. To integrate governing equations in each solution step, a temporary mesh, built from particles, is needed. Usually, the mesh is rebuilt from scratch in each solution step to prevent large distortion of elements. The

¹ Ing. KRYBUS DAVID. Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, david.krybus@fsv.cvut.cz

² Doc. Dr. Ing. PATZÁK BOŘEK. Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, borek.patzak@fsv.cvut.cz

FSI problem as such is solved in a standard way by employing a stabilized finite element method. Stabilization is necessary for correct handling of the incompressibility condition.

In the Lagrangian description of fluid, domain is represented by a collection of particles. The free surface must be identified in order to impose boundary conditions. The boundary can be followed in a natural way for the Lagrangian formulation. In the case of the Euler or ALE description a special algorithm for its tracking is needed.

Boundary recognition of a given point set is one of the problems, which are dealt by the computational geometry. Concerning only an arbitrary set of points, other issues of computational geometry are Delaunay triangulation, Voronoi diagrams, Convex hull or closest pair of points.

Boundary detection algorithm is responsible for finding an approximate shape of a collection of points. It must be admitted, that this is a very "vague" notion and a really abstract problem in general.

First mathematically rigorous definition of the shape was introduced in 1983 by Edelsbrunner, Kirkpatrick and Seidel [2]. Their generalization of the convex hull involved alpha parameter, controlling the level of detail. The concept was later extended to 3-dimensional space and is well described in the work of E. P. Mücke [3].

2. ALPHA SHAPE

The alpha shape is closely related to the Voronoi diagram or its dual Delaunay triangulation, eventually. The original definition proposed in the paper [2] said: "*Given a point set S in the plane and an arbitrary real a, the a-shape of S is the straight line graph whose vertices are the a-extreme points and whose edges connect the respective a-neighbors.*" The authors introduced a generalization for both positive and negative α . In this context, that a point p is an α -extreme, if it lies on a boundary of empty circle with radius α . Two points are considered α -neighbors, if lying on a boundary of an empty circle with α radius. (See Figure 1)

For an existing Delaunay triangulation of a set S, we can easily obtain its α -shape by examination of radii for each empty circumscribed circle. We must distinguish between two cases for identification of edges: For a convex hull edge, there is a certain value and, if α is greater, the edge is considered to be part of the α -shape. This value is the radius of circle circumscribed to the triangle the edge belongs to. In case of a common Delaunay edge (shared

by two adjacent triangles), α must lie between values of their circumradii to satisfy the condition of edge being a member of the α -shape. This is illustrated in Figure 2.



Figure 2: Illustration of bounding α -values for an edge

3. IMPLEMENTATION

The algorithm for computing the alpha shape of the particle set was implemented in a form of a C++ pilot code using previously developed meshing algorithm [4]. A new class providing necessary Edge data was designed and introduced into the code.

After creating the Delaunay triangulation, all triangles are processed and their edges with appropriate circum radii are written into a common list for the overall domain. After one edge is processed for the second time, the other value of bounding alpha set and a flag, signing that the edge is inner is set. It must be admitted, that the current implementation is based on a sequential search, which is relatively slow. A feasible improvement could be done by the use of a sorted container, managing edges sorted using some suitable criteria, e.g. std::map from the Standard Template Library [5].

The advantage of this approach consists in the fact, that no more computations are needed for providing α -shape for arbitrary α -value, once the edge database is built. After selecting desired α , the list of edges is processed comparing bounds with the value and the shape can be identified and drawn.

Figures 3 to 6 depict different α -shapes of the same sets of points. In this example, 2000 points were randomly generated in a two circles with diameter of 6.0. The centers of these circles are in distance of 10.0. For a small values of α (e.g. 0.1 in Figure 3), only a few isolated edges and triangles are identified. For higher α , like in the Figure 4 shapes of two circles are recovered, but with internal "holes". Before α exceeds a certain value (see Figure 5), the two separate circles are recognized. For high values of α , the resulting shape is the convex hull, like in Figure 6.





Figure 3: Alpha shape for value $\alpha = 0.1$



Figure 4: Alpha shape for value $\alpha = 0.2$



Figure 5: Alpha shape for value $\alpha = 1.5$



Figure 6: Alpha shape for value $\alpha = 100 \approx \infty$

4. CONCLUSION

A boundary recognition tool is an essential component for solving Lagrangian-based flow problems. The boundary must be identified in order to apply boundary condition on the free surface. Since the Delaunay mesh of a set of particles is available, it is straightforward to use information provided by the triangulation and create the α -shape.

Of course, there are some disadvantages. α -shape method is hardly applicable on sets with irregular distribution, but this is not our case, as the movements of domain discretized by particles are according to the acting forces, but fulfilling the incompressibility condition. As a consequence, the resulting point set (represented by set of particles) will have a reasonable spatial distribution.

To summarize the α -shape concept, a node is considered lying on the boundary if the radius of the empty sphere / circle defined by this node is larger than certain ration of the minimum or typical distance between nodes in the analyzed partition. In general, the alpha shape of a finite set of point S is a polytope that is uniquely determined by S and by a parameter α . It expresses the intuitive notion of the set S, and alpha controls the level of detail reflected by the polytope. In practice, α parameter close to, but greater than the closest point distance (1.3 to 1.5 multiple of point distance) is used.

ACKNOWLEDGEMENT

The financial support of this work by the internal grant of CTU in Prague Project No. SGS10/020/OHK1/1T/11 is gratefully acknowledged.

REFERENCES

- [1] Oñate, E., Idelsohn, S.R. Del Pin, F. and Aubry, R. 2004. The particle finite element method: An overview. *International Journal of Computational Methods*, 1:267-3004
- [2] Edelsbrunner, H., Kirkpatrick, D.G. and Seidel R. 1983. On the shape of a set of points in the plane. *IEEE transaction on information theory*, 29: 551-559.
- [3] Mücke, E.P. 1993, *Shapes and implementations in three-dimensional geometry*, Technical report, University of Illinois at Urbana-Champaign, Champaign, IL USA
- [4] Krybus, D. and Patzák, B. 2009. Generation of Delaunay meshes. In Proceedings of the Twelfth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing [CD-ROM]. Stirling: Civil-Comp Press Ltd, vol. 1, ISBN 978-1-905088-31-7
- [5] STL, 2010. Standard template library main page [online]. [2010] [cit. 2010-08-19]
 Dostupný z WWW: < http://www.sgi.com/tech/stl/index.html>

EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ PŘETVOŘENÍ ARTIKULÁRNÍ CHRUPAVKY IN VITRO

EXPERIMENTAL MEASUREMENT OF STRAIN OF ARTICULAR CARTILAGE IN VITRO

JAROSLAV LÍSAL¹, MIROSLAV PETRTÝL², RADEK SEDLÁČEK³

Abstract: Articular cartilage as a complex viscohyperelastic biomaterial possessing supporting and protective functions. It transfers dynamic effects into subchondral and spongious bone and protects chondrocytes (and the matrix material) from their destruction. Under cyclic loads, it also ensures regulated long-term protection of articular cartilage plateaus. The viscoelastic properties of the peripheral zone of articular cartilage and its molecular structure ensure the regulation of the transport and accumulation of synovial fluid between articular plateaus. The viscoelastic properties of articular cartilage in the peripheral zone ensure that during cyclic loading some amount of synovial fluid is always retained accumulated between articular plateaus, which were presupplemented with it in the previous loading cycle. During long-term harmonic cyclic loading and unloading, the strains stabilize at limit values. Shortly after loading, the strain rate is always greater than before unloading. In this way, the hydrodynamic lubrication biomechanism quickly presupplements the surface localities with lubrication material. Shortly after unloading, the strain rate is high. During strain relaxation, it slows down. The presented paper is focussed on the experimental proofs of validity of Kelvin-Voight viscoelastic model for peripheral zone of articular cartilage and displacements of articular cartilages as a complex viscohyperelastic material.

Keywords: articular cartilage, synovial fluids, viscohyper- elastic properties, residual strains.

¹Ing. LÍSAL JAROSLAV, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, jaroslav.lisal@fsv.cvut.cz

²Prof. Ing. PETRTÝL MIROSLAV, DrSc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, petrtyl@fsv.cvut.cz

³Ing. SEDLÁČEK RADEK, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Mechanics, radek.sedlacek@fsv.cvut.cz

1. ÚVOD

Artikulární chrupavka (ACH) je viskohyperelastický materiál (obr. 1), který má tři hlavní biomechanické funkce:

- přenášet fyziologická zatížení do subchondrální a spongiózní kosti
- zajišťovat a řídit lubrikaci artikulárních povrchů
- ochraňovat strukturální komponenty chrupavky před velkými zatíženími.

Periferní vrstva artikulární chrupavky má dvě základní biomechanické ochranné funkce:

- regulovat předzásobení artikulačních povrchů lubrikační tekutinou (synoviální)
- chránit chondrocyty a extracelulární matrici



Obr. 1. Komplexní strukturální systém artikulární chrupavky (kolagenní vlákna II. typu nejsou zakreslena). Periferní zóna je přibližně vymezena rozmístěním oválných zploštělých chondrocytů

Řada autorů zkoumala vlastnosti a chování artikulární chrupavky z mnoha pohledů. Autoři vycházeli z různých vlastností biomateriálu, jeho chování a mikrostruktur extracelulárních komponent ACH. V současné době existuje řada odlišných biomechanických modelů. Tradičními modely jsou modely ACH jako homogenního, izotropního a dvojfázového materiálu. Jiné uvažují ACH jako transverzálně izotropní, dvoufázový materiál, nebo jako nelineárně poroelastický, poroviskoelastický, hyperelastický nebo trojfázový materiál.

Naše analýzy a experimentální měření se zaměřily na komplexní viskohyperelastický model (obr. 2). Tento model vychází z histologické struktury jednotlivých zón ACH a z transportu synoviální tekutiny jen z periferní a částečně z přechodové zóny ACH. Model

uvažuje biomechanický kompartment složený z viskoelastického Kelvin-Voigtova modelu (korespondujícímu převážně periferní zóně ACH) a z hyperelastického modelu (přechodové a radiální zóny).

Cílem presentované práce bylo ověřit platnost Kelvin-Voigtova modelu a verifikovat průběh svislých posunů v čase při cyklickém zatěžování o fyziologických frekvencích a fyziologicky standardních zatíženích.



Obr. 2. Mechanické schéma komplexního viskohyperelastického modelu artikulární chrupavky. Biomechanický kompartment se skládá z Kelvin-Voigtova viskoelastického modelu (v periferní a částečně v přechodové zóně artikulární chrupavky) a z hyperelastického modelu (v přechodové a v dolní zóně ACH)

2. MATERIÁL A EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY

K experimentům byla použita tři kompletní vepřová kolena, z nichž do přípravku pro měřící přístroj byly zality jejich femorální části (Obr. 3). Jako úchytná pryskyřice byl použit dentální přípravek Spofakryl (obdoba Dentakrylu) a bylo měřeno na testovacím zařízení MTS 858.2 MINI BIONIX (Obr. 4).

Předmětem verifikací přetváření ACH byly femorální části kloubu ze tří prasat. Distální části femorálních kloubů byly vetknuty pomocí SPOFAKRYLU do masivního válcového

nosiče (obr. 3), který byl uchycen do čelistí testovacího přístroje MTS 858.2 MINI BIONIX (obr. 4).



Obr. 3. Zkoušené vzorky: fermorální části vepřového kolene zalité Spofakrylem v přípravku pro testovací zařízení.



Obr. 4. Testovací zařízení MTS 858.2 MINI BIONIX

Viskózní vlastnosti materiálu periferní zóny ACH jsou důsledkem interakcí mezi molekulami extracelulární matrice a molekulami volné (nevázané) synoviální tekutiny.

Transport molekul synoviální tekutiny v extracelulárním prostoru a nevázanost těchto molekul na glykosaminoglykany je základní podmínkou pro viskózní chování ACH. Voda pevně vázaná na glykokalixové obaly chondrocytů v extracelulárním prostoru spíše přispívá k transportům synoviální tekutiny. Viskózní tlumení je z mechanického pohledu způsobeno odporem (přitažlivými interakcemi) mezi molekulami synoviální tekutiny a molekulami matrice ACH.

Experimentální měření přetvárných vlastností ACH ve femorálních kondylech tří kloubů (tří odlišných jedinců) byla zaměřena:

- na postupné zatěžování a odtěžování ACH vždy po 10 20 30 40 N a při rychlostech 2 – 3 – 4 mm/min.;
- na relativně dlouhodobé (65 sek.) konstantní zatížení 10 20 30 40 N;
- na zatěžování ACH do stavu destrukce, rychlostí 10 mm/min.

Kontaktní plocha testovacího zařízení byla tvořena válečkem majícím zatěžovací kruhovou plochu o průměru 3 mm (obr. 5). Vzhledem ke křivosti femorálních kondylů bylo nutné zvolit zatěžovací plochu menší. Během experimentu byl vzorek udržován pod hladinou vody.



Obr. 5. Testovaný vzorek zatížený zkušebním hrotem o průměru 3 mm

3. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Z provedených experimentálních měření přetvárných vlastností je patrné, že při cyklickém zatěžování a odlehčování ACH silami 10 - 20 - 30 - 40 N docházelo k nelineárnímu dopružování a odpružování ACH (obr. 7). Při jednorázovém dlouhotrvajícím (65 sek.) konstantním zatížení se vertikální posun čela zatěžovacího válečku stabilizoval po cca pěti vteřinách na konstantní hodnotě.

Při zatěžování ACH silou 10 N dosahovaly výsledné posuny hodnot 0,33 mm.

Při zatěžování ACH silou 20 N dosahovaly výsledné posuny hodnot 0,50 mm.

Při zatěžování ACH silou 30 N dosahovaly výsledné posuny hodnot 0,59 mm.

Při zatěžování ACH silou 40 N dosahovaly výsledné posuny hodnot 0,70 mm.

Při konstantním zatíženích silami 10, 20, 30 a 40 N docházelo k posunům 0,45 až 0,87 mm (obr. 8).



Obr. 6. Průběh zatěžování v čase u vzorku č. 2 – zatěžování a odtěžování silou 40 N.



Obr. 7. *Průběh posunů v čase u vzorku č.* 2 – *zatěžování a odtěžování silou 40 N.*



Obr. 8. Průběhy zatížení a posunů v čase u vzorku č. 2 – konstantní zatížení 40 N s výdrží

Z výsledků je patrné viskoelstické chování chrupavky, které koresponduje s komplexním viskoelastickým modelem s Kelvin-Voigtovým článkem.

4. ZÁVĚR

Z provedených experimentálních měření lze učinit následující nejdůležitější závěry:

ACH v lokalitách mediálního a laterálního kondylu v kolenním kloubu prasečího femuru má při cyklickém zatěžování a odlehčování (korespondujícímu fyziologickým frekvencím zatěžování a konstantnímu zatížení) průběhy přetvárných dopružení a odpružení *ve shodě s Kelvin-Voigtovým modelem viskoelastického materiálu*.

V ACH se uplatňuje princip předzásobení artikulárních ploch synoviální tekutinou.

Velikost maximálního svislého posunu při zatížení silou 40 kN (korespondující intenzitě fyziologického zatížení 5,65 MPa) se stabilizovala na hodnotě 0,87 mm.

Maximální svislý posun má dvě komponety. První koresponduje velikosti přetvoření viskoelastého materiálu periferní zóny, dosahovala velikosti 0,27 mm., druhá koresponduje hyperelastickému materiálu a dosahovala velikosti 0,43 mm (při cyklickém zatěžování silou 40 N).

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu SGS10/136/OHK1/2T/11 a VZ č. MSM 6840770012.

LITERATURA

- M. Petrtyl, J. Lisal, J. Danesova, 2008, Locomotor Systems, Advances in Research, Diagnostics and Therapy, 15, 3+4, 173-183
- [2] C. B. Armstrong and W. M. Lai, V. C. Mow, 1984, J. Biomech. Eng. 106, 165-173,
- [3] M. Petrtýl, J. Danešová, J. Lísal, J. Sejkotová, 2009. Biomechanical Properties of Peripheral Layer in Articular Cartilage, ISCM II & EPMESC XII, Hongkong

MODELOVÁNÍ MIKROMECHANICKÝCH JEVŮ V CEMENTOVÝCH KOMPOZITECH

MODELLING OF MICROMECHANICAL PHENOMENA IN CEMENTITOUS COMPOSITES

$\textbf{MATUŠKOVÁ ELIŠKA}^1$

Abstract: Tento článek se zabývá mikromechanickým modelováním vláknocementových kompozitů, zejména pak modelováním chování jediného vlákna při vytahování. Teoretický model slouží k popisu chování vlákna ukotveného v matrici, které je vyjádřeno křivkou určující závislost tahového napětí působícího na vlákno na jeho posunu. Cílem práce bylo vytvořit nový model pro simulování vytahování vlákna zohledňující nehomogenního rozhraní matrice a vlákna. Podstatou modelu je diskretizace pomocí metody konečných prvků.

