

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební
Katedra mechaniky



**Chování betonových nosníků vystavených cyklům
částečného namáčení a vysychání: numerické
modelování a experiment**

**Behavior of concrete beams subject to partial
wetting and drying cycles: numerical modeling and
experiment**

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Studijní program: Stavební inženýrství
Studijní obor: Konstrukce a dopravní stavby

Vedoucí práce: Ing. Petr Havlásek, Ph.D.

Bc. Štěpán Krátký
Praha 2023

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: Krátký Jméno: Štěpán Osobní číslo: 477244
 Zadávající katedra: Katedra mechaniky K132
 Studijní program: Stavební inženýrství
 Studijní obor/specializace: Konstrukce a dopravní stavby

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce: Chování betonových nosníků vystavených cyklům částečného namáčení a vysychání:
 numerické modelování a experiment

Název diplomové práce anglicky: Behavior of concrete beams subject to partial wetting and drying cycles:
 numerical modeling and experiment

Pokyny pro vypracování:

- 1) Literární rešerše: modelování betonu vystaveného cyklickým změnám vlhkosti; relevantní experimentální data.
- 2) Navázání na probíhající experiment, ve kterém je studován vliv zvlhčovacích cyklů na průhyb betonových nosníků a změnu hmotnosti doprovodných těles. Experimentální měření a vyhodnocení dat.
- 3) Vytvoření výpočetního modelu v programu OOFEM pro výše uvedený experiment. Identifikace materiálových parametrů, diskuze, případně návrh na úpravu existujících konstitutivních vztahů (zejména pro smrštění a bobtnání betonu).

Seznam doporučené literatury:

Bažant Z.P., Jirásek, M.: Creep and Hygrothermal Effects in Concrete Structures, 2018
 Hall, H., Hoff, W.D.: Water transport in brick, stone and concrete, 2012
 Kunzel, H.M.: Simultaneous Heat and Moisture Transport in Building Components, 1995
 Dokumentace k programu OOFEM.org

Vědecké články a normy týkající se problematiky

Jméno vedoucího diplomové práce: Petr Havlásek

Datum zadání diplomové práce: 23. 2. 2023

Termín odevzdání DP v IS KOS: 22. 5. 2023

Údaj uveďte v souladu s datem v časovém plánu příslušného ak. roku

Podpis vedoucího práce

Podpis vedoucího katedry

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Beru na vědomí, že jsem povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je nutné uvést v diplomové práci a při citování postupovat v souladu s metodickou příručkou ČVUT „Jak psát vysokoškolské závěrečné práce“ a metodickým pokynem ČVUT „O dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací“.

27. 02. 2023

Datum převzetí zadání

Podpis studenta(ky)

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci na téma „Chování betonových nosníků vystavených cyklům částečného namáčení a vysychání: numerické modelování a experiment“ vypracoval samostatně pod odborným vedením Ing. Petra Havláška, Ph.D. a že jsem uvedl veškeré použité zdroje informací.

Štěpán Krátký

Praha, květen 2023

Poděkování

Děkuji vedoucímu práce Ing. Petru Havláskovi, Ph.D. za cenné rady, odborné vedení, konstruktivní kritiku při tvorbě práce, prof. Ing. Vítu Šmilauerovi, Ph.D., Ing. Lence Dohnalové a doc. Ing. Pavlu Reitermanovi, Ph.D. za poskytnutá data. Dále děkuji Studentské grantové soutěži ČVUT, grant číslo SGS23/032/OHK1/1T/11 a Grantové agentuře České republiky, projekt číslo 21-03118S.

Abstrakt

Cykly přímého kontaktu s vodou a následného vysychání jsou obvyklým druhem namáhání betonových konstrukcí. Navzdory tomu jsou související experimentální data velmi vzácná. Tento fakt vedl k provedení experimentu, cíleného na prozkoumání vlivu jednostranného cyklického namáčení betonových nosníků o rozpětí 2,5 m a výškách 100, 150 a 200 mm na vývoj jejich průhybu. Výsledky ukázaly, že chování nosníků se v jednotlivých cyklech značně liší. Cílem této práce je podrobné vyhodnocení experimentálních dat a identifikace trendů ve vývoji průhybu a vlhkosti. Sdružená analýza kombinující úlohu transportu vlhkosti a následnou mechanickou odezvu byla využita pro studium jevů ovlivňujících mechanické chování nosníků. Úkolem numerického modelování je mimo jiné ověřit, zda je možné pomocí zavedených konstitutivních modelů tuto úlohu věrně zachytit a v opačném případě navrhnout jejich možnou úpravu.

Abstract

Cycles of direct contact with water and subsequent drying are a common type of loading of concrete structures. However, relevant experimental data are very scarce. Therefore, an experimental study was conducted. This study monitored the time development of vertical deflection of concrete beams with a 2.5 m span and heights of 100 mm, 150 mm and 200 mm, subjected to one-sided humidity cycles. The results showed significant variation in the behavior of the beams in each cycle. The objective of this thesis is to provide a detailed evaluation of the experimental data and to identify trends in deflection and moisture development. A coupled analysis, combining the problem of moisture transport and subsequent mechanical response, was utilized to study phenomena influencing the mechanical behavior of the beams. The purpose of numerical modeling is, among other things, to verify whether it is possible to accurately capture this problem using the established constitutive models and, if not, to propose possible corrections.

Klíčová slova

beton, dotvarování, smršťování, bobtnání, cyklické zvlhčování a vysychání, numerické modelování, sdružená analýza, transport vlhkosti

Keywords

concrete, creep, shrinkage, swelling, cyclic wetting and drying, numerical modeling, coupled analysis, moisture transport

Obsah

1	Motivace	17
2	Teorie	19
2.1	Dotvarování a smršťování betonu	19
2.2	Transport vlhkosti	20
2.2.1	Voda v betonu	20
2.2.2	Sorpční izoterma	21
2.3	Modelování okrajových podmínek	23
2.4	Cyklické nasákání betonu v literatuře	24
3	Experiment a data	31
3.1	Popis a průběh zkoušek	31
3.1.1	Průběh zkoušky 2019-2021	33
3.1.2	Průběh zkoušky 2022	34
3.1.3	Vlhkost a teplota prostředí	35
3.2	Výsledky experimentů	35
3.2.1	Přidružené kvádry – vlhkost	35
3.2.2	Nosníky – průhyb	37
3.2.3	Sorpční izoterma	40
4	Popis numerického modelu pro slepou predikci	41
4.1	Použité materiálové modely	41
4.1.1	Vedení vlhkosti	41
4.1.2	Model pro dotvarování a objemové změny betonu	42
4.2	Prostorová diskretizace	44
4.2.1	Přidružené kvádry	44
4.2.2	Nosníky	45
4.3	Časová diskretizace	45
4.4	Okrajové podmínky	46
4.4.1	Vedení vlhkosti	46
4.4.2	Mechanika	47
5	Slepá predikce	49
5.1	Varianty výpočetních modelů	49
5.2	Přidružené kvádry – vlhkost	49
5.3	Nosníky – průhyb	51
6	Kalibrace transportního modelu	53
6.1	Varianty výpočetních modelů	53
6.2	Kalibrace	53
6.2.1	Sorpční izoterma	53
6.2.2	Difuzivita	53
6.3	Výsledky simulací	56
6.3.1	Výsledky kalibrace – <i>HK</i>	56

6.3.2	Vliv modifikace konstitutivního modelu na rychlost zvlhčování – <i>HK 10⁶</i>	58
6.3.3	Srovnání rozložení vlhkosti v průřezu modelů <i>BN 130</i> a <i>HK</i>	60
6.3.4	Vliv geometrie prvku na rozložení vlhkosti – <i>HK</i>	63
7	Analýza chování nosníků v průběhu experimentu	67
7.1	Varianty výpočetních modelů	67
7.2	První série simulací s lineárním materiálovým modelem	68
7.2.1	Vývoj průhybu nosníků – model <i>HK+MPS B3</i>	68
7.2.2	Vliv rozložení vlhkosti v průřezu na charakter vývoje průhybu – model <i>HK+MPS lin el</i>	70
7.2.3	Rozložení napětí v průřezu během nasákání a vysychání – model <i>HK+MPS B3</i>	71
7.3	Nelineární materiálový model pro zohlednění poškození taženého betonu . .	76
7.3.1	Vývoj průhybu nosníků – model <i>HK+MPS mod dam</i>	77
7.3.2	Rozložení poškození v průřezu – model <i>HK+MPS mod dam</i>	77
7.3.3	Přírůstková tuhost – vyhodnocení vlivu poškození na ohybovou tu- host průřezu	80
7.4	Závislost parametru k_{sh} na relativní vlhkosti pórů – model <i>HK+MPS ksh</i> .	81
7.5	Dotvarování za cyklicky proměnné vlhkosti – model <i>BN 130+MPS khc dam</i>	82
7.6	Vliv heterogenního modelu na mechanickou odezvu v prvních minutách zvlhčování	83
8	Závěr	87