Keywords: Vláknocementový kompozit, modelování chování jediného vlákna při vytahování, proces odtrhávání a vytahování, nehomogenní matrice, metoda konečných prvků.

1. INTRODUCTION

Engineered Cementitious Composite (ECC) is a unique representative of the new generation of high performance fibre reinforced cementitious composites. Besides common constituents of cementitious composites such as cement, sand, fly ash, water and additives, ECC utilizes short polymeric fibres (e.g. polyethylene, polyvinyl alcohol) at medium 1,5-2% volume content. [1]

ECCs are systematically engineered to achieve high ductility under tensile and shear loading. The most significant characteristic of ECC is tensile strain hardening behaviour (see *Fig. 1*) with the strain capacity in the range of 3-7 %. During strain-hardening multiple microcracks with the limited width of about 60 - 100 µm and the spacing of several mm develop. [1]

ECC is a micromechanically designed material. A micromechanical model is used to establish the link between material constituents and composite behaviour. The composite properties depend on three parameters – the fibre, matrix and interface characteristics. [1]

¹ Bc. Matušková Eliška, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze. eliska.matuskova@fsv.cvut.cz



Fig. 1 Tensile stress-strain behaviour of various cementitious materials [1]

2. MODELLING OF SINGLE FIBRE PULL-OUT BEHAVIOUR

Determination of ECC's tensile behaviour starts from modelling of the single fibre pull-out behaviour. When a crack is formed, fibre is pulled out from the matrix. Initially, the fibre has to be debonded from the surrounded matrix and then it can be pulled out. Thus, the response of a fibre subjected to the pull-out force can be divided to two stages - debonding process and pull-out process. The schematic illustration of single fibre pull-out behaviour is shown in *Fig. 2*.



Fig. 2 Detailed schematic diagram of single fibre pull-out response [1]

As the interfacial bond between the fibre and the matrix fails, a tunnel crack is created along the fibre and frictional stress is induced at the debonded surface. The tunnel crack propagates, when the stress at the end of the fibre debonded part satisfies the fracture criterion (the energy equal to the value of chemical bond between the fibre and the matrix). The pull-out process starts after the whole fibre embedded length is completely debonded. The fibre/matrix interface is now purely controlled by frictional forces. During the pull-out stage, the fibre is strained and at the same time it slips out of the matrix. [1]

3. IDENTIFICATION OF IMPORTANT MICROMECHANICAL PHENOMENA

One of the simplifications adopted in the analytical modelling of single fibre pull-out behaviour is that frictional stress is assumed to be uniform along the fibre/matrix interface. Microscopic investigations sequent to the experiments show that the interface is not homogenous. Following those observations it can be obviously concluded that the friction along the fibre is not a constant either. In the place of void, the value of frictional stress is reduced, whereas in the place of sand grain, it is enhanced. [1]

4. FINITE ELEMENT METHOD MODEL

For formulation of a new model, which would adopt a non-constant frictional stress, finite element method is used. Fibre pull-out is solved as a 1D problem. The FEM algorithm has been implemented in the environment of software MATLAB.

4.1 DEBONDING PROCESS MODELLING

Truss of certain length *a* with one end free and one fixed is loaded by frictional stress τ and pull-out stress σ (see *Fig. 3*). Boundary conditions are formulated subsequently: prescribed displacement at restraint end is zero, the fibre stress at the free fibre end is equal to σ and the fibre stress at the tip of debonded interface is equal to the fracture stress.



Fig. 3 Structural model of fibre in debonding process

The principle of calculation is that the pull-out stress is replaced by unknown load factor p, which is finally determined from the defined static condition. Then the pull-out stress σ and corresponding displacement u of free fibre end are calculated for particular a and used for $\sigma(u)$ curve plot.

4.2 PULL-OUT PROCESS MODELLING

Truss of length L_e with both ends free is loaded by frictional stress τ along length of fibre, which is still in a tunnel crack, and by pull-out stress σ (see *Fig. 4*). Boundary conditions are formulated subsequently: prescribed displacement at formerly embedded end is zero, the fibre stress at the free fibre end is equal to σ , the fibre stress at the right fibre end, which is has no point support, is zero.



Fig. 4 Structural model of fibre in pull-out process

The pull-out stress is again replaced by unknown load factor p. The difference to debonding process modelling is that the total displacement u consists of the calculated fibre extension displacement at left fibre end and sliding displacement L_p . The values of displacement u and pull-out stress σ are coordinates of point on $\sigma(u)$ curve and are calculated for particular L_p .

4.3 APPLICATION OF FEM MODEL FOR CONSTANT FRICTIONAL STRESS



Fig. 5 Function of constant frictional stress τ



Fig. 6 Plot of $\sigma(u)$ curve of FEM solution for constant frictional stress

4.4 APPLICATION OF FEM MODEL FOR NON-CONSTANT FRICTIONAL STRESS

Frictional stress τ is assumed as piecewise constant, which is implemented by means of unit step function. The average value of frictional stress τ is 2 MPa and it is equal to the value of frictional stress in previous constant friction model, which enables to compare both models.



Fig. 7 Function of non-constant frictional stress τ

The difference in resulting stress vs. displacement curves for constant friction (*Fig.* 6) and non-constant friction (*Fig.* 8) is evident, particularly at the pull-out period, which is more friction dominated process than the debonding stage.



Fig. 8 Plot of $\sigma(u)$ curve of FEM solution for non-constant frictional stress

5. CONCLUSION

FEM model of single fibre pull-out behaviour which takes into account non-uniform friction along the fibre interface can be used for simulation in the case of heterogeneous interface.

Other observations and empirical evidences that can be also incorporated to FEM model, for example:

- non-constant chemical bond strength (related to the heterogeneous interface structure)
- slip hardening / softening fibre behaviour in pull-out period
- non-constant fibre cross-section area as fibre damage may occur during debonding or sliding by surface abrasion (fibres are less hard than the surrounding matrix). This can cause fibre rupture inside of the tunnel crack, when the fibre tensile stress is exceeded.

AKNOWLEDGEMENTS

This work has been supported by a research grant SGS10/020/OHK1/1T/11. The author would like to graciously thank to Professor Petr Kabele for his advice and discussions.

REFERENCES

[1] Matušková, E. 2009. *Modelling of micromechanical phenomena in cementitious composites*. Bachelor thesis, FSv ČVUT. 65 pp.

VLIV ČASU NA MECHANICKÉ VLASTNOSTI SÁDRY GYPSUM AGE AFFECT AS MECHANICAL PROPERTIES PAVEL PADEVĚT¹, <u>TOMÁŠ MRAČEK²</u>, PAVEL TESÁREK³

Abstract: Gypsus is generally material, that don't currently konfidence between publicity impress. It has connection with no-confidence in her application in interor. Sometimes is a rumour about it, than awing to time ageing. In this paper give on axample as monitoring of mechanical properties in stress in dependence on the time. She was commercially available gypsus tested.

Keywords: Gypsum, Building Material, Age Affect, Mechanical Properties.

1. ÚVOD

Sádra disponuje některými hodnotnými vlastnostmi při užití ve stavebních konstrukcích. Patří sem vysoká funkčnost, rychlé tuhnutí a tvrdnutí sádrové pasty, nízká výrobní nákladnost a to jak finanční tak i surovinová. Výrobky ze sádry jsou dobře opracovatelné. Po zatvrdnutí sádrové pasty dosahuje tento materiál rychle svých, poměrně dobrých, pevností. Jedná se zejména o pevnost v tlaku. Mezi další vhodné vlastnosti patří kvalitní tepelné, zvukově izolační a protipožární vlastnosti.

V České republice se pro zkoušení sádrových pojiv používá norma ČSN 722301. Ta třídí a rozděluje sádru do tří skupin podle pevnosti v tlaku po dvou hodinách. Dalším důležitým časovým údajem je doba 14 dnů po smíchání sádry s vodou. Po tomto čase se pevnostní vlastnosti sádry ustálí na stabilní hodnotě, ve které setrvají za stálých podmínek. Další parametry, které mají vliv na výsledné pevnostní charakteristiky jsou vlhkost a teplota

¹Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevet@fsv.cvut.cz

²Bc. MRAČEK TOMÁŠ, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tomas.mracek@fsv.cvut.cz

³Ing. TESÁREK PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tesarek@fsv.cvut.cz

vzduchu při tuhnutí a tvrdnutí sádrové pasty potažmo sádry, hmotnostní poměr sádra-voda a jemnost mletí sádry.

2. VLIV OKOLNÍCH PODMÍNEK NA MECHANICKÉ VLASTNOSTI SÁDRY

Základním dějem při tvrdnutí sádry je chemická reakce, kdy se hemihydrát síranu vápenatého mění na dihydrát. Tato reakce je doprovázena uvolněním reakčního tepla a zvětšením objemu. Tomuto jevu říkáme hydratace, která je typická pro všechna hydraulická pojiva. Hydratace začíná přidáním sádry do vody.

Na průběhu hydratace závisí výsledné mechanické vlastnosti. Jedním z nejdůležitějších faktorů, který hydrataci ovlivňuje, je poměr vody a sádry v čerstvé sádrové pastě. Tento poměr má zásadní vliv na finální hlavně mechanické vlastnosti ztvrdlé sádry. Teoretický poměr vody a sádry, který je nutný pro průběh samotné hydratace je 0,187. Tento poměr je samozřejmě v praxi nepoužitelný, protože je nutné přidat do pasty další vodu pro její zpracovatelnost. Standardní poměr se pohybuje od 0,4 do 0,5.

3. DESTRUKTIVNÍ ZKUŠEBNÍ METODY

Následující materiálové charakteristiky byly stanoveny pomocí následně popsaných destruktivních metod na šedé stavební sádře třídy G2-B-II (Gypstrend):

- pevnost v tlaku,
- Youngův modul pružnosti E

Pevnost v tlaku byla testována na 72 polovinách dříve vyrobených sádrových vzorcích, získaných po zkoušce ohybem, která byla prováděna jako první. Principem zkoušky je stanovení nejnižšího zatížení, které způsobí porušení vzorku, dojde k překročení pevnosti v tlaku. Normativem byla opět norma ČSN 722301. Vzorky byly umístěny mezi dvě ocelové desky (s rozměry 40 x 50 mm) tak, aby boční hrana, která sousedila s podélnou stěnou formy během výroby vzorku, se nacházela na ocelové roznášecí desce. Toto opatření zamezí efektu nedokonalosti geometrie vyrobeného povrchu. Zkouška samotná byla prováděna v souladu s odpovídajícími standardními postupy.

K zjištění závislosti času od smíchání vody a sádry (stáří) na průběžné pevnosti se vypracoval časový harmonogram, který umožnil kontinuální zkoušení vzorků s požadovaným stářím. Tím byly vzorky z jedné várky prozkoušeny se stářím v řádu desítek minut až dní.

Zkouška byla provedena na lisu MTS Alliance RT 30 kN, s rozsahem 0 – 30 kN. Testovací vzorky byly vyrobeny s rozměry 40 x 40 x 160 mm, připraveny v kalibrovaných ocelových formách a rozděleny do třech částí. Z každé sady (tvz. sestavy) byly tří vzorky. Pro výrobu byla použita sádra a ta byla přidávána do vody v poměru 0,71. Při přisypávání sádry do vody se hmota intenzivně mícha ručním míchadlem, až je získána hladká homogenní pasta. Potom se pasta nalije do předem sestavené a vymazané formy rostlinným olejem tak, aby byly všechny tři prostory dokonale vyplněny. Pro odstranění vzduchových bublinek se provede pět standardních poklepů formou. A to tak, že se hrana formy zvedne do výšky 10 mm a nechá se volně dopadnou na pracovní desku. Jakmile je sádrová pasta odvzdušněna, provede se zarovnání povrchu sádrové pasty s hranou formy ve směru kolmém na povrch vzorků. Po 15 minutách, tedy po zatuhnutí sádrové pasty, se forma odstraní, vzorky se nezaměnitelně časově označí a umístí se prostředí o průměrné teplotě 25 °C a relativní vlhkosti 50%.



Obr. 1. – Ukázka zkoušky na určení tlakové pevnosti

Pevnost v tlaku za ohybu byla stanovena podle ČSN 72 2301 [6]. Tato zkouška se nepoužívá přímo pro klasifikaci sádrového pojiva ale je obvykle nedílnou součástí testovacích postupů na specifikaci základních mechanických vlastností společně s pevností v tlaku. Po jejím dokončení, vznikly rozlomením vzorků v místě zatěžovacího válce poloviny vzorků, které byly použity pro určení pevnosti v tlaku, jak bylo popsáno výše.

4. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Jedním z doprovodných jevů při tvrdnutí sádrové pasty je postupné snižování hmotnosti vzorků v průběhu jejich stárnutí. To je způsobeno částečně pokračující hydratací

ale převážně se jedná o odpařování části záměsové vody, tvz. volné vody. Graf 1 zobrazuje vývoj vlhkosti vzorků vztažené k hmotnosti vzorků.

Hodnota výsledné pevnosti F [MPa], která koresponduje s ložnou plochou (v tomto případě, to je 40 x 50 mm), byla stanovena z výsledných grafů závislosti síly na přetvoření vzorku, při použití standardních vztahů. Graf 2 zobrazuje vývoj pevnosti v tlaku během tvrdnutí sádrové pasty. Je zde vidět rychlý počáteční nárůst pevnosti, období utváření trvalých pevných vazeb a konečný nárůst pevnosti.

Dále byl z grafů z měření tlakové pevnosti jednotlivých vzorků stanoven Youngův modul pružnosti E. V grafu průběhu zkoušky byla nalezena 1/3 hodnoty tlakové síly, toto místo se spojilo s upraveným počátkem a pro sečnu nového průběhu grafu se stanovil tangens daného úhlu, což představuje hledaný Youngův modul pružnosti E. Takto byl Youngův modul pružnosti stanoven pro všechny zkoušené vzorky a byl sestaven graf závislosti Youngova modulu E na stáří vzorku, tedy na čase.

Toto zjištění ukazuje graf č. 3. Je na něm vidět, že průběh změny hodnot E koresponduje s průběhem grafu vývoje tlakové pevnosti.



Graf 1. – Časový průběh vlhkosti ve vzorcích vztažené k změně hmotnosti



Graf 2. – Časový vývoj tlakové pevnosti vzorků



Graf 3. – Časový vývoj Youngova modulu pružnosti E

5. ZÁVĚR

Z výsledků tlakové zkoušky je patrný okamžitý počáteční nárůst pevnosti tvrdnoucí sádry, který po několika prvních hodinách pevnost sádry mírně klesá. V tomto časovém úseku se projevila značná proměnlivost dosažených pevností. To může být způsobenou různou

úrovní přetvoření krystalové struktury tvrdnoucí sádry. Zhruba po 7 dnech se pevnost ustálila na hodnotě přibližně 9 MPa.

Správnost výsledků se může považovat za relevantní, neboť tlaková pevnost stanovená výrobcem sádry po 2 dnech dosahuje stejné hodnoty, a to přibližně 2 MPa.

Vývoj Youngova modulu E má podobný průběh grafu jako tlaková pevnost. Hodnota Yougova modulu E se během 1. týdne pohybovala od 1 - 2 GPa, po 14 dnech dosahovala zhruba 4 GPa.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS OHK1-025/10, Pokročilé experimentální metody.

LITERATURA

- [1] ČSN 722301, 1978. Sádrová pojiva. Klasifikace. Všeobecné technické požadavky.
 Zkušební metody. Praha: Československý normalizační institut. 17 s.
- [2] Plachý T. and Polák M., "Fatigue damage identification on concrete structures using modal analysis," in Proceeding of the 3rd WSEAS International conference on applied *and theoretical mechanics [CD-ROM]*, Benra F.-K. et al., eds., Tenerife, December 2007 (World Scientific and Engineering Society Press, Athens, 2007), pp. 191-196. ISBN 978-960-6766-25-1.
- [3] Padevět P., Wilczynská A., Tesárek P., "Determination of Compressive and Bending Strength of Hardened Gypsum" in Proceeding of the EAN 2010 Experimental Stress Analysis [CD-ROM], Palacky University, Olomouc, 2010, ISBN 978-80-244-2533-7

VLIV OKOLÍ NA VÝVOJ MECHANICKÝCH VLASTNOSTÍ SÁDRY

INFLUENCE OF SURROUNDINGS ON THE DEVELOPMENT OF MECHANICAL PROOERTIES OF GYPSUM

PAVEL PADEVĚT¹, <u>TOMÁŠ MRAČEK²</u>, PAVEL TESÁREK³

Abstract: Normal porous building materials degrade due to environmental exposure. A typical example is the aging of materials due to weather conditions. Loss of mechanical properties is usually associated with high moisture content, which results in a reduction and some materials to zero strength properties. Tracking the negative influence of humidity was studied on samples of hardened gypsum.

Keywords: *Gypsum, Building Material, Weather Conditions, Mechanical Properties, Huminidy.*

1. ÚVOD

Sádra disponuje některými hodnotnými vlastnostmi při užití ve stavebních konstrukcích. Patří sem vysoká funkčnost, rychlé tuhnutí a tvrdnutí sádrové pasty, nízká výrobní nákladnost a to jak finanční tak i surovinová. Výrobky ze sádry jsou dobře opracovatelné. Po zatvrdnutí sádrové pasty dosahuje tento materiál rychle svých, poměrně dobrých, pevností. Jedná se zejména o pevnost v tlaku. Mezi další vhodné vlastnosti patří kvalitní tepelné, zvukově izolační a protipožární vlastnosti.

V České republice se pro zkoušení sádrových pojiv používá norma ČSN 722301. Ta třídí a rozděluje sádru do tří skupin podle pevnosti v tlaku po dvou hodinách. Dalším

¹Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevet@fsv.cvut.cz

²Bc. MRAČEK TOMÁŠ, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tomas.mracek@fsv.cvut.cz

³Ing. TESÁREK PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tesarek@fsv.cvut.cz

důležitým časovým údajem je doba 14 dnů po smíchání sádry s vodou. Po tomto čase se pevnostní vlastnosti sádry ustálí na stabilní hodnotě, ve které setrvají za stálých podmínek. Další parametry, které mají vliv na výsledné pevnostní charakteristiky jsou vlhkost a teplota vzduchu při tuhnutí a tvrdnutí sádrové pasty potažmo sádry, hmotnostní poměr sádra-voda a jemnost mletí sádry.

2. VLIV OKOLNÍCH PODMÍNEK NA MECHANICKÉ VLASTNOSTI SÁDRY

Základním dějem při tvrdnutí sádry je chemická reakce, kdy se hemihydrát síranu vápenatého mění na dihydrát. Tato reakce je doprovázena uvolněním reakčního tepla a zvětšením objemu. Tomuto jevu říkáme hydratace, která je typická pro všechna hydraulická pojiva. Hydratace začíná přidáním sádry do vody.

Na průběhu hydratace závisí výsledné mechanické vlastnosti. Jedním z nejdůležitějších faktorů, který hydrataci ovlivňuje, je poměr vody a sádry v čerstvé sádrové pastě. Tento poměr má zásadní vliv na finální hlavně mechanické vlastnosti ztvrdlé sádry. Teoretický poměr vody a sádry, který je nutný pro průběh samotné hydratace je 0,187. Tento poměr je samozřejmě v praxi nepoužitelný, protože je nutné přidat do pasty další vodu pro její zpracovatelnost. Standardní poměr se pohybuje od 0,4 do 0,5.

Testování vlivu vlhkosti na mechanické vlastnosti proběhlo na 3 sestavách sádrových vzorků, tedy na 6 zkušebních tělesech. Testované vzorky byly po vyjmutí z forem ponořeny do nádoby s vodou. První sestava se zkoušela na zkušebním lisu po 7 dnech, druhá pak po 14 dnech.

3. DESTRUKTIVNÍ ZKUŠEBNÍ METODY

Následující materiálové charakteristiky byly stanoveny pomocí následně popsaných destruktivních metod na šedé stavební sádře třídy G2-B-II (Gypstrend):

- pevnost v tlaku,
- Youngův modul pružnosti E
- pevnost v tlaku za ohybu

Pevnost v tlaku mokrých vzorků byla testována na 12 polovinách dříve vyrobených sádrových vzorcích, získaných po zkoušce ohybem, která byla prováděna jako první. Principem zkoušky je stanovení nejnižšího zatížení, které způsobí porušení vzorku, dojde

k překročení pevnosti v tlaku. Normativem byla opět norma ČSN 722301. Vzorky byly umístěny mezi dvě ocelové desky (s rozměry 40 x 50 mm) tak, aby boční hrana, která sousedila s podélnou stěnou formy během výroby vzorku, se nacházela na ocelové roznášecí desce. Toto opatření zamezí efektu nedokonalosti geometrie vyrobeného povrchu. Zkouška samotná byla prováděna v souladu s odpovídajícími standardními postupy.

K zjištění vlivu vlhkosti na mechanické vlastnosti sádry se vlhké vzorky porovnávali z dříve naměřenými hodnotami mechanických veličin suchých zkušebních těles ze stejného materiálu a se stejným stářím.

Zkouška byla provedena na lisu MTS Alliance RT 30 kN, s rozsahem 0 – 30 kN. Testovací vzorky byly vyrobeny s rozměry 40 x 40 x 160 mm, připraveny v kalibrovaných ocelových formách a rozděleny do třech částí. Z každé sady (tvz. sestavy) byly tří vzorky. Pro výrobu byla použita sádra a ta byla přidávána do vody v poměru 0,71. Při přisypávání sádry do vody se hmota intenzivně mícha ručním míchadlem, až je získána hladká homogenní pasta. Potom se pasta nalije do předem sestavené a vymazané formy tak, aby byly všechny tři prostory dokonale vyplněny. Pro odstranění vzduchových bublinek se provede pět standardních poklepů formou. A to tak, že se hrana formy zvedne do výšky 10 mm a nechá se volně dopadnout na pracovní desku. Jakmile je sádrová pasta odvzdušněna, provede se zarovnání povrchu sádrové pasty s hranou formy ve směru kolmém na povrch vzorků. Po 15 minutách, tedy po zatuhnutí sádrové pasty, se forma odstraní, vzorky se nezaměnitelně označí a umístí se prostředí o průměrné teplotě 25 °C a relativní vlhkosti 50%, dvě sestavy, tedy 6 vzorků, se umístí do nádoby s vodou.

Pevnost v tlaku za ohybu byla stanovena podle ČSN 72 2301 [6]. Tato zkouška se nepoužívá přímo pro klasifikaci sádrového pojiva ale je obvykle nedílnou součástí testovacích postupů na specifikaci základních mechanických vlastností společně s pevností v tlaku. Po jejím dokončení, vznikly rozlomením vzorků v místě zatěžovacího válce poloviny vzorků, které byly použity pro určení pevnosti v tlaku, jak bylo popsáno výše.

106


Obr. 1. – Ukázka zkoušky na určení pevnosti v tahu za ohybu

4. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Hodnota pevnosti F [MPa], která koresponduje s ložnou plochou (v tomto případě, to je 40 x 50 mm), byla stanovena z výsledných grafů závislosti síly na přetvoření vzorku, při použití standardních vztahů. Výsledná pevnost vzorků se stejným stářím byla stanovena jako aritmetický průměr, přičemž se odstranila nejnižší a nejvyšší naměřené hodnota. Výsledné hodnoty se porovnaly s hodnotami získanými ze suchých vzorků o stejném stáří. Graf 1 zobrazuje porovnání dosažených tlakových pevností. Je vidět, že pokles pevnosti u vzorků vystavených vodě je výrazný.

Z grafů z měření tlakové pevnosti jednotlivých vzorků byl stanoven Youngův modul pružnosti E. V grafu průběhu zkoušky byla nalezena 1/3 hodnota tlakové síly, toto místo se spojilo s upraveným počátkem a pro sečnu nového průběhu grafu se stanovil tangens daného úhlu, což představuje hledaný Youngův modul pružnosti E. Takto byl Youngův modul pružnosti stanoven pro všechny zkoušené vzorky. Výsledné hodnoty k porovnávání byly stanoveny obvykle aritmetickým průměrem. V grafu 2 je zobrazen pokles Modulu E u vodě vystavených vzorků.

Pevnost v ohybu byla porovnávána také a to podle ČSN 72 2301. Tato zkouška se sice nepoužívá pro klasifikaci sádrového pojiva ale je obvykle součástí specifikace mechanických vlastností. Zkouška zahrnuje tříbodový ohyb, kde vzdálenost podpůrných válců je 120 mm. Hodnoty pevnosti F [MPa] byly odečteny z výstupů ze zkušebního lisu. Výsledná hodnota pevnosti byla stanovena jako průměr ze tří hodnot. Výsledky mokrých vzorků byly opět porovnány se suchými, jak je vidět na Grafu 3.



Graf 1. – Srovnání tlakové pevnosti mokrých a suchých vzorků



Graf 2. – Srovnání Modulu pružnosti E mokrých a suchých vzorků



Graf 3. – Srovnání pevnosti v tlaku za ohybu mokrých a suchých vzorků

5. ZÁVĚR

Z porovnání výsledků jednotlivých zkoušek vyplívá výrazné snížení mechanických vlastností při dlouhodobém působení 100 % vlhkosti na zkoušenou sádru. U tlakové pevnosti dochází při 7 denním vystavení vzorků 100 % vlhkosti k poklesu pevnosti o 40 %, při 14 denním vystavení se jedná o pokles o 90 %. U Modulu pružnosti dojde k poklesu o 55 % při 7 denním vystavení a o 80 % při 14 denním vystavení. Pevnost v tlaku za ohybu se sníží při 7 denním vystavení o 30 % a při 14 vystavení to je o 80 %.

Z toho vyplívá enormní závislost mechanických vlastností na obsahu vlhkosti v sádře, potažmo na délce expozice vlhkosti na nechráněný povrch sádrových výrobků. Proto je jako u každého pórovitého materiálu nutná dokonalá izolace proti vlhkosti.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS 025/10.

LITERATURA

- [1] ČSN 722301, 1978. Sádrová pojiva. Klasifikace. Všeobecné technické požadavky.
 Zkušební metody. Praha: Československý normalizační institut. 17 s.;
- [2] Plachý T. and Polák M., "Fatigue damage identification on concrete structures using modal analysis," in Proceeding of the 3rd WSEAS International conference on applied *and theoretical mechanics [CD-ROM]*, Benra F.-K. et al., eds., Tenerife, December 2007 (World Scientific and Engineering Society Press, Athens, 2007), pp. 191-196. ISBN 978-960-6766-25-1;
- [3] Padevět P., Wilczynská A., Tesárek P., "Determination of Compressive and Bending Strength of Hardened Gypsum" in Proceeding of the EAN 2010 Experimental Stress Analysis [CD-ROM], Palacky University, Olomouc, 2010, ISBN 978-80-244-2533-7.

VLIV VLHKOSTI NA MIKROSTRUKTURU CEMENTOVÉ PASTY ZKOUMANÉ POMOCÍ AFM

HUMIDITY EFFECT ON MICROSTRUCTURE OF CEMENT PASTE SURFACE ANALYZED WITH AFM

JIŘÍ NĚMEČEK¹, <u>PAVLA PEČOVÁ²</u>

Abstract: This article describes using of atomic force microscope for determination of the roughness and microstructural analysis of the cement paste surface. The microstructure of the sample surface is affected by many factors, e.g. preparation, storage and humidity. Roughness and microstructural characteristics were obtained in different humidities. Increased humidity caused growth of hydration products on the surfaře. Suitability of the preparation method, and the effect of humidity were also evaluated in connection with nanoindentation.

Keywords: Atomic force microscope, Cement paste, Microstructure, Roughness, Humidity

1. ÚVOD

Je nepochybné, že beton jehož hlavní součástí je cement je nejrozšířenější stavební materiál na světě. Navzdory výzkumům, které probíhaly v minulosti jsou procesy odehrávající se v cementu na mikroúrovni ještě z velké části neprozkoumány a proto je zde velký prostor pro výzkum.

Mikrostruktura cementu má komplexní charakter. Cement v kontaktu s vodou hydratuje a a vznikají tři základní produkty hydratace cementové pasty (C-S-H gel, hydroxid vápenatý, nezhydratované slínkové minerály). Mikrostruktura také obsahuje složitou pórovou strukturu a vodu přítomnou v několika formách. Vývoj mikrostruktury cementové pasty také závisí na mnoha dalších faktorech jako je chemické složení surovin, množství záměsové vody, teplota, doba zrání, ošetřování apod..

V dnešní době existuje mnoho technik, které nám umožňují zkoumání materiálů na mikroúrovni, např. elektronový mikroskop (ESEM), mikroskop atomových sil (AFM) nebo

¹ doc. Ing. Němeček Jiří, Ph.D., Katedra mechaniky, Fsv, ČVUT v Praze. jiri.nemecek@fsv.cvut.cz

² Ing. Pečová Pavla, Katedra mechaniky, Fsv, ČVUT v Praze. pavla.pecova@fsv.cvut.cz

nanoindentace. Všechny tyto techniky vyžadují pro svá měření dostatečně rovný povrch vzorku, protože jakákoli nerovnost může ovlivnit výsledky měření. Proto je nezbytně nutné kontrolovat drsnost povrchu dřívějším měřením. Přípravy povrchu vzorků cementové pasty byly studovány např. autory Millera kol.[3], který vyvinul automatizovaný postup pro leštění vzorku.

Navíc může být experimentální měření prováděno v různých vlhkostech, které způsobují změnu povrchu vzorku. Proto byl náš výzkum zaměřen na sledování změn mikrostruktury povrchu cementové pasty v závislosti na vlhkosti. Tento vliv popsali např. Keller a kol. [4], kteří studovali drsnost povrchu vzorku cementové pasty vyrobeného jako odlitek na slídové desce. Tento umělý povrch vzorku podrobili vlhkosti v rozsahu 3-48% a snímali AFM. Z jejich výzkumu vyplynulo, že k největším změnám na povrchu došlo při vlhkosti 3-20% a při vyšších relativních vlhkostech docházelo ke změnám pouze minimálním.

2. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

2.1. MATERIÁL A PŘÍPRAVA VZORKU

Tento článek studuje cementové pasty připravené z běžného portlandského cementu 42,5 R (lokalita Mokrá, CZ), vodní součinitel byl w/c=0,4. Vzorky byly odlity do plastových forem (ø35mm, h=70mm) a uloženy na cca 10 měsíců do vody (stupeň hydratace přes 90%).

Před experimentem byl vzorek rozřezán na 5mm silné plátky. Řez byl proveden vysoce jemnou diamantovou pilou a konečná drsnost po řezu byla asi 0,5-1µm. Pak byl povrch vzorků broušen na řadě SiC papírů (hrubost 2000 a 4000) a nakonec leštěn na plátně s dia sprejem 0,25µm.

2.2. MIKROSKOP ATOMOVÝCH SIL A VLHKOSTNÍ KOMORA

Všechna měření v této studii byla provedena na mikroskopu atomových sil (Dual scope DS95-200, DME, Denmark). Princip AFM je založený na mapování rozložení atomových sil na povrchu vzorku těsným přiblížením hrotu k povrchu vzorku. Na povrhu vzorku vznikají meziatomové síly a to přitažlivá nebo odpudivá a podle nich rozeznáváme dva základní typy měření – kontaktní a nekontaktní [5]. Naše měření byla provedena v nekontaktním módu, který je více vhodný pro tvrdé a neuspořádané povrchy jako je cementová pasta.

Pro měření v různých vlhkostech byl mikroskop osazen do vlhkostní komory, kde byla možná regulace vlhkosti v rozsahu r.h. 5 – 95%.

2.3. EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ

Byly připraveny dva typy vzorků – O a F. Typ O byl použit po řezání diamantovou pilou a jeho povrch nebyl už následně upravován. Typ F byl před měřením broušen a leštěn.

Tab.1 ukazuje časový průběh měření vzorků v jednotlivých vlhkostech a časech, kdy čas O odpovídá vyjmutí vzorků z vodní lázně a čas A odpovídá prvnímu měření po uříznutí a leštění. Z tabulky je vidět, že vzorek O byl měřen v rozsahu 8-50% r.h. a vzorek F 8-85% r.h..

Označení	Vzorek O	Vzorek F	Popis
časů	čas t (hod)	čas t (hod)	měření
	0	0	výroba vzorků
А	144,17	144,17	řezání, broušení vzorků a vysušení
В	480,5	506,58	měření při r.h.8%
С	480,83	507,08	měření při r.h.8%
D	481,25	507,58	měření při r.h.20%
Е	481,58	508,08	měření při r.h.20%
F	482,42	508,58	měření při r.h.30%
G	493,67	528,33	měření při r.h.30%
Н	494,92	530,33	měření při r.h.50%
Ι	501,58	553,58	měření při r.h.50%
J		554,08	měření při r.h.85%
K		560,33	měření při r.h.85%

Tab. 1. Časový průběh měření

V AFM byla skenována libovolně vybraná pravoúhlá oblast 30x30µm a toto stejné místo bylo snímáno ve všech časech a vlhkostech.

2.4. POVRCHOVÉ DRSNOSTNÍ CHARAKTERISTIKY

Drsnost může být charakterizována mnoha parametry. Výběr parametru hraje důležitou roli při vyhodnocování povrchových charakteristik a to záleží např. na povrchové morfologii a velikosti skenované plochy [3]. Některé měřené veličiny drsnosti jsou popsány v normách [6].