Seznam použitých symbolů

Latinská abeceda - malá písmena

Symbol	Popis	Jednotka
a	Hmotnostní zastoupení kameniva v betonové směsi	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
b	Šířka průřezu	mm
c	Hmotnostní zastoupení pojiva v betonové směsi	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
$c(h)$	Permeabilita betonu	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{den}^{-1}$
f	Povrchový součinitel pro přestup vlhkosti	$\text{mm}\cdot\text{den}^{-1}$
$f_c(t)$	Pevnost betonu v tlaku	Pa
$f_t(t)$	Pevnost betonu v tahu	Pa
h	Relativní vlhkost betonu	-
h	Výška průřezu	mm
h_{env}	Relativní vlhkost prostředí	-
k	Sklon sorpční izotermy	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
k_3	Součinitel řídicí viskozity materiálu	-
k_s	Součinitel tvaru	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
k_{sh}	Součinitel řídicí objemovou změnu závislou na vlhkosti	-
l	Délka	mm
n	Obsah vlhkosti při volné saturaci	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
n_p	Pórovitost betonu	ml/ml
p	Tlak vodní páry	Pa
p_v	Částečný tlak vodní páry v pórech	Pa
p_{sat}	Pórový tlak při volné saturaci	Pa
s	Obvod průřezu	mm
t	Čas	den
t'	Čas zatížení	den

t_0	Čas vystavení vysychání	den
u	Vlhkost betonu	kg/kg
w	Hmotnostní zastoupení vody v betonové směsi	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
w	Obsah vlhkosti v betonu	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
w_0	Obsah vlhkosti v betonu při nulové relativní vlhkosti	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$

Latinská abeceda - velká písmena

Symbol	Popis	Jednotka
\bar{E}_k	Přírůstková tuhost	Pa
\mathbf{D}_ν	Matice tuhosti	-
A	Součinitel absorpce vody	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{den}^{-0,5}$
$C(h)$	Funkce difuzivity	$\text{m}^2\text{den}^{-1}$
C_1	Difuzivita při plné saturaci [30]	$\text{m}^2\text{den}^{-1}$
D_h	Součinitel vodivosti	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{s}^{-1}$
D_w	Součinitel kapilárního transportu	$\text{m}^2\text{den}^{-1}$
$E(t)$	Modul pružnosti	Pa
G_f	Specifická lomová energie	N/m
$J(t, t', t_0)$	Funkce poddajnosti	Pa^{-1}
$J_b(t, t')$	Funkce poddajnosti pro základní dotvarování	Pa^{-1}
$J_d(t, t', t_0)$	Funkce poddajnosti pro dotvarování při vysychání	Pa^{-1}
J_v	Hustota toku vodní páry	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{den}^{-1}$
J_w	Hustota toku vlhkosti	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{den}^{-1}$
K_{Hc}	Součinitel řídicí vliv dotvarování za cyklicky proměnné vlhkosti	-
L	Rozpětí prostého nosníku	mm
M_w	Molární hmotnost vody	$\text{g}\cdot\text{mol}^{-1}$
P_L	Tlak vzduchu	Pa

R	Molární plynová konstanta	$\text{J}\cdot\text{K}^{-1}\text{mol}^{-1}$
S_t	Stupeň saturace	-
S_w	Zdroj vlhkosti	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}\text{den}^{-1}$
T	Teplota	$^{\circ}\text{C}$

Řecká abeceda

Symbol	Popis	Jednotka
α_T	Součinitel teplotní roztažnosti	$^{\circ}\text{C}^{-1}$
δ	Permeabilita vodní páry	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{den}^{-1}\text{Pa}^{-1}$
Δw	Změna obsahu vlhkosti	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
μ	Součinitel odporu difuze vodní páry	-
ω	Skalár poškození	-
ρ_d	Objemová hmotnost suchého betonu	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
ρ_l	Hustota vody	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
ρ_s	Objemová hmotnost saturovaného betonu	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
ρ_v	Hustota vodní páry	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$
σ	Napětí	Pa
σ_{eff}	Efektivní napětí	Pa
ε_e	Okamžitá elastická deformace	m/m
$\varepsilon_{sh,A}$	Autogenní smrštění	m/m
$\varepsilon_{sh,D}$	Smrštění od vysychání	m/m

1 Motivace

Ačkoliv účinky vlhkosti na časově závislé chování betonu jsou mapovány již desítky let a množství experimentů zabývajících se jejich vlivem na smršťování a dotvarování je nezanedbatelné, existující data pokrývají - až na výjimky [19, 7, 27, 2, 10, 4, 24] - případy, kdy je betonový prvek vystaven vzduchu s konstantní vlhkostí rovnoměrně po celém povrchu. Realita ovšem bývá jiná. Konstrukce jsou často v průběhu své životnosti vystaveny cyklům silně proměnné vlhkosti prostředí, a to jak vzduchu, tak přímému kontaktu s vodou a následnému vysychání. V případě cyklů kontaktu s vodou a vysychání na vzduchu, případně s vlivem slunečního záření, je množství dostupných dat již omezené [26, 3, 6, 18]. V rámci těchto experimentů je sledována především axiální deformace zkušebních prvků.

Z tohoto důvodu byl v roce 2019 zahájen experiment [17], který si klade za cíl zkoumat účinky cyklického jednostranného namáčení betonových nosníků a vysychání na vzduchu. Měření cyklického nasákání vzniklo jako vedlejší zkouška v rámci projektu sledujícího dlouhodobé chování betonových nosníků v závislosti na způsobu vysychání [13], díky jehož výsledkům bylo možné vylepšit existující predikční modely pro popis dotvarování a smršťování betonu.

V rámci zkoušky byl měřen průhyb prostě podepřených nosníků, tedy nikoliv axiální deformace jako je tomu ve většině existujících experimentů. Betonové nosníky výšek 100, 150 a 200 mm a rozpětí 2,5 m byly po ročním vysychání prostě podepřeny uvnitř nádrže a opakovaně ponořovány spodním povrchem do vody. Výsledky měření ukázaly, že chování nosníků není v každém cyklu uniformní. Amplituda průhybu i jeho časový vývoj se mění v závislosti na počtu předešlých cyklů a vlhkosti prvků. Data napovídají, že v materiálu může docházet k nevratným změnám.

Cílem této práce je podrobně vyhodnotit experimentální data a odhalit trendy ovlivňující chování nosníků. Bude vytvořena slepá predikce v programu OOFEM [23] pomocí dostupných a v inženýrské praxi běžně využívaných materiálových modelů a postupů kalibrace. Úkolem slepé predikce je zjistit, zda jsou tyto materiálové modely schopny zachytit chování betonu v plné míře, nebo zda je nutné použít komplexnější modely, či upravit konstitutivní vztahy existujících modelů pro zpřesnění odezvy. Na základě výsledků slepé predikce budou vytvořeny kalibrované numerické modely, jejichž účelem bude přiblížit se chování vzorků v průběhu zkoušky. Na těchto modelech budou sledovány možné příčiny proměnného vývoje deformací mezi jednotlivými cykly. Důležitým aspektem bude schopnost materiálových modelů simulovat přímý kontakt s vodou a velmi rychlý nárůst vlhkosti v betonu, ale také míru objemových změn při vysokých vlhkostech.

2 Teorie

Fenomén časově závislého vývoje deformace betonu popisuje již na začátku 20. století Eugene Freyssinet, když se při stavbě mostu Pont du Veurdre setkává s účinky dotvarování natolik závažnými, že v jeden okamžik pouze o vlas zabránil zborcení celé konstrukce [14]. Bylo zřejmé, že na poli betonových staveb bude hrát reologie materiálu vůdčí roli. V roce 1925 byl zahájen experiment, který sledoval deformaci axiálně zatížených betonových válců v čase. Získaný vývoj deformace byl následně porovnán s nezatíženými vzorky [8, 9]. Tento experiment byl velmi obsáhlý a pomohl odhalit vliv složení betonové směsi, vlhkosti prostředí, stáří betonu a jeho mechanických vlastností na proporce časově závislého přetváření. Také ukázal, že počáteční rychlost nárůstu přetvoření je velmi rychlá, v čase zpomaluje, avšak ani po několika letech zatěžování se plně nezastaví. Jedná se tedy o dlouhodobý jev, se kterým je třeba počítat v průběhu celé životnosti konstrukce.

Přestože smrštění (objemová změna betonu vyvolaná vysycháním a chemickými procesy nezávislá na vnějším zatížení) a dotvarování (deformace betonu v čase závislá na vnějším zatížení) byly rozlišovány jako dvě samostatné složky přetvoření betonu, byly považovány za vzájemně zcela závislé a neodlučitelné v případech zatížení vysychajícího prvku [20]. V roce 1942 Gerald Pickett ve své práci [24] zmiňuje mimo základního dotvarování nezávislého na vysychání a smršťování také další navýšení dotvarování během vysychání (později známé jako „Pickett effect“) jako rozdíl mezi celkovým přetvořením vysychajícího prvku a sumou základního dotvarování a smrštění. Během následujících 80 let byla reologie betonu předmětem značného množství experimentů a dodnes nelze chování betonu zcela přesně a spolehlivě predikovat.