Vzhledem k povaze cementu jsou nejlepší souhrnné parametry odvozené z průměrného statistického deskriptoru. Na základě předcházejících studií jsme vybrali tři následující parametry. Aritmetická odchylka definovaná jako

$$S_a = \frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{M} \sum_{j=1}^{N} \left| h_{ij} - \overline{h} \right|$$

Kvadratická odchylka definovaná jako

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{M \cdot N} \sum_{i=1}^{M} \sum_{j=1}^{N} \left| h_{ij} - \overline{h} \right|^2}$$

Průměr z deseti bodů (pět nejvyšších a pět nejnižších) definovaný jako

$$S_z = \frac{1}{5} \sum_{k=1}^{5} \left(h_k^{tallest} - h_k^{lowest} \right)$$

Ve výše uvedených rovnicích je M a N počet naměřených bodů na AFM ve dvou na sobě kolmých směrech, h_{ij} je výška ve zvoleném bodě (i=1..N,j=1..M) a \overline{h} je aritmetický průměr ze všech výšek.

3. VÝSLEDKY A DISKUSE

Je zřejmé, že povrchová úprava má přímý vliv na povrchovou hrubost vzorku. Drsnost charakterizovaná parametry Sa a Sq dosahovala u vzorku O (pouze řez pilou) hodnot 300–400 nm, kdežto drsnost u vzorku F (broušen a leštěn) byla 20-80 nm, viz. tab. 2 a 3. Naše výsledky dobře korespondují se studií Miller a kol., který naměřil hodnotu Sq = 30-50 nm na podobných vzorcích i skenované oblasti.

	А	В	С	D	Е	F	G	Н	Ι	J	Κ
r.h.	20%	8	%	20)%	30)%	50)%	85	%
Čas [h]		0,00	0,33	0,75	1,08	1,92	13,17	14,42	21,08		
$Sz \pm s.d.$	$2060 \pm$										
[nm]	334	2970	2590	2560	2710	2690	1980	1940	1990		
$Sa \pm s.d.$	375 ±										
[nm]	75	543	375	371	337	337	343	343	343		
$Sq \pm s.d.$	453 ±										
[nm]	87	647	460	454	422	423	409	410	409		

Tab. 2. Povrchové drsnostní charakteristiky – vzorek O



Obr. 1. Povrch vzorku O naskenovaný v AFM (2D a 3D) v 30% r.h. v čase G

Z tabulky 2 je vidět, že ze vzrůstajícím časem a relativní vlhkostí se drsnost mírně snižuje. Důvodem je zaplňování velkých pórů, vzniklých při řezání, novými produkty karbonatace (CaCO₃) a hydratačními produkty. Tato skutečnost je nejvíce vidět na parametru Sz, parametry Sa a Sq zůstávají více méně na stejné úrovni.

	А	В	С	D	Е	F	G	Н	Ι	J	Κ
r.h.[%]	20%	8	%	20)%	30)%	50)%	85	5%
Čas[h]		0,00	0,50	1,00	1,50	2,00	21,75	23,75	47,00	47,50	53,75
Sz± s.d. [nm]	214 ± 28	439	536	618	582	689	624	632	644	647	562
Sa± s.d. [nm]	18 ± 2	29,1	27	68,4	35,5	65,2	37,8	34,6	59,8	42,8	36,2
Sq± s.d. [nm]	25 ± 4	47,17	44,8	86,3	55,2	83	54,8	52,1	76,4	60,6	57,4

Tab. 3. Povrchové drsnostní charakteristiky – vzorek F



Obr. 2. Povrch vzorku F naskenovaný v AFM (2D a 3D) v 20% r.h. v čase E



Obr. 3. Povrch vzorku F naskenovaný v AFM (2D a 3D) v 85% r.h. v čase K

Vývoj u vzorku F je opačný něž u vzorku O, což je vidět v tabulce 3. Z přibývajícím časem i relativní vlhkostí se všechny drsnostní parametry zvyšují. Důvodem je, že na vyleštěném povrchu vzorku začnou vyrůstat nové tvary (špičky), což jsou produkty karbonatace a hydratace. Tento vývoj je vidět i na obrázcích 2 a 3, kde jsou na počátku měření vidět jen malé špičky, zatímco na měření po cca 52 hod je vidět jak špičky zvětšily svůj objem i výšku.

4. ZÁVĚR

Z výsledků měření na AFM bylo zjištěno, že nebroušené povrchy vzorků cementové pasty nelze použít pro další experimentální techniky jako je ESEM nebo nanoindentace. Drsnost takového povrchu je průměrně v řádech stovek nm a lokální drsnost může být i mnohem větší. U vzorků leštěných dosahovala drsnost hodnot přijatelných hodnot kolem desítek nm.

Ve vlhkém vzduchu vznikají na povrhu vzorku změny, nové produkty karbonatace a hydratace buď zaplňují póry u hrubého vzorku (drsnost se snižuje) nebo narůstají na původní povrchu leštěného vzorku osamělé vrcholy (drsnost se zvyšuje). Z výsledků vyplynulo, že průměrná drsnost vzorku F po několika dnech měření ve zvýšené vlhkosti je však stále přijatelná pro další použití (ESEM, nanoindentace).

PODĚKOVÁNÍ

Tato práce byla podpořena grantem Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS10/135/OHK1/2T/11.

LITERATURA

- [1] Richardson G., "The nature of the hydration products in hardened cement pastes", *Cement and Concrete Composites* 22 (2), pp 97-113 (2000). ISSN 0958-9465.
- [2] Fischer-Cripps A.C., Nanoindentation, (Springer Verlag, 2002). ISBN 0-387-95394-9.
- [3] Miller M., Bobko C., Vandamme M., Ulm F.-J., "Surface roughness criteria for cement paste nanoindentation", *Cement and Concrete Research* 38 (4), pp. 467-476 (2008). ISSN 0008-8846.
- [4] Yang T., Keller B., Magyari E., "AFM investigation of cement paste in humid air at different relative humidities", *J. Phys. D: Appl. Phys.* 35, pp. 25–28 (2002). ISSN 0022-3727.
- [5] Morita S., Wiesendanger R., Meyer E., *Noncontact atomic force microscopy*, (Springer Berlin, 2002). ISBN 3540431179.
- [6] ISO 4287-1997, "Geometrical Product Specifications (GPS) Surface texture: Profile method
 Terms, definitions and surface texture parameters"

MODELOVÁNÍ VLÁKNOCEMENTOVÝCH KOMPOZITŮ MODELING OF CEMENTITIOUS COMPOSITES

<u>PŘINOSIL MICHAL</u>¹, KABELE PETR²,

Abstract: Tensile strength is one of the most important properties of cement-based materials critical to the durability of the structures. Parameters recorded during tensile tests of engineered cementitious composites (ECC) are largely influenced by the conditions in which these tests were performed. It is therefore necessary to simulate the tensile test using the finite element method to determine relations between specific parameters and conditions of these tests.

Keywords: Engineered Cementitious Composites (ECC), Strain Hardening, Tensile Test

1. ÚVOD

Současná situace na stavebním trhu žádá inovaci postupů za účelem jak úspor financí, tak zlepšení kvality stavebních konstrukcí. Z těchto důvodů jsou realizovány stavební konstrukce s čím dál tím sofistikovanějšími konstrukčními systémy, nebo s využitím nově vyvíjených stavebních materiálů s lepšími mechanickými a deformačními vlastnostmi. Jedním z takovýchto materiálů jsou vláknocementové kompozity s řízenými vlastnostmi (Engineered Cementitious Composites – ECC [1]), které představují třídu vysokohodnotných betonů vyztužených vlákny (High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites – HFRCC), jejichž předností je oproti běžným betonům schopnost odolnosti vůči velkým deformacích za vzniku trhlin s omezenou šířkou (Ductile Fibre Reinforced Cementitious Composites – DFRCC).

ECC patří do skupiny materiálů, u nichž jsou vlastnosti navrhovány na úrovni mikrostruktury. Významnými faktory jsou tedy vlastnosti cementové matrice, vláken použitých pro vyztužení a rozhraní mezi těmito dvěma materiály. Vhodným uspořádáním

¹ Bc. Přinosil Michal, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, michal.prinosil@fsv.cvut.cz

² Prof. Ing. Kabele Petr, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, petr.kabele@fsv.cvut.cz

těchto složek ve výsledné směsi lze docílit zcela unikátních vlastností odlišných od vlastností běžných betonových směsí. Hlavními parametry těchto materiálů jsou chování za tahového působení, pevnost při vzniku první trhliny, kapacita tahové deformace či pevnost v tahu, kdy deformační kapacita v tahu dosahuje hodnot v řádech jednotek procent (v zahraničí byly namíchány směsi s deformační kapacitou v tahu 5 %). Další unikátní vlastností je tahové zpevnění (Obr. 1) a porušování ve formě rozptýlených trhlin, obecně známé jako multiple cracking.



Obr. 1. Tahové chování materiálů s cementovým pojivem

Porušování ve formě rozptýlených trhlin lze charakterizovat tím, že po vzniku první trhliny nedochází k lokalizaci porušení, ale místo toho dojde k přemostění trhliny soustavou vláken, jejichž pevnost je vyšší než pevnost matrice při vzniku trhliny. To vede ke vzniku dalších paralelních trhlin, které se navzájem neovlivňují a u nichž je proces podobný. Tím je zajištěn zpevňující charakter odezvy.

Poslední významnou vlastností je omezená šířka trhlin. Tato šířka se pohybuje pod hodnotou 100 µm. Je předpoklad, že tato šířka pomáhá zamezení pronikání dalších látek do porušeného kompozitu a může omezit následné zhoršování vlivem těchto látek. Tento předpoklad je v současné době podrobován dalšímu šetření.

2. TAHOVÉ ZKOUŠKY

Pro zavedení tohoto materiálu do stavební praxe je nutné zvládnout metodiku zkoušení materiálových parametrů. A to nejen v laboratorních podmínkách, ale i ve výrobně, nebo popřípadě i na staveništi. Z těchto hledisek by měla být zkouška pro zjištění pevnostních a deformačních vlastností co možná nejjednodušší, měla by být snadno reprodukovatelná a výsledky by měly co nejvíce odpovídat skutečným parametrům.

Pakliže je zkouška provedena odborně, jsou tyto výsledné parametry závislé zejména na složení kompozitu. Konkrétně největší vliv na výsledné chování kompozitu má druh a typ použitých vláken, složení cementové matrice a úprava rozhraní mezi těmito dvěma materiály ovlivňující velikost vazebných sil mezi matricí a vlákny. U použitých vláken má nejzásadnější vliv jejich materiál, nejčastěji polyvinylalkohol (PVA), pevnost, průměr a délka vláken.

U provedených zkoušek [2] se však ukázalo, že parametry získané z tahové zkoušky jsou dále závislé na uspořádání daného testu. Bylo vypozorováno, že výsledky jsou dále ovlivněné velikostí a tvarem zkoušeného vzorku, vzájemnou polohou orientace vzorku při ukládání čerstvé směsi do formy a polohou při zkoušení, způsobem přípravy (odlévání, řezání, ...) a vnějšími podmínky. Směr hutnění je dominantní pro rozložení vláken ve výsledném kompozitu. Tato orientace se pohybuje od plně náhodného 3D uspořádání, například při ukládání směsi do formy, přes plošné 2D rozdělení, vyskytující se u plošných prvků, až po zcela usměrněné 1D uspořádání, například při extruzním vytlačování. Z vnějších podmínek lze zmínit způsob podepření a zatížení zkoušeného vzorku.

Cílem této práce je snaha objasnit jednotlivé vlivy na výslednou odezvu vzorku během tahové odezvy.

3. NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ

Numerický konečně prvkový model byl vytvořen pomocí programu ATENA. Síť byla tvořena čtyřúhelníkovými prvky (Obr. 3). Pro vnesení nehomogenit materiálu do výpočtu byly Youngův modul pružnosti, tahová pevnost a kohezní vztah trhlin uvažovány jako náhodná pole. Tato pole byla vygenerována pomocí programu FREET [3] na oblasti široké 200 mm a vysoké 400 mm, ze které se poté vybíraly jednotlivé vzorky (Obr. 2). Pro toto generování jsou nutné vstupy střední hodnota, rozptyl a pro prostorové rozdělení korelační délka, před kterou bude pole korelováno.



Obr. 2. Náhodné pole tahové pevnosti a schéma výběru jednotlivých vzorků [4]

Geometrie jednotlivých vzorků je patrna z Obr. 2. Pro zkoumání vlivu velikosti vzorku byly vybírány dvě konfigurace velikosti. Užší vzorky označeny 01-05 a 11-15 měly rozměry 20x200 mm, širší vzorky 101-103 a 111-113 měly rozměry 100x200 mm. Všechny vzorky měly tloušťku 10 mm. Z obrázku je patrno, že úzké vzorky 01-05 odpovídají právě jednomu širokému vzorku 101. Navíc, každý z těchto šestnácti vzorků byl zkoumán ve dvou odlišných okrajových podmínkách. V prvém případě byly čelisti vetknuty (zamezena rotace), v druhém případě bylo natočení v uložení kloubové a tedy volné natočení čelistí (Obr. 3).



Obr. 3. Síť konečných prvků a okrajové podmínky (vlevo VV, vpravo KK) [4]

4. VÝSLEDKY

Naměřená data jsou zobrazena na Obr. 4 ve formě křivek napětí oproti celkové deformaci. Na Obr. 5 jsou poté zobrazeny střední hodnota a rozptyl k naměřeným veličinám pro každou konfiguraci testu.



Obr. 4. Síť Vypočítané křivky napětí-deformace na vzorcích s rozdílnou velikostí a okrajovými podmínkami [4]

Z naměřených dat lze vyvodit následující závěry

- Úzké vzorky vykazují menší únosnost a menší deformační kapacitu v tahu než vzorky široké.
- U úzkých vzorků mají naměřená data v průběhu testu větší rozptyl.
- Vzorky s kloubovými okrajovými podmínkami mají konzistentně o něco menší hodnoty naměřených dat než tytéž vzorky s vetknutými čelistmi.



Obr. 5. Střední hodnoty a rozptyl deformační tahové kapacity (vlevo) a tahové pevnosti (vpravo) [4]

Pro pochopení těchto jevů poslouží zobrazení porušení prvků v rámci všech konfigurací při dosažení jejich maximální únosnosti (Obr. 6). Z tohoto obrázku je patrno, že široký vzorek je plně protkán soustavou trhlin, včetně lokalit s vysokou pevností, zatímco u úzkého vzorku je poškození lokalizováno do míst s lokálními oslabeními a místa s vysokou pevností jsou nedotčena. Je tedy zřejmé, že lokální oslabení u úzkých vzorků zasahující přes celý řez zásadně ovlivňuje únosnost, zatímco široké vzorky jsou schopny redistribuce napětí do míst vyšších pevností. To vysvětluje dosažení menších hodnot únosnosti a deformace u úzkých vzorků včetně většího rozptylu hodnot v průběhu testu.



Obr. 6. Porušení vzorku při dosažení únosnosti [4]

Porušování vzorku vychází z míst s lokálním oslabením. Díky tomu je v průběhu testu kromě osové síly do vzorku vnášen také sekundární moment vyvolaný excentricitou síly díky porušení. Vetknuté uložení tomuto brání vlastní tuhostí, zatímco při kloubovém uložení tomuto bráněno není a vzorek se v uložení volně natočí. Tím je vysvětleno, proč vetknuté vzorky mají o něco vyšší naměřené pevnosti i deformační kapacity. Je třeba říci, že plně vetknuté uložení na obou stranách vzorku je zase více náchylné na preciznost provedení a při nedokonalostech mohou díky tomuto vznikat ve vzorku podružné momenty. Z obou výše uvedených důvodů se tedy doporučuje uložení na jedné straně vetknuté a na druhé straně kloubové, čímž se částečně eliminují oba jevy.

5. ZÁVĚR

Práce objasňuje problematiku zkoušení vláknocementových kompozitů. Pojednává o vlivu šířky vzorku a okrajových podmínkách na získaná data během tahové zkoušky. Další práce bude více zaměřena na problematiku stochastických polí, pro něž budou parametry získány z reálných vzorků (pomocí nástrojů indentace), které budou dále podrobeny tahové zkoušce a výsledky budou porovnány s výsledky z modelů s danými parametry.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl na základě podpory grantu SGS 10/020/OHK1/1T/11.

LITERATURA

- [1] Li, V.C. On Engineered Cementitious Composites (ECC): A Review of the Material and *its Application*, Journal of Advanced Concrete Technology, 1 (2003) No. 3, pp. 215-230
- [2] Kanakubo, T. Tensile Characteristics Evaluation Method for Ductile Fiber-Reinforced Cementitious Composites, Journal of Advanced Concrete Technology, 4 (2006) No. 1, pp. 3-17
- [3] Vořechovský, M. Interplay of size effects in concrete specimens under tension studied via computational stochastic fracture mechanics, International Journal of Solids and Structures, 44 (2007) No. 9, pp. 2715-2731
- [4] Kabele, P. Stochastic finite element modeling of multiple cracking in fiber reinforced cementitious composite, in Fracture and Damage of Advanced Fiber-reinforced Cementbased Materials, V. Mechtcherine and M. Kaliske (eds.), 2010, Aedificatio Publishers, pp. 155-163

MIKROANALÝZY MEDIÁLNÍHO POVRCHU ARTIKULÁRNÍ CHRUPAVKY NA TIBII POMOCÍ AFM MICROANALYSES OF MEDIAL TIBIAL PLATEAU OF ARTICULAR CARTILAGE USING AFM

JANA SEJKOTOVÁ¹, MIROSLAV PETRTÝL²

Abstract: The presented paper describes the topography of the surface of porcine articular cartilage in the place of a medial plateau of the tibia in the knee joint. Verification of the surface topography was performed by AFM (Atomic Force Microscope). This presentation takes into account an influence of the orientation of collagen fibers on the rugged topography of the medial side of the tibia. The surface microstructure is formed by cumulous microhills, by long, straight or curved microfolds and by local microsags.