2.1 Dotvarování a smršťování betonu

Za podmínek, kdy je beton po odlití zaizolovaný a chráněný před okolním prostředím, nedochází kromě samovysoušení během hydratace (v anglické literatuře „self-dessication“) k úbytku vlhkosti. Je-li beton v tomto stavu zatížen, dochází kromě okamžité elastické deformace také k základnímu dotvarování. Sumu elastické deformace a základního dotvarování lze matematicky popsat funkcí poddajnosti $J_b(t, t')$, která je funkcí proměnné času t a času, ve kterém byl prvek zatížen, t' . Počáteční čas t' zahrnuje vliv stárnutí betonu, které snižuje jeho poddajnost. Zapečetěný a nevysychající beton dále podléhá autogennímu nebo také chemickému smrštění (značeno $\varepsilon_{sh,A}(t)$). Tato složka smrštění souvisí s procesem samovysoušení a zcela se zastavuje při přerušení hydratace.

Je-li prvek nezatížen a vystaven vysychání, dochází k jeho smršťování, které je dále značeno jako $\varepsilon_{sh,D}(t - t_0)$, kde t_0 značí čas vystavení vysychání. Důvodem objemových změn je zvětšování podtlaku v kapilárních pórech s ubývající vlhkostí. Velikost smrštění při konstantní vlhkosti prostředí je konečná. Rozložení vlhkostního profilu, a tedy i rozložení smrštění a napětí po průřezu, je silně nelineární až do okamžiku, kdy je vlhkost betonu a prostředí velmi blízko rovnovážného stavu. V okrajových částech průřezu může docházet ke vzniku napětí blízko tahové pevnosti materiálu, a tím k propagaci mikrotrhlin.

V kombinaci vysychání se zatížením je efekt smršťování posílen o dotvarování při vysychání, které je popsáno funkcí poddajnosti $J_d(t, t', t_0)$.

Celkovou deformaci betonu v čase lze za konstantního napětí $\hat{\sigma}$ stanovit jako

$$\varepsilon(t, t', t_0) = \hat{\sigma}[J_b(t, t') + J_d(t, t', t_0)] + \varepsilon_{sh,D}(t - t_0) + \varepsilon_{sh,A}(t) + \alpha_T \Delta T \quad (1)$$

Posledním členem rovnice je objemová změna vlivem teploty, kde α_T je součinitel teplotní roztažnosti betonu.

2.2 Transport vlhkosti

Těžištěm této práce bude téma transportu vlhkosti porézními materiály, a je tedy na místě tento fyzikální fenomén podrobněji rozvést jakožto i specifika transportu betonem. Touto problematikou se podrobněji zabývá Z. P. Bažant a M. Jirásek v knize [31], která je v této části využita jako primární zdroj informací.

2.2.1 Voda v betonu

Voda se v betonu obecně vyskytuje ve dvou formách, a to jako odpařitelná volná voda a voda chemicky vázaná (krystalická voda) ve sloučeninách cementové pasty, která je za normálních podmínek neodlučitelnou složkou betonu a nepodílí se na transportních procesech. Volnou vodu můžeme dále rozdělit na tři skupiny. První a v tomto případě nejdůležitější skupinou je **kapilární voda**, která je dominantní pro relativní vlhkosti nad 85 % a zaplňuje kapiláry o velikosti přibližně 0,1 – 1 μm procesem kapilární kondenzace. Druhou skupinou je **vodní pára**. V případě nižší relativní vlhkosti nahrazuje vodní pára v kapilárách kapalnou vodu. Třetí skupina zahrnuje **adsorbovanou vrstvu vody**. Ta v případě dostatečně velkých pórů ulpívá na stěně póru v tloušťce do pěti molekul vody. V případě, že průměr póru je menší než šířka přibližně 10 molekul vody, je volné adsorpci zabráněno, přičemž dojde k překrytí adsorbovaných vrstev a vzniku tlaku rozpojování (v literatuře především pod anglickým termínem „disjoining pressure“).

Pro větší přehlednost textu je třeba definovat několik pojmů. Obsahem vlhkosti v betonu (v anglické literatuře „moisture content“) se rozumí hmotnost odpařitelné složky vody (dále pouze „vody“) na jednotku objemu betonu, značeno jako $w(h)$ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]. Další důležitou veličinou je vlhkost betonu (v anglické literatuře „moisture ratio“), která vyjadřuje hmotnostní poměr obsahu vlhkosti a objemové hmotnosti suchého betonu, značeno jako u .

$$u = \frac{w}{\rho_d} \quad (2)$$

Třetí důležitou veličinou je relativní vlhkost pórů dle rovnice

$$h = \frac{p_v}{p_{sat}} \quad (3)$$

kde p_v je částečný tlak vodní páry v pórech (v literatuře především pod anglickým pojmem „partial vapor pressure“) a p_{sat} je tlak při volné saturaci.

Do kapilárního transportu vlhkosti se zapojují pouze póry do velikosti přibližně 0,1 mm. Podtlak v takto velkých kapilárách dosahuje hodnoty 0,0015 MPa tedy asi 15 cm vodního sloupce oproti 15 m v případě kapilár o průměru 0,1 μm [16]. Póry o průměru 0,1 mm a větší mohou tvořit významnou část celkového objemu pórů.

Tok vlhkosti J [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}$] se v konstitutivních modelech použitých v této práci řídí rovnicí

$$J = -c(h, T)\nabla h \quad (4)$$

kde $c(h, T)$ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{s}^{-1}$] značí permeabilitu materiálu, která je funkcí relativní vlhkosti pórů a teploty, ∇ představuje operátor gradientu. Bilanční rovnici lze obecně zapsat ve tvaru

$$\frac{\partial w}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} = \nabla \cdot [c(h)\nabla h] + w_n \frac{d\alpha}{dt} \quad (5)$$

$\nabla \cdot$ představuje operátor divergence. Člen $w_n \frac{d\alpha}{dt}$ zahrnující procesem hydratace chemicky vázanou vodu je v případě dále prezentovaných modelů zanedbán. Využitím tvaru s relativní vlhkostí pórů h jako proměnnou je možné na rozdíl od druhé varianty využívající obsah vlhkosti zanedbat vliv vysoušení při hydrataci, není-li v samotné úloze proces hydratace modelován. Pokles relativní vlhkosti zapečetěných vzorků během hydratace představuje pro beton s běžným vodním součinitelem asi 2-3 % [31]. Pokud bychom měřili pokles obsahu vlhkosti, jedná se i se složkou chemicky vázané vody o několik desítek kilogramů na krychlový metr [29].

Permeabilitu neboli schopnost betonu propouštět látky v plynném a kapalném skupenství lze určit experimentálně nebo výpočtem dle vzorců na základě složení materiálu a dalších vlastností materiálu. V prezentovaných modelech bude permeabilita betonu určena právě výpočtem.

Derivace $\frac{\partial w}{\partial h}$ vyjadřuje směrnici sorpční izotermy (v anglické literatuře „moisture capacity“), která je v této práci značena také jako $k(h)$ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$].

2.2.2 Sorpční izoterma

Relativní vlhkost materiálu je v této práci hlavní veličinou při numerickém modelování transportu vlhkosti. Samotná hodnota ale neprozrazuje nic o skutečném obsahu vlhkosti v materiálu. Je tedy důležité stanovit vhodný vztah mezi relativní vlhkostí a obsahem vlhkosti. Tento vztah se dle [31] řídí rovnicí

$$S_l = \Phi_{pT}(p_c, T) \quad (6)$$

kde S_l je stupeň saturace a Φ_{pT} je nespécifikovaná funkce teploty a pórového tlaku. Funkci Φ je nutné dále upravit a vyjádřit pórový tlak pomocí relativní vlhkosti.

$$S_l = \Phi_{pT} \left(-\frac{\rho_l RT}{M_w} \ln h, T \right) = \Phi_{hT}(h, T) \quad (7)$$

V dalším kroku je nutné zaměnit stupeň saturace S_l za obsah vlhkosti w . Tyto veličiny jsou závislé dle rovnice

$$w = \rho_l n_p S_l + \rho_v n_p (1 - S_l) \quad (8)$$

kde ρ_l je hustota vody, ρ_v je hustota vodní páry a n_p je porozita betonu. Přibližnou hustotu vody lze snadno stanovit jako $1000 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Hustotu vodní páry je naproti tomu nutné stanovit početně ze závislosti na relativní vlhkosti a teplotě, a to jako

$$\rho_v = \frac{M_w p_{sat}}{RT} h \quad (9)$$

V případě současného experimentu se teplota prostředí pohybuje kolem 20 °C. Vliv podílu vodní páry na celkovou hmotnost obsažené vlhkosti je tedy možné zanedbat a rovnici (7) lze zapsat jako

$$w = n_p \rho_l \Phi_{hT}(h, T) \quad (10)$$

Při konstantní teplotě můžeme pravou stranu vyjádřit pomocí sorpční izotermy, která je křivkou závislosti právě obsahu vlhkosti a relativní pórové vlhkosti. Pro tuto křivku existuje množství teoretických aproximací [30, 16, 22, 29] nebo ji lze experimentálně změřit.

Sorpční izoterma sestává z adsorpční a desorpční větve jejichž hystereze může být pro beton výrazná. Při numerickém modelování je třeba na tuto skutečnost pamatovat a zvolit vhodnou větev sorpční izotermy, jelikož běžné materiálové modely implementované v programu OOFEM používají jak pro případ nasákání, tak pro případ vysychání jednu uživatelem určenou křivku.

Materiálový model v programu OOFEM nabízí několik variant průběhu sorpční izotermy $w(h)$. První variantou je přímka o konstantním sklonu, tedy konstantní vlhkostní kapacitě. Použití lineární průběh může být výhodné v případě omezeného intervalu, zpravidla (40, 90) [%], kdy, za předpokladu určení optimální vlhkostní kapacity, průběh velmi dobře odpovídá skutečnosti. Při výpočtech na širším intervalu je již lineární aproximace nevhodná z důvodů výrazné křivosti skutečné izotermy mezi 90-100 % a 0-10 %. V prezentovaném experimentu se relativní vlhkost prostředí pohybuje mezi 35 % a 100 %. Právě na tomto intervalu lineární aproximace silně nadhodnocuje vlhkost betonu ve vztahu k relativní vlhkosti.

Izoterma podle H. Künzela [16] zastupuje širokou škálu stavebních materiálů. Její průběh se řídí rovnicí

$$w(h) = n \frac{(b-1)h}{b-h} \quad (11)$$

kde n [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$] je nasákavost betonu neboli obsah vlhkosti při volné saturaci a b je bezrozměrný aproximační součinitel. V tomto konkrétním případě není její použití vhodné, jelikož její tvar odpovídá spíše vlastnostem cihel a kamene, nikoliv betonu.

Další variantou je aproximace dle Rickena řízená rovnicí

$$w(h) = w_0 - \frac{\ln(1-h)}{d} \quad (12)$$

kde w_0 [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$] je obsah vlhkost při $h = 0$, tedy běžně $w_0 = 0$ a d [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$] aproximační součinitel. V případě volby $w_0 > 0$ je možné dobře proložit interval (50, 99) %. Její využití ale není vhodné v případě prezentovaného experimentu, jelikož pro hodnoty relativní vlhkosti blízké 100 % se hodnota obsahu vlhkosti blíží nekonečnu.

Tvar izotermy podle P. F. Hansena [22], který se řídí rovnicí

$$w(h) = \rho_d u_h \left(1 - \frac{\ln(h)}{A}\right)^{-1/n} \quad (13)$$

kde u_h [-] je vlhkost při volné saturaci a A a n jsou aproximační součinitele. Tato aproximace ukazuje výbornou shodu se skutečným tvarem izotermy prezentovaným v následující kapitole.

Další možnou variantou je model izotermy BSB, který stojí na základě modelu BET představeného v [29]. Tento model se zakládá na velkém množství parametrů a skvěle se hodí pro odhadnutí izotermy především cementových tmelů na základě složení, i když ji lze po přeškálování použít i pro betonovou směs. Tento model nebyl vzhledem ke své složitosti a účelu využit.

Poslední variantou implementovanou v programu OOFEM je bilineární aproximace sestávající ze dvou přímků rozdílného sklonu. Výhodou této izotermy je její jednoduchá čitelnost a dostatečná přesnost. Nespojitosť derivace je řešena kružnicovým přechodem, jehož délka je plně nastavitelná.

2.3 Modelování okrajových podmínek

V úloze přestupu vlhkosti z okolního prostředí (vzduchu) do materiálu je nevhodné použít Dirichletovu okrajovou podmínku. Přestup by v tomto případě probíhal příliš rychle a vlhkovostní profil by hrubě neodpovídal skutečnosti.

Numerické modely v této práci využívají smíšenou okrajovou podmínku pro přestup vlhkosti, kterou představil K. Sakata v [25]. Okrajová podmínka je ve tvaru

$$J/k = f \times (h_{env} - h) \quad (14)$$

kde f je takzvaný povrchový součinitel, který odpovídá hodnotám $0,75 - 7,5 \text{ mm} \cdot \text{den}^{-1}$. Pro nelineární funkci sorpční izotermy je třeba tuto formulaci zaměnit za rovnici ve tvaru

$$J = \bar{f} \times (h_{env} - h) \quad (15)$$

kde se f [$\text{mm} \cdot \text{den}^{-1}$] mění na \bar{f} [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \text{den}^{-1}$].

Z. P. Bažant a L. J. Najjar v [30] navrhuje modelovat okrajovou podmínku vytvořením fiktivní vrstvy betonu na všech exponovaných površích. Tloušťka této vrstvy by měla odpovídat $0,75 \text{ mm}$. Tato varianta je uvedena pouze pro dokreslení možností a není ve výpočtech využita.

2.4 Cyklické nasákání betonu v literatuře

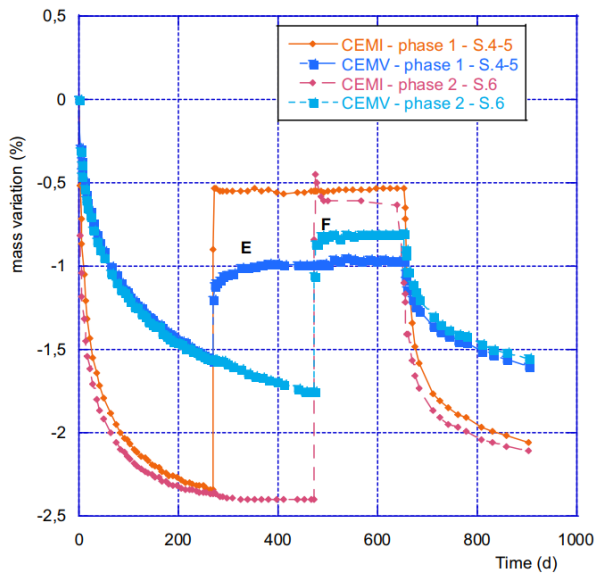
Provedená literární rešerše se mimo teoretické základy věnovala také snaze získat informace z relevantních studií týkajících se problematiky mechanické odezvy cyklického nasákání a vysychání betonu. Jak již bylo nastíněno v úvodu, množství takových studií není značné. Experiment, který je základem diplomové práce, má navíc velmi úzká specifika. V této kapitole je představeno několik experimentů, ze kterých lze čerpat validní poznatky. Prezentované studie se zabývají vlivem proměnné vlhkosti na mechanickou odezvu betonových prvků, ať již ve formě cyklů proměnné vzdušné vlhkosti nebo přímého kontaktu s vodou. Prezentované i další nalezené studie [18] se věnují především experimentální stránce. Nebyla nalezena studie, která by se soustředila na numerické modelování mechanické odezvy při cyklickém kontaktu s vodou.

Y. Song se ve své Studii z roku 2021 [26] věnuje vlivu přímého kontaktu vyzrálých betonových vzorků s vodou. Měřena byla axiální deformace dutých válcových vzorků o vnějším a vnitřním průměru 65/20 mm. Betonové vzorky vysychaly 260 dnů (na Obrázku 1a značeno jako „phase 1“) a 460 dnů („phase 2“). Následně byl vnitřní prostor válce naplněn vodou a po dobu 400 dnů („phase 1“) a 200 dnů („phase 2“) vzorky nasákaly. Vzorky v poslední fázi vysychaly až do stáří 900 dnů.

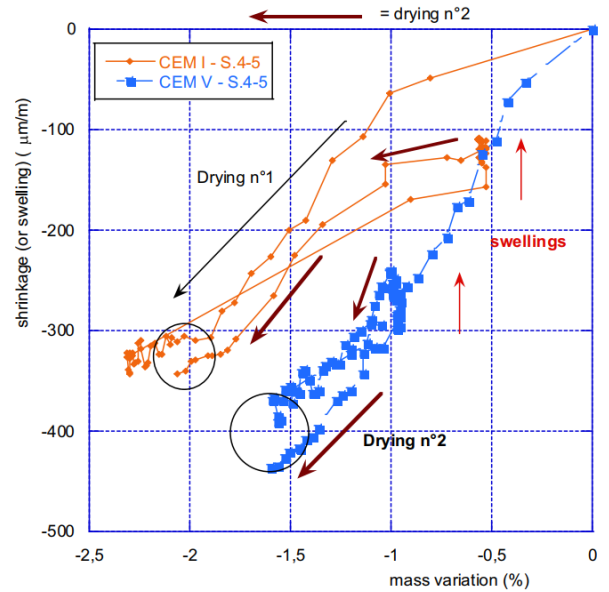
Obrázek 1a vyjadřuje změny průměrné vlhkosti pro jednotlivé vzorky. Válce vyhotovené z betonové směsi s cementem CEM I vykazují shodně pro obě skupiny nárůst vlhkosti při nasákání na 77 % hodnoty při začátku měření. V případě CEM V se jedná o 37 % a 53 %, přičemž druhý vzorek dosahuje rovnovážného stavu o poznání rychleji. Jako důvod tohoto rozdílu uvádí autor nižší vlhkost vzorku „phase 2“, a tím dané větší kapilární sání. Je tedy možné očekávat, že při jednostranném kontaktu s vodou dosáhne sušší vzorek rovnováhy rychleji a při vyšších hodnotách vlhkosti.