Keywords: biomechanics, articular cartilage, surface microtopography, collagen fibres

1. ÚVOD

Analýzy povrchů a struktur artikulární chrupavky (dále ACH) velkých kloubů přispívají z klinického pohledu převážně k nalézání počátečních příčin vzniku kloubních defektů. Topografie artikulárních povrchů velkých kloubů, spolu s přítomností synoviální tekutiny, velmi podstatně z biomechanického pohledu ovlivňují velikosti smykových napětí mezi artikulárními povrchy tibiální a femorální části protilehlých chrupavek a přispívají k minimalizaci (případně k eliminaci) těchto nežádoucích napětí. Tvar artikulárních mikropovrchů je podmíněn distribucemi kolagenních vláken, rozmístěním chondrocytů a GAG extracelulární matrice s pevně vázanou vodou a s volnou synoviální tekutinou. Distribuce komponent ACH jsou geneticky predeterminovány a biomechanickými vlivy udržovány v režimech fyziologicky dlouhodobé funkce.

¹ Ing. SEJKOTOVÁ JANA, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>jana.sejkotova@fsv.cvut.cz</u>

² Prof. Ing. PETRTÝL MIROSLAV, DrSc., PhD., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>petrtyl@fsv.cvut.cz</u>

Strukturální komponenty artikulární chrupavky byly a jsou stále studovány v řadě laboratoří. Velkým problémem jsou velmi odlišné (experimentálně stanovené) biomateriálové charakteristiky ACH. Na rozdíly v hodnotách materiálových konstant ve femorální ACH kolenního kloubu u člověka a u zvířat upozornil například Athanasioun [1] a jiní. V ACH, podobně jako u většiny jiných pojivových tkání, jsou přetvárné vlastnosti funkcemi aktuálního zatížení (napětí), (Petrtýl a kol. [2], [3]). ACH se tak svými vlastnostmi a chováním aktuálně přizpůsobuje vnějším silovým a momentovým účinkům [2].

Mezi nejstarší práce, zaměřené na orientace kolagenních vláken v ACH, patří publikace A. Benninghoffa (1925) [4]. Benninghoff pomocí polarizačního mikroskopu popsal orientaci a průběh kolagenních vláken v ACH a definoval čtyři integrované zóny v ACH, které jsou většinou odborníků akceptovány a pojmově používány. Tato vlákna, vázaná v subchondrální kosti, z ní kolmo vystupují a zhruba ve dvou dolních třetinách tloušťky ACH přecházejí (na začátku přechodové zóny) do oblouků s narůstající křivostí. Ve vrcholových segmentech jsou součástí povrchové zóny. Poté se obloukem navracejí do přechodové zóny a v radiální zóně přecházejí do přímého směru, kolmo k rovině subchondrální kosti. Na obou koncích jsou pevně vetknuty do subchondrální kosti. Kolagenní vlákna takto vytvářejí vysoké (většinou po celé tloušťce ACH) "románské/gotické oblouky" s různým rozpětím a s odlišnou délkou vrcholového obloukového segmentu v periferní (povrchové) zóně [4].



Obr. 1 Průběhy kolagenních vláken a jejich snopců v lidské ACH. Zřetelně je patrné kotvení vláken v subchondrální kalcifikované zóně. V horní periferní zóně jsou patrné obloukovité segmenty kolagenních snopců. Černá úsečka (dole vpravo) koresponduje délce 1 mm. Autory snímku jsou Kääb M.J., Gwynn A.P., Nötzlp H.P. [5].

V odborné literatuře je někdy uváděná přítomnost krátkých kolagenních vláken, rozmístěných v tangenciálním směru v periferní zóně. Tato tvrzení jsou však nepřesná. Z biomechanického pohledu by za předpokladu volných krátkých kolagenních vláken byla periferní vrstva vlivem smykových napětí odtržena od přechodové zóny.

Kolagenní vlákna mají geneticky predeterminovanou biomechanickou funkci, tj. přenášet tahová napětí do subchondrální kosti. Hlavní biomechanickou funkcí těchto vláken je vytvářet vyztužení ("armování") extracelulární matrice a provázat všechny zóny ACH, v jediný integrovaný celek. V tomto smyslu je do jediného celku integrována i periferní (povrchová) zóna chrupavky.

V práci Kääba a kol. [5] byla u člověka, psů a prasat potvrzena v periferní (povrchové) zóně přítomnost dlouhých spojitých vláken, které vytvářejí v tangenciálních rovinách povrchové zóny jakousi listovou strukturu ("leaf-like"). Autoři v této práci potvrzují Benninghoffovu analýzu (obr. 1), tj. existenci dlouhých kolagenních vláken v povrchové zóně, a to u člověka a jen u některých zvířat.

Cílem tohoto článku je charakterizovat topografii povrchu mediální styčné plochy tibiální části kolenního kloubu u prasete a posoudit vliv prostorového uspořádání kolagenních vláken na tvarovou členitost povrchu ACH.

2. METODIKA

Pro verifikaci povrchů mediální kloubní plochy na tibii v kolenním kloubu prasete byl použit atomový silový mikroskop AFM (Atomic Force Microsope). Výrobcem mikroskopu byl Danish Micro Engineering A/S (http://www.dme-spm.com). Pozorování bylo provedeno v kontaktním módu (DC) skenerem typu DualScope DS 95/200 AFM a snímačem DC Probe DME Part No. 2567. Snímač mikroskopu se skládá z obdélníkové konzolky o délce 450±5 µm, šířce 40±5 µm a tloušťce 1,5-2,5 µm. Na konci konzoly je umístěn pyramidový hrot o výšce 10-15 µm. Konzolka je potažena hliníkem, hrot je silikonový. Snímač byl uchycen v držáku Dual Scope Plug-and-Play 2.

Miniaturní silikonový hrot snímal relativní výšku sledovaného povrchu ACH. Prostřednictvím firemního softwaru byl pro každý verifikovaný vzorek vypracován trojrozměrný obraz arikulárního povrchu, v němž souřadnice X a Y odpovídají zadanému rastru sledovaného povrchu a souřadnice Z korespondují naměřené relativní výšce. Profil povrchu byl zobrazován pomocí barevného měřítka.

125



Obr. 2 Element (25 x 25 μm) mediálního kloubního povrchu na tibii kolenního kloubu prasete. Na obrázku jsou patrné mikropahorky a podélná rýha se širokým dnem a se čtyřmi lokálními prohlubněmi. Kupovitě větší mikrovýběžky jsou tvořené většinou menšími kupovitými mikroútvary (o průměru cca 2-5 μm a o relativní výšce cca 0,2-0,5 μm).

Ověřované vzorky ACH, o velikostech artikulárních ploch 5x5 mm, o původní tloušťce ACH 3,5 mm a tloušťce subchondrální/spongiózní kosti cca 2 mm, byly vyjmuty z mediální facety kolenního kloubu prasete. Stáří prasete bylo cca 8 měsíců. Celkem bylo verifikováno pět prasečích vzorků ACH o tl. 1,5 až 2 mm.

3. VÝSLEDKY

Z experimentálních verifikací topografie kloubní plochy na tibii (v mediální části) lze uvést následující nejdůležitější výsledky:

 Povrch ACH kloubní plochy na mikroúrovni je nerovný. Je tvořen neostrými zaoblenými oválnými kupovitými mikropahorky (mikrovýstupky), většinou o průměrech cca 5 – 15 μm, obr. 2, obr. 3.



Obr. 3 Element povrchu ACH (50 x 50 μm) na mediální kloubní ploše tibie prasete. Zřetelná je soustava šesti lokálních prohlubní.

- 2) Kupkovité mikropahorky (mikrovyvýšeniny) se skládají z dalších drobných klenbových kupkovitých subvyvýšenin, o šířkách cca 0,2 1,5 μm. Mikrovyvýšeniny jsou konfigurovány do podélných mikrohřbetů podobných sulcusům v mozkové kůře. Mezi nimi se zřetelně objevují jemné podélné drobné rýhy (póry periferní vrstvy ACH), obr. 2 až obr. 4.
- 3) Podélné rýhy mají buď mělké dno, vyplněné kupkovitými zploštělými pahorky, oddělenými póry, nebo mají tvar strmých "mikrokaňonů", obr. 2 až obr. 4.
- 4) Lokální mikroprohlubně tvoří mělké mikropánve o hloubce 1,5 až 2,2 μ m.

- 5) Konfigurace mikropovrchů periferní zóny ACH jsou důsledkem přítomnosti armujících kolegenních vláken a jejich snopců, které ve vrcholových segmentech vytvářejí spojité oblouky, obr. 1 až obr. 4.
- 6) Vrcholové body kolagenních obloukových segmentů v periferní zóně ACH mají nestejnou výškovou polohu, která se pohybuje v rozsahu cca 200 nm až 2 μm. Variace výšek obloukových segmentů kolagenních vláken a snopců jsou patrné z podélných profilů na obr. 4.
- 7) Povrchové plochy kupkovitých mikrovýstupků (připomínající svým tvarem gyrusy v mozkové kůře) obalují prostorová seskupení kolagenních vláken a kolagenních snopců. Spojité průběhy povrchů mikrovýstupků, které v prostoru vytvářejí spojité klenby, prokazují podpovrchovou existenci spojitých obloukovitých kolagenních vláken a tudíž platnost Benninghofferových popisů [4] průběhů obloukových kolagenních vláken v přechodových a v periferních zónách ACH.
- 8) Povrchové kupkovité mikrovýstupky vytvářejí i sestupné podélné mikrovaly, které při svých úpatích tvoří plochá nebo i velmi úzká mikroúdolí. Podélné mikrovaly mají na svém povrchu ve směru mikrospádnic jemné drážky (póry), které vytvářejí sítě mikrořečišť přispívajících k urychlení toků synoviální tekutiny.

4. DISKUZE

Z provedených analýz povrchů ACH v místech mediální kloubní plochy na tibii prasat je patrné, že na mikroúrovni pozorování není povrch chrupavky dokonale bez nerovností. Ve všech případech ověřovaných vzorků tkáně byly nalézány tři druhy výškových nerovností:

- 1) výškové převýšení tvaru kupkovitých mikrovýstupků ("mikropahorků"), (obr. 2),
- 2) podélné mělké mikrorýhy, (obr. 3),
- 3) ploché lokální mikroprohlubně (otevřené lakuny), (obr. 4).



Obr. 4 Dispozice a příčný řez ACH o velikosti snímané plochy vzorku 50 x 50 μm. Nejhlubší lokální mikroprohlubeň dosahuje v rovině řezu relativní hloubky cca 1,5 μm.
 (Pozn.: výškové parametry jsou ve srovnání se směrovými parametry výrazně převýšené.)

Kupkovité mikrovýstupky ACH ("mikropahorky") jsou tvořeny spojitými obloukovitými kolagenními vlákny a obloukovitými kolagenními snopci. Tyto prostorově orientované obloukové kolagenní výztuhy vytvářejí kupkovité klenby. Kolagenní vlákna se často přibližují a tvoří kolagenní snopce. Snopcová struktura kolagenních vláken je patrná z obr. 1. Obrázek byl převzat z publikace Kääb a kolektiv [5], na němž jsou v polarizovaném světle (v SEM) patrné snopce vláken, procházející radiální a přechodovou zónou a poté, ve vrcholových segmentech (periferní zóny), vytvářející kupkovitá povrchová mikrovyvýšení.

Existence podélných plochých mikrorýh (obr. 2 až obr. 4) primárně také souvisí s orientací kolagenních vláken, obr. 1. Lokální prohlubně, obr. 2 až obr. 4, jsou z biomechanického pohledu pozůstatkem lakun po apoptoze chondrocytů v periferní zóně.

Z výše uvedených poznatků je zřejmé, že existence nerovností povrchu chrupavky v lokalitách mediální kloubní plochy na tibii by za nepřítomnosti synoviální tekutiny vedla k rychlé destrukci ACH. To znamená, že existují lubrikační (případně i jiné) mechanizmy, které minimalizují nebo zcela eliminují nežádoucí valivá nebo posuvná tření.

5. ZÁVĚR

Mikropovrch prasečí ACH v lokalitách mediální kloubní plochy na tibii není bez mikronerovností. Povrch chrupavky je prostoupen kupkovitými mikrovyvýšeninami, dlouhými přímými i obloukovými mikrorýhami a lokálními mikroprohlubněmi. Výškové rozdíly oscilují v intervalu cca 250 nm až 2,5 µm. Jsou důsledkem konfigurací obloukových segmentů kolagenních vláken a jejich seskupení. Mohou být také důsledkem apoptózy chondrocytů v periferní (povrchové) zóně a zachováním částí otevřených lakun, tvořících mikroprohlubně. Existence námi verifikovaných kupkovitých mikrovýstupků, mikroprohlubní a podélných mikrorýh v ACH však neznamená fatální strukturální poruchy živého materiálu, pokud je během zatěžování ACH přítomna synoviální tekutina. Při absenci synoviální tekutiny nebo v případě jejího omezeného množství vzniká z biomechanického pohledu mezi artikulárními povrchy tření a dochází k iniciaci chondrálních mikro/makrodefektů.

PODĚKOVÁNÍ

Tato publikace vznikla za podpory Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS10/135/OHK1/2T/11 a výzkumného záměru MŠM č. 6840770012. Poděkování také náleží p. Doc. MUDr. I. Maříkovi, CSc., za konsultace v oblasti klinické biomechaniky a pojivových tkání.

LITERATURA

- [1] ATHANASIOU KA, ROSENWASSER MP, BUCKWALTER JA, MALININ TI, MOW VC. Interspecies comparisons of in situ intrinsic mechanical-properties of distal femoral cartilage. Journal of Orthopaedic Research 9, 1991, 330-340.
- [2] PETRTÝL M, LÍSAL J, DANEŠOVÁ J. Stavy stlačitelnosti a nestlačitelnosti artikulární chrupavky během jejího fyziologického zatěžování. Pohybové ústrojí 15, 2008, 173-183.
- [3] PETRTÝL M, DANEŠOVÁ J, LÍSAL J. Viscoelastic properties of peripheral zone of articular cartilage the principles of surface lubrication. Locomotor systém 16, 2009,171 184 (in czech).
- [4] BENNINGHOFF A. Form und Bau der Gelenkknorpel in ihren Beziehungen zur Funktion. Zeitschrift für Zellforschung 2, 1925, 783-862.
- [5] KÄÄB MJ, GWYNN AP, NÖTZLP HP. Collagen fibre arrangement in the tibial plateau articular cartilage of man and other mammalian species. Journal of Anatomy 193, 1998, 23-34.

MAKROSKOPICKÉ VLASTNOSTI ČÁSTICOVÝCH MODELŮ: JEDNOOSÝ TAH

MACROSCOPIC PROPERTIES OF PARTICLE MODELS: UNIAXIAL TENSION

JAN STRÁNSKÝ¹, MILAN JIRÁSEK², VÁCLAV ŠMILAUER³

Abstract: 3D particle model consisting of spherical particles with uniform radius connected with nonlinear links (with damage in tension and plasticity in shear) is investigated in this contribution. Principal aspects of the calibration procedure (finding relationships between parameters of individual links and macroscopic behavior) using periodic boundary conditions are presented using a simple example of uniaxial tension. Effects of particle size, cell size and mutual position of load and periodic cell are also discussed.

Keywords: Particle models, Periodic boundary conditions, Uniaxial tension.

1. INTRODUCTION

Although the finite element method (FEM) is the most widely used tool for numerical analysis and computations across all engineering branches, other computational approaches (e.g. discrete models) can be useful in special cases.

Discrete models were originally developed for soil mechanics [1] with individual grains modeled by particles. Since then, many different concepts and extensions of particle models appeared, e.g. beam-based lattice models [2] or the discrete element method [3, 4], as well as their applications, for example in analysis of macroscopically continuous cohesive-frictional materials like concrete [5].

¹ Bc. JAN STRÁNSKÝ, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, jan.stransky.1@fsv.cvut.cz

² Prof. Ing. MILAN JIRÁSEK, DrSc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, milan.jirasek@fsv.cvut.cz

³ Mgr. Ing. VÁCLAV ŠMILAUER, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, eu@doxos.eu

In contrast to FEM, particle models are not rigorously derived from a continuum theory. However, after careful and proper calibration (evaluating microscopic parameters of individual links such that the macroscopic behavior of the model matches the actual one), they are applicable to many practical problems. For the purpose of calibration, periodic boundary conditions seem to be perfectly suited [6].