Na Obrázku 1b je patrná nezvratnost smrštění od vysychání při opětovném zvlhčení betonu. Data pro CEM I ukazují, že deformace vzorku se při zvlhčení nevrátí na původní hodnoty z větve číslo 1. Zároveň namáčením dochází k viditelnému bobtnání bez další změny vlhkosti (označeno jako „swellings“). Druhá větev vysychání ukazuje nárůst nového maxima smrštění asi o 8 %, a to pro CEM I i CEM V.

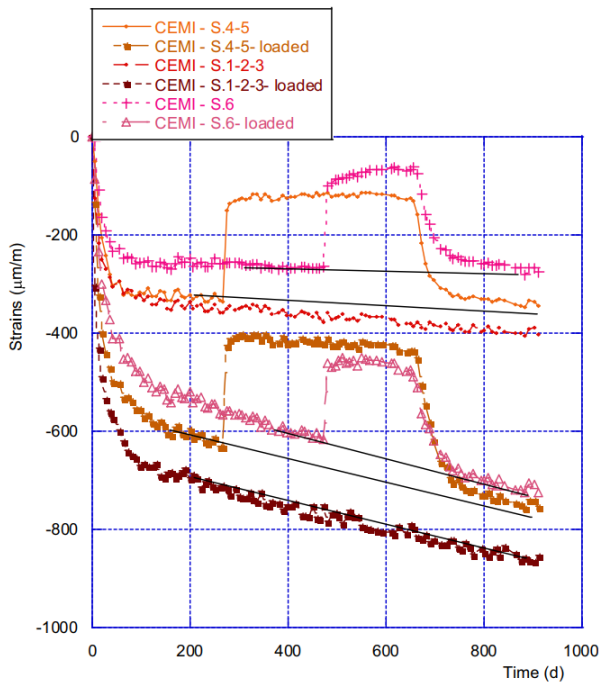
Obrázky 1c a 1d vykreslují vývoj deformace v čase pro zatížené a pouze vysychající vzorky. Z křivek pro jednotlivé vzorky lze usoudit, že fáze nasákání mají pouze minimální vliv na globální vývoj přetvoření při pokračujícím vysychání, ačkoliv je možné pozorovat drobné a v tomto měřítku trvalé snížení přetvoření. Dále je možné pozorovat rozdílnou rychlost nárůstu deformace při nasákání a vysychání. Při porovnání s grafem vlhkostních změn je zřejmé, že rozdíl je způsoben rychlostí nasákání a vysychání. Data, která by porovnála více cyklů nasákání, nebyla v této studii vytvořena.



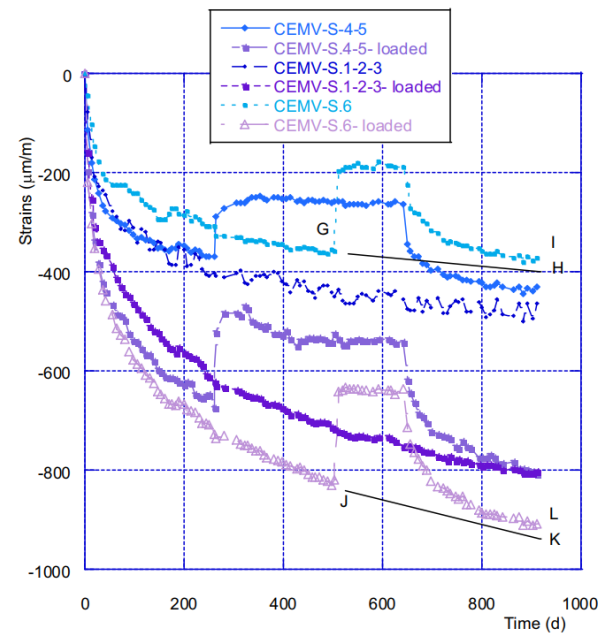
(a) Změna průměrné vlhkosti zkušebních vzorků.



(b) Závislost objemových změn na změně průměrné vlhkosti.



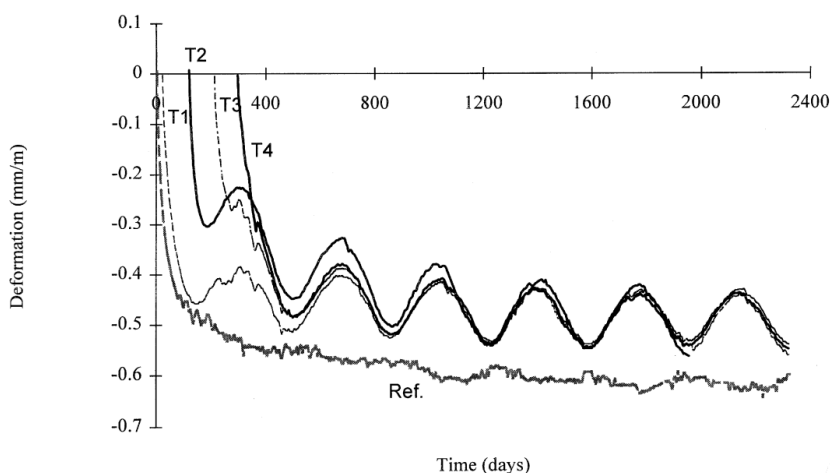
(c) Deformace vzorků z CEM I v čase.



(d) Deformace vzorků z CEM V v čase.

Obrázek 1: Výsledky měření vlivu přímého jednostranného kontaktu předsušených betonových válcových vzorků s vodou [26].

L. Vandewalle ve svém experimentu z roku 2000 [27] zkoumá dlouhodobý vývoj smrštění a dotvarování v závislosti na proměnných okrajových podmínkách odpovídajících běžným hodnotám vlhkosti a teploty pro jednotlivá roční období a porovnává je s vývojem



Obrázek 2: Výsledky měření smrštění betonových vzorků vystavených cyklicky proměnným okrajovým podmínkám vlhkosti a teploty prostředí [27].

pro konstantní vlhkost a teplotu. Periodické okrajové podmínky činí 65-90 % relativní vlhkosti vzduchu s průměrnou hodnotou 77,5 % a 5-20 °C. Referenční vzorek je vystaven teplotě 20°C a relativní vlhkosti vzduchu 60 %. Experiment nedoprovází měření vlhkosti vzorků. Rozdíl axiálního přetvoření mezi obdobími činí asi 150×10^{-6} zatímco průměrná hodnota smrštění činí na konci experimentu po šesti cyklech přibližně 500×10^{-6} . Vliv cyklů vlhkosti a teploty na hodnoty smrštění, ale i dotvarování zde není příliš značný.