2. CONSIDERED PARTICLE MODEL



Fig. 1. Example of particles and links

The particle model investigated in this paper consists of rigid spheres with uniform radius connected by deformable links that can transmit normal and shear stress. Spheres do not have any physical meaning (like aggregate in concrete), they just represent a spatial discretization (similar to FEM mesh). The links connect centers of particles and can be represented as bars with length d_0 . From displacement (center coordinates C) and rotation R with respect to link direction n of connected particles we can evaluate relative deformation (strain) of each link in normal and shear (or transversal) direction:

$$\varepsilon_N = \frac{|\boldsymbol{C}_2 - \boldsymbol{C}_1|}{d_0}, \quad \boldsymbol{\varepsilon}_T = \frac{|\boldsymbol{\rho}_2 + \boldsymbol{\rho}_1|}{d_0}, \quad \boldsymbol{\rho}_i = \boldsymbol{R}_i \times \boldsymbol{n}.$$
 (1)

This definition of shear strain is valid only for small strains, but is more illustrative than the large-strain definition actually used in the model. See [5] for more general derivation as well as more detailed information about particle models.

Using an appropriate "microscopic" constitutive law, stress(es) of each link can be computed from already known strains. For our purpose (modeling behavior of concrete), the approach from [5] seems to be suitable (1D damage mechanics law in tension and Mohr-Coulomb-like plasticity law in shear). Stresses are then converted to forces, which are applied on particles and then the resulting equations of motion are integrated (see [7] for more details).

3. NUMERICAL SIMULATIONS

For numerical simulations we use open-source discrete element code Yade [7], which is being developed for dynamic analysis using discrete models. Despite this fact, for small strain rates the simulation becomes quasi-static (independent of strain rate, see fig. 5). To reduce local stress concentration when applying prescribed displacement or force on certain particles, we use periodic boundary conditions.

Consider a periodic cell as a block filled with periodic assembly of particles and links. Periodicity means that this cell (as well as all its particles and links, and their properties - velocity, stress, damage etc.) is surrounded by the same cells shifted along the cell edges; see fig. 2.



Fig. 2. 2D representation of periodic cell

Fig. 3. 2D examples of transformation of periodic cell

We can modify the periodic cell via its 3x3 transformation matrix T (identity matrix initially) in two basic ways: rotation (when no strain occurs) and deformation (normal or shear strain), see fig. 3. At the beginning of our simulation, the cell is rotated to the requested position. The computational procedure in a generic *k*-th step of simulation is as follows: polar decomposition $T_k=UH$ is performed on T (U is an orthogonal matrix representing rotation and H is a positive semi-definite Hermitian matrix representing strain [9]). The prescribed strain increment (in global coordinates) ΔE is then appropriately rotated to cell's local coordinates and added to the strain matrix H. Afterwards, the new value of T is composed from U and new H:

$$\boldsymbol{T}_{k} = \boldsymbol{U} \quad , \quad \boldsymbol{T}_{k+1} = \boldsymbol{U} \left(\boldsymbol{H} + \boldsymbol{U}^{T} \boldsymbol{\varDelta} \boldsymbol{E} \right)$$
 (5)

In a simulation with all strain components prescribed, this approach would work perfectly. However, under uniaxial tension we prescribe strain rate in one direction and zero stress in all other directions. Unfortunately, in analysis of periodic cell presented here we cannot prescribe the stress directly. Therefore, we developed a special strain predictor, which considers the values of stress and strain in a few last steps and predicts the strain value for the next step such that the value of stress is as close as possible to the prescribed one. In the simple case of zero prescribed stress we first estimate the stress component σ_i in time step k+1 and then modify the corresponding strain rate component:

$$\sigma_i^{k+1} \approx 2\sigma_i^k - \sigma_i^{k-1} \begin{cases} <0 \quad \to \quad \dot{\varepsilon}^{k+1} = \dot{\varepsilon}_i^k + \max(|\dot{\varepsilon}_i^k|)/10 \\ >0 \quad \to \quad \dot{\varepsilon}_i^{k+1} = \dot{\varepsilon}_i^k - \max(|\dot{\varepsilon}_i^k|)/10 \end{cases}$$
(6)

The value of transversal stress is not exactly zero, but in comparison with the axial (dominant) one it is relatively small. For instance, for a simulation with 5000 steps, the ratio $\max(|\sigma_y|)/\max(|\sigma_x|)=0.00073$, see fig. 6. The average stress in the cell is computed based on a modified formula presented in [10],

$$\sigma = \frac{1}{V} \sum L \left(\mathbf{N} \mathbf{f}_{N} + \mathbf{T}^{T} \cdot \mathbf{f}_{T} \right), \quad \mathbf{N} = \mathbf{n} \otimes \mathbf{n}, \quad \mathbf{T}^{T} = \mathbf{I}_{sym} \cdot \mathbf{n} - \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} \otimes \mathbf{n},$$
$$\mathbf{T}^{T} \cdot \mathbf{f}_{T} = \mathbf{I}_{sym} : (\mathbf{n} \otimes \mathbf{f}_{T}) - \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} \cdot \mathbf{f}_{T} = \frac{1}{2} (\mathbf{n} \otimes \mathbf{f}_{T} + \mathbf{f}_{T} \otimes \mathbf{n}),$$
$$\sigma = \frac{1}{V} \sum L \left[f_{N} \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} + \frac{1}{2} (\mathbf{n} \otimes \mathbf{f}_{T} + \mathbf{f}_{T} \otimes \mathbf{n}) \right],$$
(7)

where f_N and f_T are the normal and shear forces, and *L* and *n* are the link length and direction. The sum is taken over all links belonging to the periodic cell. Vectors *n* and f_T are mutually orthogonal, therefore $n \cdot f_T = 0$.



Fig. 4. Example of crack propagation for different cell positions

Using periodic boundary conditions in an inelastic analysis (unlike the elastic one), we obtain different results for different mutual positions of load and periodic cell. If the area of strain localization (a crack for uniaxial tension) is collinear with the cell edges, the results are not negatively influenced. But if the crack begins to propagate in another orientation, periodic

boundary conditions force the crack crossing the cell boundary to continue at the periodic image of the cross point on another cell edge (see fig. 4 for better illustration). The crack is then longer than in the ideal case, more energy is needed for its propagation and the behavior of the cell is more ductile. See fig. 7, where stress-strain diagrams for different angles are shown. Notice the same behavior in pre-peak (elastic) range and different behavior in post-peak (inelastic) range. The most ductile response is exhibited by a cell rotated by about 30°, the most fragile (as expected) by an unrotated cell.

In a general calibration procedure, the most fragile ("ideal") cell position has to be found and its behavior is considered as the real one (unaffected by periodic boundary conditions). In the case of uniaxial tension, it is quite straightforward that the "ideal" behavior corresponds to an unrotated cell. This simple case verifies our assumptions (different behavior for different cell position and size effect). In future work on uniaxial compression and multiaxial loading, the "ideal" position will not be known and will have to be determined numerically.





Fig. 7. Different rotations of periodic cell

Fig. 8. Size effect

Since the model exhibits strain localization, we can expect size effect phenomena. Similarly to pathological mesh size dependence in FEM, when the cell is cracked, the strain is localized into one layer of "elements" (links), while the rest of cell is being unloaded. For a larger cell, the width of the localized area is relatively smaller and the resulting post-peak behavior is more brittle. This is shown in fig. 8 (almost no influence of the cell size on the elastic branch of the diagram and on the strength, but a significant influence on the post-peak behavior). Thus the microscopic parameters should be calibrated with respect to both particle (r) and cell (c) size. As seen in fig. 8, the results are influenced by the relative size of particles with respect to the cell size rather than by the absolute particle size.

4. CONCLUSION

A method for numerical calibration of particle models using periodic boundary conditions was proposed in this article and verified on a simple case of uniaxial tension. According to our expectations, different post-peak results were obtained for different mutual positions of periodic cell and load and for different particle and cell sizes.

ACKNOWLEDGEMENT

Financial support of the Czech Science Foundation under project GAČR 106/08/1508 and of the Czech Technical University in Prague under project SGS10/020/OHK1/1T/11 is gratefully acknowledged.

REFERENCES

- Cundall, P., Strack, O. 1979. A discrete numerical model for granular assemblies. Geotechnique 29 (1), 47-65.
- [2] Schlangen, E., Garboczi, J. 1996. New method for simulating fracture using an elastically uniform random geometry lattice. Int. J. Eng. Sci. 34 (10), 1131-1134.
- [3] Kun, F., Herrmann, H. J. 1996. A study of fragmentation processes using a discrete element method. Comput. Methods Appl. Mech. and Engrg. 138, 3-18.
- [4] Tavarez, F. A., Plesha, M. E., 2007. Discrete element method for modelling solid and particulate materials. Int. J. Numer. Meth. Eng. 70, 379-404.
- [5] Šmilauer, V. 2010. Cohesive particle model using the discrete element method on the platform Yade. PhD thesis, Faculty of Civil Engineering, Czech Technical University in Prague.
- [6] Stránský, J., Jirásek, M., Šmilauer, V. 2010. Macroscopic properties of particle models. In Proceedings of the International Conference on Modelling and Simulation 2010, Prague.
- [7] https://yade-dem.org
- [8] http://www.oofem.org
- [9] Higham, N. J., 1986. Computing the polar decomposition with applications. SIAM Journal on Scientific and Statistical Computing 7 (4), 1160-1174.
- [10] Kuhl, E. et al., 2001. Microplane modelling and particle modelling of cohesive-frictional materials. In Continuous and Discontinuous Modelling of Cohesive-Frictional Materials, ed. P. A. Veemer et al. Springer, Berlin, 31-46.

POROVNÁNÍ NEDESTRUKTIVNÍ A DESTRUKTIVNÍ METODY STANOVENÍ MODULU PRUŽNOSTI SÁDRY

COMPARISON OF DESTRUCTIVE AND NONDESTRUCTIVE METHODS FOR DETERMINATION OF YOUNG'S MODULUS OF GYPSUM MATERIAL

<u>RICHARD ŤOUPEK¹, TOMÁŠ PLACHÝ², TOMÁŠ MRAČEK³, PAVEL PADEVĚT⁴</u>

Abstract: The paper presents comparison of two different methods for Young's modulus determination: nondestructive and destructive method. The nondestructive one was impulse excitation method, which calculates dynamic Young's modulus based on the measured resonant frequencies of the gypsum specimen, and the destructive one was the standard compression test, which was done on the same specimen. The static Young's modulus was determined from the stress –strain curve during static loading. The results of both methods were compared and summarized at the end of the paper.

Keywords: Gypsum, Resonant Frequency, Nondestructive Testing, Impulse Excitation.

1. ÚVOD

V současné době se pro stanovení mechanických vlastností materiálů (pevnosti v tahu, pevnosti v tlaku, pevnosti v tahu za ohybu a modulu pružnosti) používají především destruktivní statické zkoušky. Kromě těchto metod mohou být pro stanovení modulu pružnosti, smykového modulu a Poissonova čísla využity i nedestruktivní metody, jako jsou ultrazvuková či rezonanční metoda. Velkou výhodou těchto metod je, že stanovení modulu

¹ŤOUPEK RICHARD, Bc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>richard.toupek@fsv.cvut.cz</u>

²PLACHÝ TOMÁŠ, Ing., Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, plachy@fsv.cvut.cz

³MRAČEK TOMÁŠ, Bc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tomas.mracek@fsv.cvut.cz

⁴PADEVĚT PAVEL, Ing., Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pp@cml.fsv.cvut.cz

pružnosti může být několikrát zopakováno na stejných vzorcích, čehož může být využito při stanovení modulu pružnosti za různých podmínek, např. různé vlhkosti nebo teplotě, apod. Nevýhodou je, že hodnoty takto stanoveného, tzv. dynamického modulu pružnosti bývají zpravidla vyšší než hodnoty statického modulu pružnosti, který slouží jako návrhová hodnota ve statických výpočtech. Proto je důležité stanovit vztah mezi statickým a dynamickým modulem pružnosti pro daný materiál.

2. MATERIÁL A ZKUŠEBNÍ TĚLESA

Pro porovnání výsledků nedestruktivních a destruktivních metod byl použita sádrová tělesa o rozměrech 600 × 300 × 170 mm. Testovaným materiálem byla komerčně vyráběná "šedá" sádra (Gypstrend, s.r.o.). Pojivo se skládá z 50 % z přírodního sádrovce těženého v Kobeřicích a z 50 % z chemosádrovce. Pro modifikaci materiálových vlastností byly použity příměsi a hydrofobizační přísada, MH1107, Polyfor, expandovaný Perlit EP150 a Perlit EP180. V závislosti na poměru těchto příměsí a přísad byly výsledné materiály označeny jako MS 84 a MS 86. Použitý vodní součinitel byl 0,80 pro MS84 a 0,95 pro MS86.

3. REZONANČNÍ METODA

Rezonanční metoda pro stanovení dynamického modulu pružnosti materiálu je založena na změření základní rezonanční frekvence kmitání zkušebního tělesa [1]. V našem případě jsme použili rezonanční metodu pro podélné kmitání. Zkušební těleso bylo podepřeno uprostřed, což je v místě uzlové linie prvního podélného tvaru vlastního kmitání tělesa [2]. Snímač zrychlení firmy Bruel&Kjaer typu 4513B byl umístěn na jedné straně sádrového tělesa a na opačné straně bylo sádrové těleso buzeno rázovým kladívkem firmy Bruel&Kjaer typu 8206.

Oba signály, budící síla i odezva (zrychlení), byly měřicí ústřednou Bruel&Kjaer Front-end 3560-B-120 zaznamenány a v programu PULSE 14.0 transformovány pomocí rychlé Fourierovy transformace (FFT) do frekvenční oblasti. Z těchto signálů pak byla vyhodnocena přenosová funkce (FRF) jako poměr odezvy k budící síle a z ní byla určena základní rezonanční frekvence podélného kmitání zkušebního tělesa. Dynamický modul pružnosti (viz Tab. 1) byl určen na základě vztahu

$$E_d = \frac{4lmf^2}{bt},\tag{1}$$

kde *l* je délka zkušebního tělesa [m], *m* je jeho hmotnost [kg], *f* je jeho základní rezonanční frekvence [Hz], *b* je jeho šířka [m] a *t* je jeho výška [m].

Číslo	Тур	m	f	Ed
tělesa	sádry	[kg]	[Hz]	[GPa]
1	MS84	17,02	1403	1,62
2	MS84	15,73	1308	1,30
3	MS84	16,19	1341	1,41
4	MS86	17,78	1342	1,55
5	MS86	16,43	1351	1,45
6	MS86	17,39	1398	1,65
7	MS86	16,24	1307	1,35
8	MS86	16,73	1361	1,50
9	MS84	15,73	1343	1,38
10	MS84	15,11	1193	1,04
11	MS84	16,41	1337	1,42
12	MS86	16,05	1341	1,40
13	MS84	15,88	1353	1,41
14	MS84	16,35	1355	1,46
15	MS84	16,29	1379	1,50
16	MS86	16,46	1325	1,40
17	MS86	16,21	1311	1,35
18	MS86	17,01	1402	1,62
19	MS86	17,31	1412	1,67
20	MS84	16,38	1379	1,51
21	MS84	16,82	1409	1,62
22	MS84	16,27	1307	1,35

Tab. 1. Dynamický modul pružnosti testovaných sádrových těles E_d

4. STATICKÁ ZKOUŠKA PEVNOSTI V TLAKU

Po nedestruktivním zkoušení byla nejprve použita zkouška v tahu za ohybu, tzv. čtyřbodový ohyb. Vzhledem k malým celkovým deformacím, které byly změřeny do závěrečného lomu, a velkým deformacím v místě podepření a zatěžování těles, nebylo možné statický modul pružnosti sádry z této zkoušky vyhodnotit. Po té byly vzniklé poloviny zkušebních těles podrobeny zkoušce pevnosti v tlaku. Celkem bylo zkoušeno osm polovin zkušebních těles (MS84 - 1A, 1B, 3A, 3B, MS86 - 5A, 5B, 6A a 6B). Tělesa byla zkoušena za pomoci hydraulického zatěžovacího stroje INOVA DSM 2500. Zatěžování těles bylo řízeno deformací. Z naměřených dat byla pro každé těleso vyhodnocena pevnost v tlaku a statický modul pružnosti, ten byl vyhodnocen ze zatěžovací křivky jako sečný modul v jedné třetině pevnosti sádrového tělesa. Výsledky jsou shrnuty v Tab. 2. Z měření některých zkušebních těles nebylo možné statický modul pružnosti vyhodnotit, protože protilehlé zatěžované strany vzorku nebyly rovnoběžné a deformace v průběhu zatěžování byla velmi nerovnoměrná.