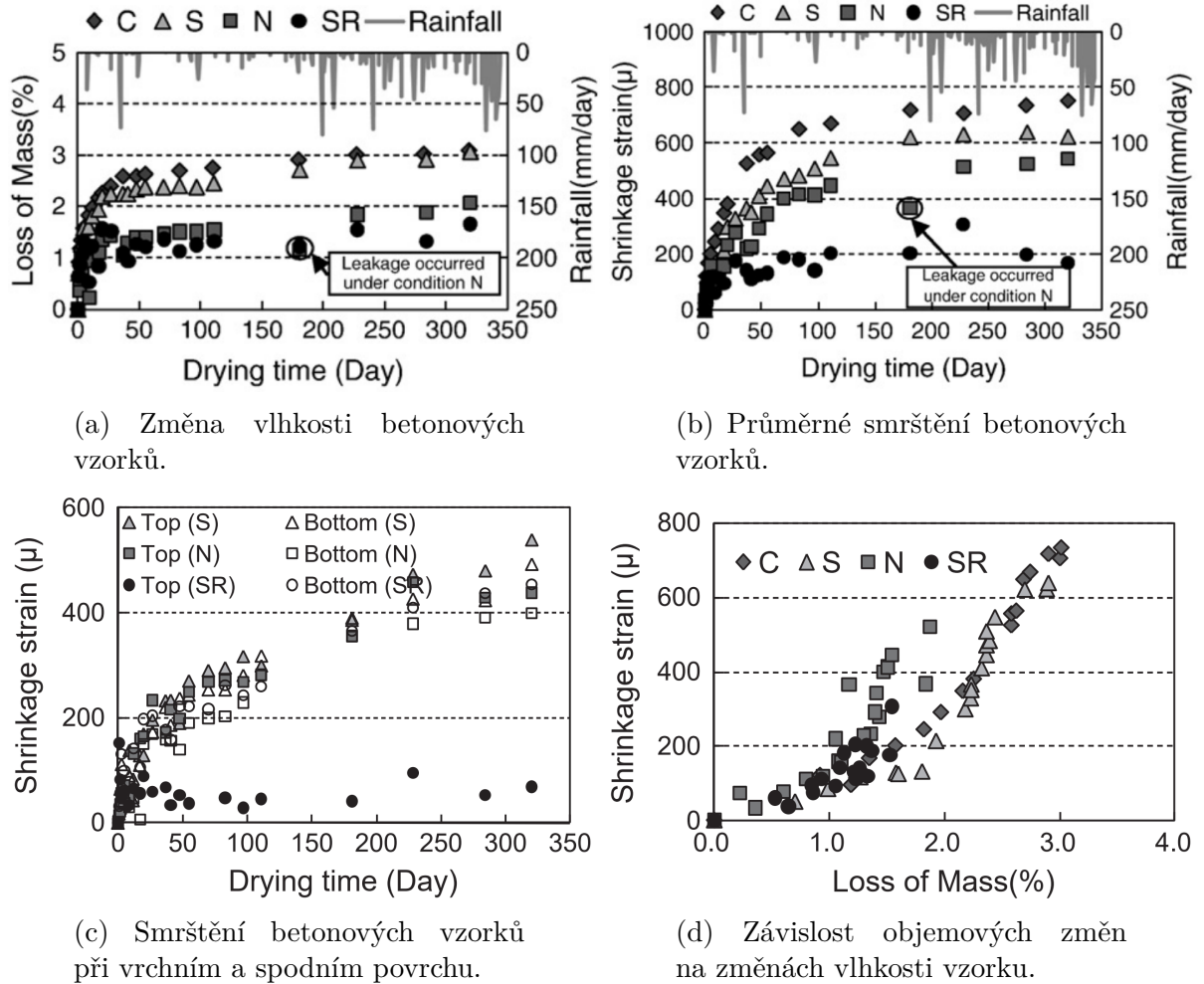
Porovnání křivek na Obrázku 2 ukazuje smršťování při vysychání jednotlivých vzorků pro roční cykly a referenčního vzorku. Vývoj smrštění cyklických vzorků je výrazně pomalejší než pro vzorek referenční, avšak tento rozdíl může být způsoben především vyšší průměrnou hodnotou vzdušné vlhkosti při cyklech (77,5 %) oproti referenční skupině (60 %). Bobtnání při zvýšené vzdušné vlhkosti na 90 % je oproti průměrnému smrštění velmi malé. Vzhledem k absenci měření vlhkosti betonu nelze porovnat vlhkost vzorků během cyklů.

S. Asamoto [3] se zaměřuje na vliv slunečního záření a srážkové vody na smrštění a porušování povrchu betonových vzorků. Vzorky různých rozměrů byly vystaveny přírodnímu slunečnímu záření a srážkám (skupina *SR*), pouze slunečnímu záření pod plastovou fólií (skupina *S*), zastíněné a před srážkami chráněné vzorky vystavené pouze přírodní vzdušné vlhkosti (skupina *N*) a referenční skupina v klimatické komoře při $h_{env} = 60\%$ (skupina *C*).

Z výsledků (Obrázek 3a) je patrná velmi významná dotace betonu srážkovou vodou, kdy je ztráta hmotnosti vzorků po roce experimentu v případě dešti vystavených vzorků poloviční oproti zakrytým. Měření je prováděno po delších časových intervalech a nezaměřuje se na okamžité následky smočení horního povrchu betonu. Výsledky celkového smrštění prvku (Obrázek 3b) ukazují, že prvky vystavené srážkám dosahují smrštění třetinového oproti ostatním skupinám. Dále autoři porovnávají smrštění horního a spodního povrchu (Obrázek 3c). V případě spodního povrchu je smrštění téměř totožné pro všechny skupiny vzorků. Naopak při vrchním povrchu dosahuje smrštění smáčených vzorků asi desetinových hodnot oproti ostatním skupinám a v čase narůstá zcela zane-

dbatelně. Dále autor uvádí, že množství trhlin se pro skupinu *SR* a skupinu slunce příliš neliší. Naproti tomu šířka trhlin je na smáčeném povrchu výrazně menší.

Obrázkem 3d autor poukazuje na rozdíl smrštění skupin *S* a *N*. Při stejné ztrátě vlhkosti je smrštění skupiny *N* více než dvojnásobné. Velikost smrštění je tedy silně závislá nejen na vlhkosti betonu, ale také na rychlosti vysychání.

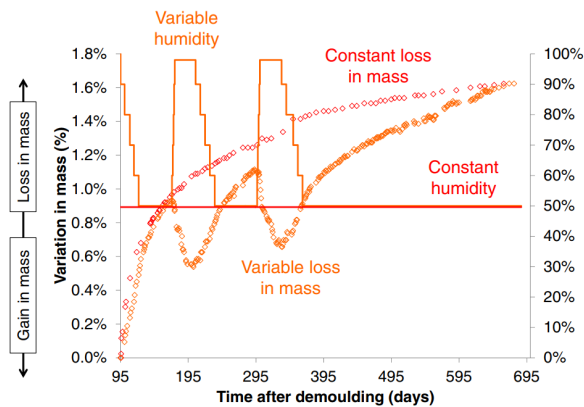


Obrázek 3: Výsledky měření vysychání betonových vzorků [3] – *C* (klimatická komora), *S* (slunce), *N* (zastíněno), *SR* (slunce, dešť).

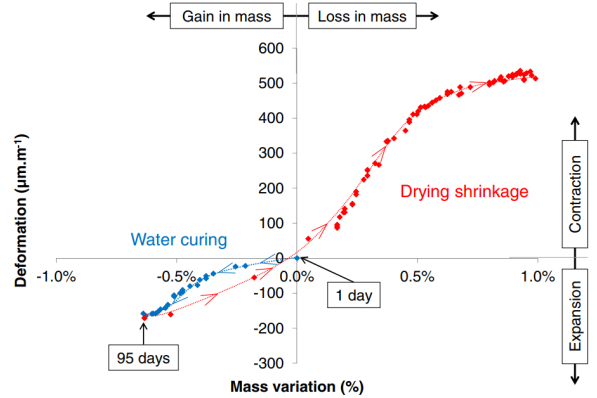
H. Cagnon ve své práci [7] zkoumá závislost smrštění a dotvarování vzorků z HPC s vodním součinitelem 0,43 na proměnných okrajových podmínkách. Válcové vzorky o průměru 11,8 cm a výšce 22,5 cm byly po odlití ošetřovány ve vodní lázni a již v této fázi započalo měření axiální deformace. Skupiny vzorků jsou rozděleny jako nezatížené a zapečetěné *ULCS*, nezatížené a vysychající při 50% vzdušné vlhkosti *ULCD* a nezatížené a vysychající při variabilní vlhkosti *ULVD*.

Písmeno *S* a *D* na první pozici dále označuje mód zatížení. *S* značí zatížení po vyjmutí z lázně, *D* potom zatížení opožděné zatížení o 43 dnů.

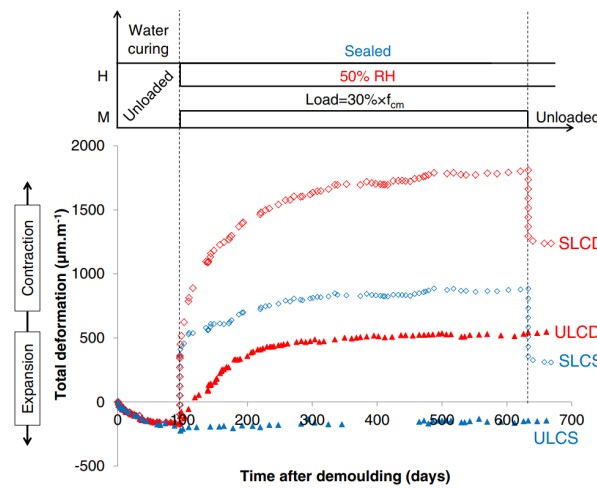
Hmotnost vzorků (Obrázek 4a) během 95 dnů ošetřování vzrostla o 0,65 % a došlo k bobtnání přibližně o 160×10^{-6} . Po vyjmutí z lázně je patrná výrazná hystereze mezi vývojem deformace při bobtnání a vysychání. V případě vzorků vystavených cyklickým změnám nebylo v žádné fázi dosaženo rovnovážného stavu vlhkosti v betonu (Obrázek 4b) a není tak možné porovnat vratnost smrštění v jednotlivých cyklech, které jsou pro dosažení rovnováhy příliš krátké. Ačkoliv vzorky po 680 dnech vykazují stejnou ztrátu hmotnosti pro konstantní i variabilní vlhkost prostředí, smrštění je na konci měření výrazně nižší v případě konstantní vlhkosti prostředí (Obrázek 4c a 4d). Dotace vlhkosti tedy silně zpomaluje smršťování. Oproti tomu celkové dotvarování vykazuje o 20 % vyšší hodnotu pro cyklické okrajové podmínky. Srovnání na Obrázku 4e ukazuje zjevný vliv jednotlivých cyklů na velikost dotvarování ve fázi vysychání. Na zvětšení dotvarování vlivem cyklů vysychání poukazuje také Z. P. Bažant a představuje pro svůj konstitutivní model korekční součinitel [5].



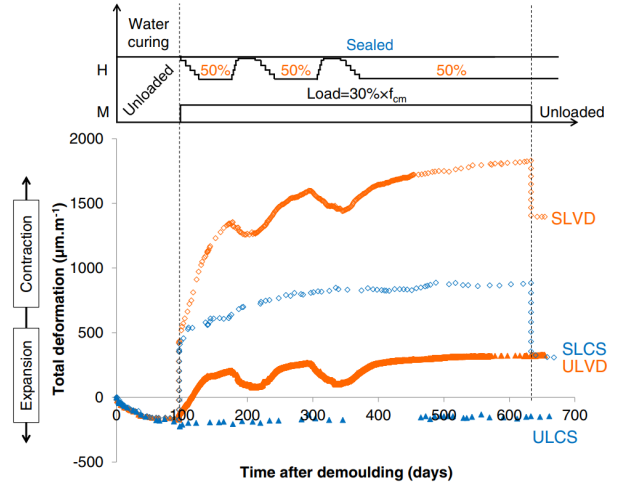
(a) Změna průměrné vlhkosti zkušebních vzorků v čase.



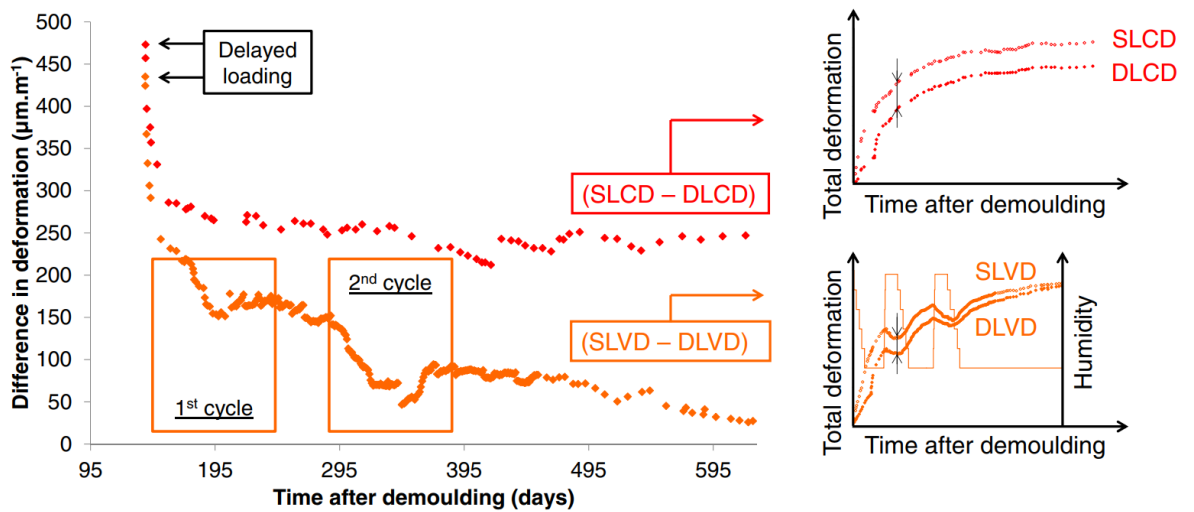
(b) Závislost objemových změn na změně průměrné vlhkosti vzorku.



(c) Deformace vzorků v čase – konstantní vlhkost.



(d) Deformace vzorků v čase – cyklická vlhkost.



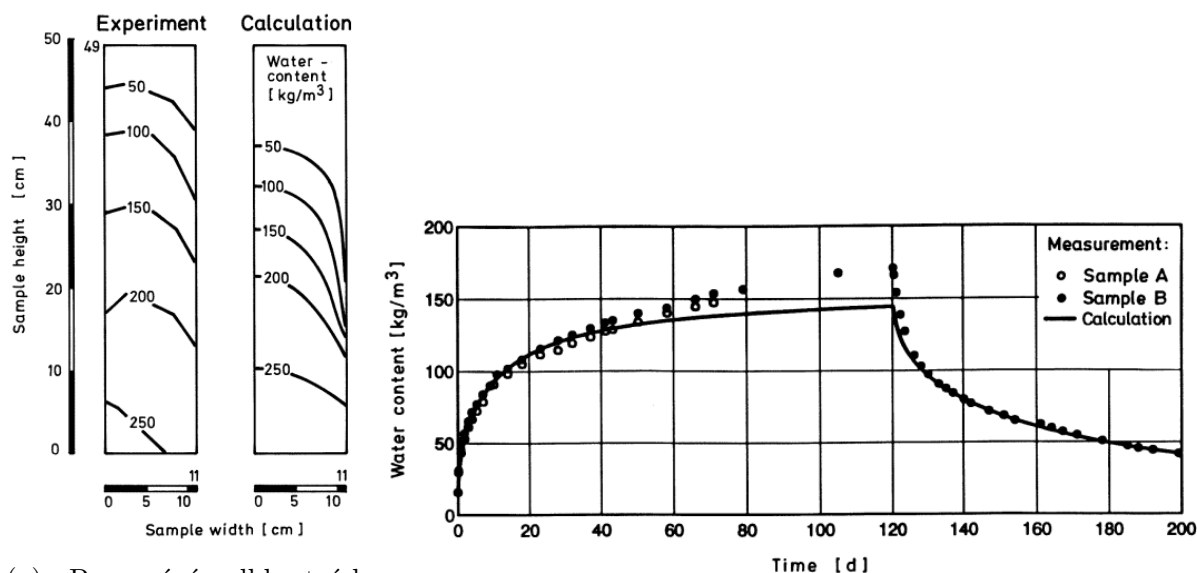
(e) Srovnání dotvarování při konstantní vlhkosti a cyklické vlhkosti (vlevo), srovnání okamžitého a opožděného zatížení (vpravo).

Obrázek 4: Výsledky měření vysychání betonových vzorků [7] – Zatíženo *SL*–, zatíženo s prodlevou *DL*–, nezatíženo *UL*–, konstantní vlhkost –*CD*, proměnná vlhkost –*VD*, zapečetěno –*SD*.

Úlohou vedení vlhkosti při jednostranném namáčení se mimo jiné ve své disertační práci zabývá H. Künzl [16], jehož konstitutivní model pro vedení vlhkosti bude v této práci využit. Vzorek sestavený z vápenopískových cihel o celkové výšce 490 mm, šířce 110 mm a hloubce 70 mm (výpočet pro dvourozměrnou úlohu 490×110 mm) byl ze tří stran izolován proti vysychání a pata vzorku byla do výšky 10 mm ponořena do vody. Během celé zkoušky byla udržována konstantní vlhkost a teplota prostředí. Po 72 dnech nasákání byl jeden ze vzorků nařezán na 50 stejných částí a bylo na nich provedeno měření vlhkostního profilu po vzorku.

Na Obrázku 5b jsou vykresleny výsledky měření vlhkosti vzorků a jejich srovnání s odezvou výpočetního modelu. Na začátku nasákání je vidět velmi dobrá shoda mezi daty a simulací. Rozdíl, který se začíná ukazovat během čtyřicátého dne a ke konci nasákání dosahuje přibližně hodnoty $25 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ autor přičítá „after suction“ efektu, který je představen v [28]. Tento efekt popisuje fenomén, kdy porézní stavební materiály ve styku s vodou s časem přijmou více vlhkosti, než je hodnota při jejich volné saturaci. Po začátku vysychání je tento rozdíl rychle vyrovnán a výpočet opět velmi dobře koresponduje s měřenými daty.

Srovnání vlhkostních profilů vzorku a modelu (Obrázek 5a) vykazuje strmější sklon profilu (menší vzdálenost mezi izoliniemi) výpočetního modelu. Model tedy v této situaci podhodnocuje množství vlhkosti v materiálu, zároveň ale nadhodnocuje sklon vlhkostního profilu. V případě mechanické odezvy v současném experimentu prezentovaném v této diplomové práci bude právě závislost průměrné vlhkosti a rozložení vlhkosti po průřezu prvku hrát značnou roli.