Číslo	Pevnost v tlaku	Es
tělesa	[MPa]	[GPa]
1A	2,48	1,62
3A	2,08	1,74
5A	2,42	1,76
5B	2,30	1,74
6A	2,77	1,72
6B	2,76	2,97

<i>Tab. 2.</i>	Statický modul	pružnosti test	ovaných sádi	rových těles E _s
		P		

5. ZÁVĚR

Tento článek prezentuje porovnání dvou experimentálních metod pro určení modulu pružnosti sádry. Průměrná hodnota dynamického modulu pružnosti sádry E_d určeného rezonanční metodou pro podélné kmitání sádrových zkušebních těles byla 1,42 ± 0,15 GPa pro materiál MS84 a 1,49 ± 0,12 GPa pro materiál MS86. Celková průměrná hodnota E_d všech vzorků vychází 1,45 ± 0,14 GPa. Průměrná hodnota statického modulu pružnosti E_s určeného ze zkoušky pevnosti sádry v tlaku byla (při vynechání maximální a minimální naměřené hodnoty) 1,74± 0,08 GPa. Dynamický modul pružnosti tedy vychází o 17 % nižší než statický modul. Tento výsledek je velmi zajímavý a bude podroben dalšímu zkoumání, neboť pro jiný často zkoumaný materiál a to beton, je v literatuře naopak uváděno, že dynamický modul pružnosti je až o 20 % vyšší než statický [1].

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu ČVUT v Praze SGS10/136/OHK1/2T/11 "Pokročilé experimentální metody."

LITERATURA

- [1] ASTM C215, 1991, Standard Test Method for Fundamental Transverse, Longitudinal, and Torsional Resonant Frequencies of Concrete Specimens, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing and Materials, 7 s.
- [2] ASTM E1876-01, 2006, Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation of Vibration, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing and Materials, 16 s.
- [3] Singh, M., Garg, M., 1996, Relationship between Mechanical Properties and Porosity of Water-resistant Gypsum Binder. Cement and Concrete Research, 2, s. 449-456.

ROZLOŽENÍ HODNOT DYNAMICKÉHO MODULU PRUŽNOSTI V SÁDROVÉM BLOKU

DISTRIBUTION OF DYNAMIC YOUNG'S MODULUS IN THE GYPSUM BLOCK

<u>RICHARD ŤOUPEK¹</u>, TOMÁŠ PLACHÝ², PAVEL TESÁREK³ MICHAL POLÁK⁴,

Abstract: The paper presents determination of dynamic Young's modulus of the gypsum block in different positions using impulse excitation method. The one side of the gypsum block was exposed to weather conditions and the rest of the block was inside the building for four years. Then the block was cut to smaller specimens and the mass density and dynamic Young's modulus of each one were determined. At the end, the influence of the weather to the distribution of these mechanical properties in the gypsum block was evaluated.

Keywords: Gypsum, Building Material, Weather, Resonant Frequency, Nondestructive Testing, Impulse Excitation.

1. ÚVOD

Sádra se dříve používala jen na vnitřní aplikace jako např. sádrové krytí zdi nebo požární zabezpečení. Stále se však zkoumá její využití jako stavebního materiálu i pro stavební prvky do exteriéru. Z tohoto důvodu je nutné znát základní materiálové vlastnosti různě modifikované sádry nejen v běžných interiérových podmínkách, ale i vliv změny vlhkosti a teploty daný počasím na tyto vlastnosti u prvků umístěných v obvodových pláštích staveb a případně i rozložení těchto vlastností uvnitř sádrového stavebního prvku. V prezentované části

¹ŤOUPEK RICHARD, Bc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, <u>richard.toupek@fsv.cvut.cz</u>

²PLACHÝ TOMÁŠ, Ing., Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, plachy@fsv.cvut.cz

³TESÁREK PAVEL, Ing., Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, tesarek@fsv.cvut.cz

⁴POLÁK MICHAL, doc. Ing. CSc., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, polak@fsv.cvut.cz
projektu je zkoumáno využití rezonanční metody pro stanovení rozložení hodnot modulu pružnosti uvnitř sádrového bloku.

2. MATERIÁL A ZKOUŠENÝ PRVEK

Použitý materiál byla nemodifikovaná sádra vyrobená pouze ze sádry a vody s vodním součinitelem 0,627. Tento materiál byl nazván S0. Vodní součinitel byl použit podle normy ČSN 72 23 01 "Sádrová pojiva". Použitá sádra byla klasifikována jako G13 BIII.

Sádrový blok byl vyroben v dřevěné formě o rozměrech $350 \times 250 \times 600$ mm. Po zatuhnutí sádry byl blok umístěn do fasády Fakulty stavební ČVUT v Praze a to tak, aby jedna strana bloku byla vystavena vnějším vlivům a zároveň lícovala s pláštěm fakulty. Po čtyřech letech byl blok vyjmut a rozřezán na zkušební tělesa $40 \times 40 \times 160$ mm.

3. REZONANČNÍ METODA

Rezonanční metoda pro stanovení dynamického modulu pružnosti materiálu je založena na změření základní rezonanční frekvence podélného kmitání zkušebního tělesa [1]. Zkušební těleso bylo podepřeno uprostřed (Obr. 1), což je v místě uzlové linie prvního podélného tvaru vlastního kmitání tělesa. Snímač zrychlení firmy Bruel&Kjaer typu 4519-003 byl umístěn na jedné straně sádrového tělesa (Obr. 1 – levá strana) a na opačné straně bylo sádrové těleso buzeno rázovým kladívkem firmy Bruel&Kjaer typu 8206 (Obr. 1 – pravá strana).



Obr. 1. Uspořádání měření pro stanovení základní podélné rezonanční frekvence.

Budící síla a odezva (zrychlení), byly transformovány do frekvenční oblasti a byla z nich vyhodnocena přenosová funkce (poměr odezva/budící síla). Z přenosové funkce byla určena základní rezonanční frekvence podélného kmitání zkušebního tělesa a dynamický modul pružnosti E_d byl určen na základě vztahu

$$E_d = \frac{4lmf^2}{bt},\tag{1}$$

kde l je délka zkušebního tělesa [m], m je jeho hmotnost [kg], f je základní rezonanční frekvence podélného kmitání tělesa [Hz], b je jeho šířka [m] a t je jeho výška [m].

4. VÝSLEDKY

Po rozřezání sádrového bloku na zkušební tělesa byly všechny tři rozměry každého tělesa na několika místech přeměřeny a tělesa byla zvážena. Z těchto údajů byla vypočtena objemová hmotnost těles a sestaveno rozložení objemové hmotnosti v původním bloku (Obr. 2). Dále byla pro každé těleso určena základní rezonanční frekvence podélného kmitání výše popsaným způsobem (Obr. 3) a určen dynamický modul pružnosti (Obr. 4).



Obr. 2. Objemové hmotnosti zkušebních těles.



Obr. 3. Základní rezonanční frekvence podélného kmitání zkušebních těles.



Obr. 4. Rozložení hodnot dynamického modulu pružnosti E_d v sádrovém bloku.

5. ZÁVĚR

Tento článek prezentuje výsledky experimentu, ve kterém byla jedna strana sádrového bloku dlouhodobě vystavena venkovnímu působení vlivu počasí, a bylo zkoumáno, jak tato skutečnost ovlivní jeho mechanické vlastnosti. Objemová hmotnost jednotlivých zkušebních těles, na které byl blok rozřezán, byla prakticky stejná. Největší odchylka od průměrné hodnoty 1220 kg/m³ je 3,4 %. Výsledky ukazují, že hodnoty dynamického modulu pružnosti bloku jsou nižší uprostřed než po stranách. Avšak hodnoty modulů pružnosti zkušebních těles na vnitřní straně (Obr.4 – tělesa označená VI) a na vnější straně (Obr. 4 – tělesa označená I) se příliš neliší. Z výsledků vyplývá, že vystavení jedné strany sádrového bloku dlouhodobým vlivům počasí nemělo vliv na změnu jeho dynamického modulu pružnosti.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu ČVUT v Praze SGS10/136/OHK1/2T/11 "Pokročilé experimentální metody."

- ASTM C215, 1991, Standard Test Method for Fundamental Transverse, Longitudinal, and Torsional Resonant Frequencies of Concrete Specimens, Annual Book of ASTM Standards, American Society for Testing and Materials, 7 s.
- [2] Colak, A., 2000, Density and Strength Characteristics of Foamed Gypsum. Cement and Concrete Composites, Vol. 22, s. 193-200.
- [3] Singh, M., Garg, M.: Relationship between Mechanical Properties and Porosity of Waterresistant Gypsum Binder. Cement and Concrete Research, 2, 1996, s. 449-456.

NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ LAMINOVANÝCH SKLENĚNÝCH NOSNÍKŮ

NUMERICAL MODELLING OF LAMINATED GLASS BEAMS

ZEMANOVÁ ALENA¹, ZEMAN JAN²

Abstract: Glass is the most frequently used transparent material in the building envelopes. This contribution briefly presents linear elastic and finite-strain numerical models aimed at efficient simulation of laminated glass beams. The adopted approach is based on considering independent kinematics of each layer, tied together via Lagrange multipliers. Validation and verification of the resulting model against independent data demonstrate its accuracy, showing its potential for generalization towards more complex problems.

Keywords: Laminated glass beams, Finite Element Method, Lagrange multipliers

1. ÚVOD

Sklo je příkladem křehkého materiálu. To je důvodem pro použití tzv. bezpečnostního skla v konstrukcích, při jejichž poškození by mohly střepy svým pádem ohrozit bezpečnost lidí. Mezi bezpečnostní skla patří laminované sklo, viz. obr. 1., což je vícevrstvý materiál vyrobený spojením dvou nebo více vrstev skla pomocí mezivrstvy - typicky z polyvinyl butyralové (PVB) fólie. Tato mezivrstva udrží po určitou dobu střepy skla při rozbití.



Obr. 1. Laminované sklo

¹ Ing. Zemanová Alena, Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze, zemanova.alena@gmail.com

²Doc. Ing. Zeman Jan, Ph.D., Katedra mechaniky, Fakulta stavební, ČVUT v Praze, zemanj@cml.fsv.cvut.cz

2. NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ

Navrhování skleněných konstrukcí bylo po dlouhou dobu založeno na empirických znalostech. S rostoucím trendem využití skla v moderní architektuře na velkoformátové obvodové pláště či zastřešení budov je nutné detailněji analyzovat chování skleněného prvku.

Nejčastěji se chování laminovaných skleněných prvků odhaduje z limitních případů, viz obr. 1. V prvním limitním případu je prvek modelován jako monolitický skleněný nosník s tloušťkou rovnou celkové tloušťce laminovaného prvku, zatímco v druhém mezním případě je skleněný prvek modelován ze dvou skleněných vrstev, které nejsou navzájem propojeny žádnou mezivrstvou a mohou po sobě volně prokluzovat, tzv. vrstvený prvek. Jak je zřejmé z dostupných experimentálních měření, není výběr limitního stavu pro určení chování laminovaného skleněného prvku jednoduchý a jednoznačný, záleží například na délce trvání zatížení a okolní teplotě. Analytické metody nejsou pro praktické konstrukce obvykle použitelné, protože nalezení řešení v uzavřeném tvaru je možné jen pro specifické okrajové podmínky. Proto se zdá být vhodné formulovat problém rovnou v diskrétním tvaru, typicky s využitím metody konečných prvků. V komerčních konečněprvkových programech je často pro výpočet laminovaných konstrukcí použit homogenní prvek s efektivní tuhostí, která je určena z geometrické struktury zasklení. Tento přístup však není vhodný pro laminované skleněné prvky vzhledem k výrazně odlišným materiálovým vlastnostem křehkého skla a viskoelastického PVB. V dalším textu jsou zběžně představeny námi navržené numerické modely.

Při jejich formulaci vyjdeme z podmínek rovnováhy, formulovaných pro jednotlivé vrstvy nezávisle, a geometrických podmínek spojitosti. To vede na soustavu rovnic ve tvaru

$$f_{\text{int}}^{(i)}(\mathbf{r}^{(i)}) - f_{\text{ext}}^{(i)} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{b}(\mathbf{r}) - \mathbf{d} = \mathbf{0}, \quad i = 1, 2, 3,$$
(1)

kde $f_{int}^{(i)}$ a $f_{ext}^{(i)}$ označují vektory vnitřních a vnějších zobecněných uzlových sil a zatížení pro jednotlivé vrstvy, vyjádřené pomocí vektoru zobecněných posunů *i*-té vrstvy $r^{(i)}$, funkce b(r) vyjadřuje kombinaci jednotlivých stupňů volnosti vystupujících v podmínkách spojitosti posunů mezi vrstvami a vektor *d* je určen na základě tloušťek jednotlivých vrstev.

Vzájemné silové působení mezi jednotlivými vrstvami zavedeme pomocí vektoru Lagrangeových multiplikátorů λ , jehož jednotlivé složky mají význam dodatečných uzlových sil zajišťujících kompatibilitu konstrukce. Po tomto kroku přejde rovnice (1) na tvar

$$\boldsymbol{f}_{\text{int}}(\boldsymbol{r}) - \boldsymbol{f}_{\text{ext}} + \left(\frac{\partial \boldsymbol{b}(\boldsymbol{r})}{\partial \boldsymbol{r}}\right)^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\lambda} = \boldsymbol{0}, \quad \boldsymbol{b}(\boldsymbol{r}) - \boldsymbol{d} = \boldsymbol{0}.$$
⁽²⁾

2.1. LINEÁRNÍ

V případě geometricky lineárního modelu je soustava (2) řešitelná poměrně jednoduše. Platí

$$\boldsymbol{f}_{\text{int}}(\boldsymbol{r}) = \boldsymbol{K}\boldsymbol{r}, \quad \boldsymbol{b}(\boldsymbol{r}) = \boldsymbol{B}\boldsymbol{r}, \tag{3}$$

kde K je matice tuhosti konstrukce a B řídká matice obsahující +1, -1 a poloviny tlouštěk jednotlivých vrstev. V příkladech uváděných v následující sekci byla matice K odvozena z matice dvojuzlového prvku Reissner-Mindlin-Timošenkova nosníkového prvku s lineární aproximací posunů a selektivní jednobodovou integrací pro zamezení smykového ztuhnutí, viz [1].

2.2. NELINEÁRNÍ

Pro geometricky nelineární model představuje rovnice (2) soustavu nelineárních algebraických rovnic, které jsou řešeny pomocí kvadraticky konvergentní Newtonovy metody. Výraz pro nelineární závislost vnitřních sil na posunech je převzat z práce [2], která se zabývá konečněprvkovou diskretizací Reissnerova nosníkového model v oboru konečných deformací. Aproximace a způsob odstranění smykového zamknutí jsou stejné jako v lineárním případě; v případě malých posunů a deformací se rovnice redukují na tvar odpovídající lineárnímu modelu.

3. VALIDACE A VERIFIKACE

Pro validaci a verifikaci prezentovaných přístupů byly předchozí konečněprvkové modely implementovány s použitím systému MATLAB® a porovnány s experimentálními daty a výsledky analytických a numerických modelů prezentovaných v článku [3].

V tabulce 1. jsou porovnány průhyby uprostřed prostě podepřeného nosníku s převislými konci zatíženého uprostřed osamělou silou 50 N. Jedná se o laminovaný nosník o složení sklo/PVB/sklo (tloušťky 5/0,38/5 mm). Nosník je symetrický o šířce 0,1 m a celkové délce 1 m, vzdálenost mezi podporami je 0,8 m, délky převislých konců jsou 0,1 m. Youngův modul pružnosti a Poissonovo číslo jsou uvažovány pro sklo 64,5 GPa a 0,23 a pro PVB mezivrstvu 1,287 MPa a 0,4. Numerické hodnoty průhybu jsou určeny pro 50 prvků na délku nosníku pro každou vrstvu (25 prvků na symetrické polovině).

V tabulce jsou dále uvedeny hodnoty průhybu pro limitní případy. Veličina η_{exp} resp. η_{an} značí relativní chybu dané hodnoty vůči odpovídající experimentální hodnotě resp. vůči hodnotě analytického řešení. Hodnoty vypočtená pomocí lineárního a nelineárního modelu jsou totožné, což vyplývá z okrajových podmínek prostého podepření konstrukce.

Model	Průhyb [mm]	η_{exp}	η_{an}	
Laminovaný skleněný nosník: tloušťka [mm] 5/0,38/5 (sklo/PVB/sklo)				
Experiment	1,27	_	-5,2%	
Analytický model	1,34	5,5%	_	
Numerický model lineární	1,34	5,5%	0%	
Numerický model nelineární	1,34	5,5%	0%	
Monolitický skleněný nosník: tloušťka [mm] 10,38 (sklo)				
Analytický výpočet - lineární	0,89	-30,1%	-33,8%	
Vrstvený skleněný nosník: tloušťka [mm] 5/5 (sklo/sklo)				
Analytický výpočet - lineární	3,97	213%	196%	

Tab. 1. Porovnání průhybů uprostřed prostě podepřeného nosníku (zatížení 50 N)

Porovnání odezvy jednotlivých modelů pro oboustranně vetknutý nosník zatížený uprostřed osamělou silou 15 N je uvedeno v tabulce 2.

Tab. 2. Porovnání průhybů uprostřed oboustranně vetknutého nosníku (zatížení 15 N)

Model	Průhyb [mm]	η_{an}	η_{num}	
Laminovaný skleněný nosník: tloušťka [mm] 2,12/0,76/2,12 (sklo/PVB/sklo)				
Analytický model	5,92	_	0%	
Numerický model (viz [3]) – stěnové prvky	5,92	0%	—	
Numerický model lineární – nosníkové p.	14,44	144%	144%	
Numerický model nelineární– nosník. p.	6,00	1,3%	1,3%	
Monolitický skleněný nosník: tloušťka [mm] 5 (sklo)			
Analytický výpočet - lineární	7,85	32,6%	32,6%	
Vrstvený skleněný nosník: tloušťka [mm] 2,12/2,12 (sklo/sklo)				
Analytický výpočet- lineární	51,48	770%	770%	

Laminovaný nosník o složení sklo/PVB/sklo (tloušťky 2,12/0,76/2,12 mm) je symetrický o délce 1,5 m a šířce 0,05 m. Youngův modul pružnosti a Poissonovo číslo jsou uvažovány pro sklo 64,5 GPa a 0,23. Pro PVB mezivrstvu jsou hodnoty modulu pružnosti ve smyku

a Poissonovo číslo 1000 kPa a 0,4. Numerické hodnoty průhybu jsou určeny pro 50 prvků na délku nosníku pro každou vrstvu (25 prvků na symetrické polovině). Veličina η_{an} resp. η_{num} značí relativní chybu dané hodnoty vůči odpovídající odezvě analytického řešení resp. numerického konečněprvkového řešení pomocí stěnových prvků popsaného v [3].

Z předchozích tabulkových porovnání je zřejmé, že navržené modely jsou vhodné pro popis chování laminovaných skleněných nosníků. V prvním případě je dostačující použití jednoduchého lineárního numerického modelu, ve druhém příkladu však je již nutné postihnout chování konstrukce podrobnějším nelineárním modelem. Tento navržený model využívající Reissnerova nosníkového prvku je výpočetně nenáročný oproti numerickému modelu v komerčním programu ANSYS® s použitím stěnového prvku zohledňujícího velké deformace popsaného autory článku [3]. Dále je zřejmé, že rozpětí limitních případů (monolitický – vrstvený nosník) je značné a pro nelineární chování konstrukce nelze tyto jednoduché výpočty vůbec využít, protože je vypočtená hodnota průhybu mimo tyto meze.

4. ZÁVĚR

V předchozí diskuzi výsledků bylo ukázáno, že navržené modely jsou vhodné pro simulaci odezvy laminovaných skleněných nosníků, protože jsou dostatečně přesné pro praktické použití, avšak stále jsou ještě výpočetně relativně nenáročné. Autoři by se dále rádi věnovali vytvoření numerického modelu s viskoelastickým chováním PVB mezivrstvy a modelování laminovaných skleněných desek.

PODĚKOVÁNÍ

Tato práce byla podpořena grantem Studentské grantové soutěže ČVUT č. SGS10/020/OHK1/1T/11.

- [1] Matouš, K., Šejnoha, M., and Šejnoha, J. (1998). *Energy based optimization of layered beam structures*. Acta Polytechnica, 38(2):5–15.
- [2] Ibrahimbegovic, A. and Frey, F. (1993). *Finite element analysis of linear and non-linear planar deformations of elastic initially curved beams*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 36(19):3239–3258.
- [3] Asik, M. Z. and Tezcan, S. (2005). *A mathematical model for the behavior of laminated glass beams*. Computers and Structures, 83:1742–1753.

VODNÍ SOUČINITEL A JEHO VLIV NA VLASTNOSTI CEMENTOVÉ PASTY

WATER-CEMENT RATIO AND HIS INFLUENCE ON PROPERTIES OF CEMENT PASTE

ONDŘEJ ZOBAL¹, PAVEL PADEVĚT²

Abstrakt: Vodní součinitel – hmotnostní poměr vody a pojiva – výrazným způsobem ovlivňuje vlastnosti zhydratované směsi (např. cementu), především v podobě volné vody, která vede ke vzniku porézní struktury. V článku jsou uvedeny závislosti vodního součinitele a vybraných mechanických vlastností pro cementovou pastu.

Keywords: water ratio, cement paste, volume weight, compressive strength, tensile strength

1. ÚVOD

Cement jako jedna z primárních složek betonu patří k nejdůležitějším stavebním materiálům. Základní směs betonu tvoří cement, voda a kamenivo. Do směsi se podle potřeby přidávají různé přísady a příměsi. Cement plní úlohu pojiva, které po smíchání s vodou tvrdne a výslednou pevnost si zachovává i pod vodou. Vodní součinitel, tedy poměr vody a cementu, může mít různou hodnotu. Tato hodnotu má vliv na výslednou strukturu hmoty a ovlivňuje její vlastnosti.

Clánek popisuje experiment, který se zabýval změnou objemové hmotnosti a změnou vybraných mechanických vlastností (pevnost v tlaku a pevnost v tahu za ohybu) vlivem měnící se hodnoty vodního součinitele a působením narůstajících teplot. Pro experiment byl použit cement s označením CEM I 42,5 R, tedy portlandský rychle tuhnoucí cement s pevností v tlaku 42,5 MPa. Zkušební tělesa byla vyrobena pro potřeby zkoušek ve dvou variantách z cementové pasty. Cementová pasta byla namíchána s potřebného množství vody

¹Ing. ZOBAL ONDŘEJ, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, ondrej.zobal@fsv.cvut.cz

²Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevet@fsv.cvut.cz

a cementu ve třech variantách vodního součinitele: 0,3; 0,4 a 0,5. Z důvodu lepší zpracovatelnosti byl do směsi s vodním součinitelem 0,3 a 0,4 přidán plastifikátor (do 0,3 to bylo 2,0% a do 0,4 to bylo 1,5% objemu cementu).

2. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Zkušební tělesa byla vyrobena ve variantě válečky (průměr 10 mm, délka 100 mm) a trámečky (rozměry $20 \times 20 \times 100$ mm). Tělesa byla měřena při základní teplotě 20 °C a pak po zahřátí na vybrané teploty 200, 300, 450 a 600 °C. Jednotlivá měření byla provedena po 28 dnech zrání na skupinách vzorků o pěti kusech, výsledky byly statisticky vyhodnoceny.

Na Obr. 1 je znázorněn pomocí grafu vývoj hodnot objemové hmotnosti zkušebních těles. Jedná se o průměrné hodnoty všech skupin vzorků (trámečků i válečků, jejichž hodnoty se lišily do 3%). Na grafu je vidět, že nejvyšších hodnot dosáhly tělesa s vodním součinitel 0,3 a nejnižších hodnot tělesa z největším obsahem vody, tedy s vodním součinitelem 0,5. S narůstající teplotou je vidět klesající trend hodnot, kdy největší pokles proběhl o těles s nejvyšší hodnotou vodního součinitele.



Obr. 1: Vývoj objemových hmotností těles z cementové pasty s různým vodním součinitelem

Na zkušebních tělesech tvaru válečků byla provedena zkouška pevnosti v tlaku. Výsledné hodnoty pevnosti v tlaku jsou vidět na Obr. 2. Nejvyšších hodnot dosáhly tělesa s vodním součinitelem 0,3 a můžeme u nich sledovat trend, že hodnoty s narůstající teplotou klesají. Tento trend ovšem nelze pozorovat u skupiny těles s vodním součinitelem 0,4 a 0,5, kde po zahřátí těles na teplotu 200 °C došlo k nárůstu hodnot a k jejich poklesu došlo až při zahřátí na vyšší teploty. U těles s vodním součinitelem 0,4 a hlavně 0,5 se hodnoty pevnosti v tlaku při

teplotách 450 °C a 600 °C blíží k nule, tělesa byl po zahřátí na tyto teploty výrazně popraskaná, úbytek vody byl vysoký.



Obr. 2: Pevnost v tlaku těles z cementové pasty s různým vodním součinitelem

Na trámečcích byla provedena tříbodová ohybová zkouška pevnosti. Výsledné hodnoty pevnosti v tahu za ohybu jsou uvedeny na Obr. 3. Z výsledků je patrný obdobný trend jako u pevnosti v tlaku, kdy nejvyšších hodnot dosáhly tělesa s vodním součinitelem 0,3, nejnižších s poměrem vody a cementu 0,5 a s při zahřátí na 200 °C k nárůstu pevností. Tělesa s vodním součinitelem 0,5 nemohla být po zahřátí na teplotu 600 °C kvůli velkému poškození vyzkoušena.



Obr. 3. Obr. 1. Pevnost v tahu za ohybu těles z cementové pasty s různým vodním součinitelem

3. ZÁVĚR

Experiment splnil předpoklad, který počítal s vlivem hodnoty vodního součinitele na vybrané vlastnosti cementové pasty. S rostoucí hodnotou vodního součinitele, tedy obsahu vody ve směsi, se zvyšuje obsah pórů a klesá hodnota objemové hmotnosti těles. Stejná trend je vidět i u pevnosti v tlaku a pevnosti v tahu za ohybu. Tento trend umocňuje zahřátí těles na vyšší teploty. Z výsledků je vidět, že je velmi důležité dbát při výrobě cementových (resp. betonových) směsí na množství použité vody.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu SGS 10/136/OHK1/2T/11.

- [1] Zobal, O. 2009. Vliv teploty na materiálové vlastnosti cementové pasty, Diplomová práce, Fakulta stavební ČVUT v Praze. 58 s.
- [2] Pytlík, P. 1997. Technologie betonu, Vysoké učení technické v Brně. 41 81 s.
- [3] Padevět, P., Zobal, O. 2010. *Material Properties of Small Specimens from Cement Paste*, Metallurgy 49 (2), April/June 2010, Zagreb. 448 - 450 s.

CHOVÁNÍ CEMENTOVÉ PASTY PO TEPLOTNÍM ZATÍŽENÍ CEMENT PASTE BEHAVIOR AFTER TEMPERATURE LOAD

ONDŘEJ ZOBAL¹, PAVEL PADEVĚT²

Abstrakt: Negativní vliv vysoké teploty (nad 450 °C) na mechanické vlastnosti cementové pasty je všeobecně znám. Různé cementy, např. CEM I a CEM II, se ale mohou chovat při teplotním, resp. po teplotním, namáhání velice rozdílně. Negativní vliv teploty by mohl být omezen použitím "vhodnějšího" (teplotně odolnějšímu) cementu, případně cementu se specifickým složením, které by respektovalo další užitné vlastnosti (v našem případě odolnost vůči teplotám).

Keywords: cement paste, high temperature, mechanical properties

1. ÚVOD

Beton pro své užitné vlastnosti patřil a stále patří mezi nejdůležitější materiály ve stavebnictví. Jednou ze základních složek betonu je cement. Cement je hydraulické pojivo, které po spojení s vodou díky hydratačním reakcím tvrdne. Svou pevnost si cement zachovává i pod vodou. Po zatížení různými teplotami se však vlastnosti cementové pasty začnou měnit. Následující článek se zabývá vlivem vysokých teplot na vybrané mechanické vlastnosti cementové pasty.

2. MATERIÁL A EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY

Pro výrobu směsi cementové pasty byly pro porovnání použity cementy s označením dle normy ČSN EN 197 – 1 CEM I 42,5 R a CEM II 32,5 R. Zkušební vzorky byla vyrobena pro potřeby experimentu ve dvou variantách – válečky o průměru 10 mm a délce 100 mm a trámečky o rozměrech 20 \times 20 \times 100 mm. Na válečcích byla provedena mechanická destruktivní zkouška pevnosti v tlaku a pomocí tenzometru byly zjištěny hodnoty poměrného

¹Ing. ZOBAL ONDŘEJ, Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, ondrej.zobal@fsv.cvut.cz

²Ing. PADEVĚT PAVEL, Ph.D., Czech Technical University in Prague, Faculty of Civil Engineering, Department of Mechanics, pavel.padevět@fsv.cvut.cz

přetvoření a poté určen statický modul pružnosti. Na trámečcích byla provedena mechanická destruktivní zkouška pevnosti v tahu za ohybu. Pro obě zkoušky byl použit elektromechanický přístroj MTS Aliance RT - 30, s maximální zatěžovací silou v tlaku i v tahu 30 kN.

Cementová pasta pro výrobu zkušebních vzorků měla různé hodnoty vodního součinitele, tedy poměru použité vody a cementu. Pro cementovou pastu z cementu CEM I 42,5 R to bylo 0,3; 0,4 a 0,5 a z cementu CEM II 32,5 R jsou uvedeny výsledky pro vodní součinitel s hodnotou 0,3 a 0,5. Pro lepší zpracování směsi a výrobu zkušebních vzorků byl pro hodnoty vodního součinitele 0,3 a 0,4 do cementové pasty přidán plastifikátor.

Pro experiment byly zvoleny tyto základní zatěžovací teploty: 20 °C (normální stav), 200 °C (vypuzení volné vody), 450 °C (rozklad jílu – křemičitá složka) a 600 °C (rozklad portlanditu – oxidu vápenitého). Protože u těles s vyšším obsahem vody ve směsi (s vyšším vodním součinitelem – hodnoty 0,4 a 0,5) docházelo při teplotách 450 °C a 600 °C k rozpadu zkušebních vzorků, byly zvoleny navíc mezilehlé teploty: 300 °C, 350 °C a 400 °C. pro každou teplotu a vodní součinitel byla zkoušena skupina pěti vzorků. Výsledky byly statisticky vyhodnoceny.

3. EXPERIMENTÁLNÍ VÝSLEDKY

Získané pevnosti v tlaku vzorků vyrobených z jednotlivých cementových past jsou uvedeny na Obr. 1. Nejvyšší hodnotu pevnosti v tlaku mají vzorky z cementové pasty CEM I s w/c = 0,3 při 20 °C, další hodnoty těchto vzorků při vyšších teplotách klesají. U ostatních směsí je vidět jiný průběh, při 200 °C došlo k nárůstu a až poté k poklesu pevností v tlaku.



Obr. 1: Pevnost v tlaku po 28 dnech vzorků z cementových past v závislosti na teplotě

Na Obr. 2 jsou graficky znázorněny výsledky zkoušky pevnosti v tahu za ohybu, které byly provedeny na vzorcích tvaru trámečků. Nejvyšší pevnost v tahu za ohybu byla naměřena u vzorků z CEM II s w/c = 0,3 při 200 °C. I u této mechanické vlastnosti můžeme sledovat trend nárůstu hodnot při zahřátí vzorků na 200 °C.



Obr. 2: Pevnost v tahu za ohybu po 28 dnech vzorků vyrobených z cementových past v závislosti na teplotě

Vyhodnocení statického modulu pružnosti pomocí získaných výsledků ze zkoušky pevnosti v tlaku a z měření poměrného přetvoření pomocí tenzometru je vidět na Obr. 3. Zde došlo u většiny skupin vzorků s narůstající teplotou k poklesu hodnot, ovšem nejvyšší hodnota byla naměřena u vzorků z CEM I s w/c = 0,3 při teplotě 200 °C, kdy došlo oproti stavu při 20 °C k nárůstu hodnoty statického modulu pružnosti.



Obr. 3: Statický modul pružnosti vzorků z cementových past v závislosti na teplotě

4. ZÁVĚR

S ohledem na zjištěné hodnoty jednotlivých sledovaných mechanických vlastností by bylo zajímavé se nadále věnovat oblasti zatížení vzorků z cementové pasty teplotou v rozmezí 20 °C až 450 °C. Při teplotách vyšších jak 450 °C se hodnoty veličin blíží již k nule. Nejzajímavější trend lze sledovat při teplotě 200 °C, po zahřátí vzorků na tuto teplotu byl naměřen u většiny skupin vzorků nárůst jednotlivých mechanických vlastností.

PODĚKOVÁNÍ

Tento článek vznikl za podpory grantu SGS 10/136/OHK1/2T/11.

- [1] Zobal, O. 2009. Vliv teploty na materiálové vlastnosti cementové pasty, Diplomová práce, Fakulta stavební ČVUT v Praze. 58 s.
- [2] Soroka, I. 1993. Concrete in Hot Environments, Oxford, Great Britain, s. 1 19
- [3] Padevět, P., Zobal, O. 2010. Change of Material Properties of the Cement paste CEM I, EAN – Proceedings, Velké Losiny, May 31 – June 3 2010. 307 – 311 s.
- [4] Český normalizační institut. 2001. Cement Část 1: Složení, specifikace a kritéria shody cementů pro obecné použití, Praha, ČSN EN 197 – 1 (72 2101)