(a) Porovnání vlhkostních profilů.

(b) Porovnání obsahu vlhkosti.

Obrázek 5: Výsledky měření a simulace nasákání cihelné stěny [16].

3 Experiment a data

Data prezentovaná v této práci pochází ze dvou zkoušek. První série probíhala mezi roky 2019 – 2021 a její výsledky byly představeny na konferenci NMM 2021 [17]. Celkem byly provedeny 3 cykly nasákání a vysychání. Pro účely diplomové práce byla na podzim roku 2022 provedena druhá série zkoušek, která zahrnuje čtvrtý cyklus namáčení a doplňkové měření pro zjištění obsahu vlhkosti při plné saturaci. Jelikož experimenty vzájemně navazují a používají totožné vzorky, budou výsledky měření prezentovány současně.

3.1 Popis a průběh zkoušek

Pro zkoušku bylo vyčleněno celkem pět nosníků z prostého betonu o třech rozměrech průřezů, které jsou i s průřezovými charakteristikami shrnuty v Tabulce 1. Každému nosníku byl dle jeho výšky přiřazen jeden kvádr stejného průřezu, délky přibližně 200 mm (Obrázek 6). Geometrie přidružených kvádrů je popsána v Tabulce 2.



Obrázek 6: Kvádry pro měření vlhkosti [17].

Tabulka 1: Geometrie zkušebních nosníků pro měření průhybu.

Označení nosníku	$h \times b$ [mm]	Délka, l [mm]	Rozpětí pole, L [mm]
B1	200×100	2700	2500
B2	150×100	2700	2500
B3, B4, B5	100×100	2700	2500

Tyto kvádry byly vystaveny totožným okrajovým podmínkám jako zkušební nosníky a byly v průběhu zkoušky váženy za účelem zjištění přírůstku nebo úbytku hmotnosti. Složení použitého betonu je ve všech souvisejících experimentech stejné (Tabulka 3) a všechna tělesa jsou odlita z jedné záměsi. Jedná se o běžný beton třídy C30/37, jehož mechanické vlastnosti měřené po 27 dnech jsou uvedeny v Tabulce 4. Nosníky byly po odlití 30 dní ošetřovány vodní mlhou v ošetřovacím stanu a poté ponechány 1 rok vysychat na vzduchu v prostředí o průměrné teplotě $T = 20^\circ\text{C}$ a vlhkosti $h_{env} = 45\%$. Hodnota vlhkosti v prvním roce nebyla měřena, ale stanovena jako průměrná vlhkost z následujících

let experimentu. Po ročním vysychání byly nosníky umístěny do vodní nádrže na podpory o rozpětí $L = 2500$ mm. K měření posunu sloužily tři řady potenciometrických snímačů MMR10-12 umístěných uprostřed rozpětí ($L/2$) a nad každou podporou (Obrázek 7).

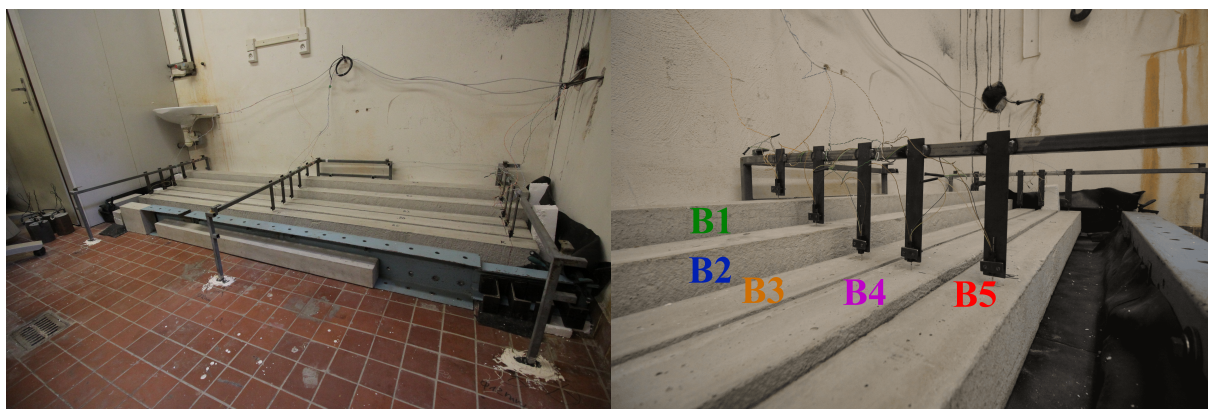
Tabulka 2: Geometrie a hmotnost přidružených kvádrů pro gravimetrické měření vlhkosti.

Označení kvádrů	$h \times b \times l$ [mm]	Objem [mm ³]	Referenční hmotnost ^a [g]
100 A	99,0 × 102,5 × 198,75	2,017 × 10 ⁶	4666,5
100 B	99,0 × 103,0 × 199,5	2,034 × 10 ⁶	4664,9
100 C	98,5 × 102,0 × 200,75	2,017 × 10 ⁶	4702,7
150	148,5 × 100,5 × 197,25	2,944 × 10 ⁶	6743,3
200	198,5 × 100,0 × 193,5	3,841 × 10 ⁶	8777,4

^aReferenční hmotností se rozumí hmotnost kvádrů v čase 408 dnů, těsně před začátkem prvního cyklu nasákání.

Tabulka 3: Složení betonové směsi.

Složka	Množství [kg·m ⁻³]
Cement CEM II/B-S 32,5 R	379
Voda	185
Kamenivo hrubé 4–16 mm	969
Kamenivo jemné 0–4 mm	822
Superplastifikátor Sika BV4	1,9



Obrázek 7: Přípravené zkušební nosníky ve vodní nádrži: B1 (200 mm), B2 (150 mm), B3, B4, B5 (100 mm) [17]. Označení a přiřazené barvy jsou dodrženy v průběhu celé práce.

Tabulka 4: Mechanické vlastnosti betonu měřené v 27 dnech [17].

Vlastnost	Hodnota
Pevnost v tlaku, f_c	$36,8 \pm 1,4$ MPa
Youngův modul pružnosti, E	$30,3 \pm 0,3$ GPa
Pevnost v tahu, f_t	$3,38 \pm 0,45$ MPa
Specifická lomová energie, G_f	150 ± 21 N/m

3.1.1 Průběh zkoušky 2019-2021

Přesný časový rozvrh zkoušky je uveden v Tabulce 5. Nosníky byly v průběhu experimentu zatěžovány závažím o hmotnosti 15 kg ve vzdálenosti 500 mm od podpor. Týdenní prodleva mezi osazením a první fází nasákání sloužila k minimalizaci vlivu krátkodobého dotvarování od vlastní tíhy a zátěže na měřené hodnoty. Z tohoto důvodu začíná zaznamenávání průhybů až bezprostředně před namočením. Při každém cyklu byla do nádrže napuštěna voda do výšky 20 mm nad spodní hranu nosníků a ve stejný čas byly přidružené kvádry ponořeny do výšky 25 mm nad spodní hranu (Obrázek 9). Pět milimetrový rozdíl byl způsoben únikem vody z nádrže kvůli netěsnosti. Neočekává se, že by rozdílná hladina měla významný vliv na rychlost nasákání. Výška hladiny přirozeně kolísala z důvodu odpařování a úniků vody, ale v žádném okamžiku fáze nasákání nedošlo k poklesu hladiny pod úroveň spodního povrchu nosníků.

Snímače na začátku každé fáze nasákání a vysychání zaznamenávaly polohu nosníků jednou za 2 minuty a poté jednou za 30 minut. Měření vlhkosti zkušebních těles probíhalo formou vážení přidružených kvádrů laboratorní vahou Kern & Sohn GmbH 572-55 s maximální váživostí 20 kg a přesností 50 mg. Kvádry byly vždy po vyjmutí z lázně umístěny namáčenou stranou na hadr, na kterém 3 minuty odkapávala volná voda. Následně byly kvádry zváženy a znovu umístěny do vody.

**Obrázek 8:** Zatížení zkušebního nosníku B5 dvěma závažími o hmotnosti 15 kg.

Tabulka 5: Časový rozvrh zkoušky v letech 2019-2021. Sloupec „Čas“ označuje čas v experimentu a všech numerických simulacích.

Fáze	Datum a čas	Čas, t [den]	Reference
Odlití betonových těles	13. 4. 2019 13:30	-34,063	
Konec ošetřování, počátek simulace	17. 5. 2019 15:00	0,000	t_0
Rozřezání přidružených kvádrů	06. 6. 2020 12:00	385,875	
Osazení nosníků na podpory	22. 6. 2020 09:00	401,875	g_0
zátížení B4 a B5	29.6.2020 09:00	408,747	↓B5 B4
Odtížení B5	29. 6. 2020 09:30	408,767	↑B5
Změření referenční hmotnosti kvádrů	29.6.2020 09:50	408,784	h_{ref}
Nasákání cyklus I	29. 6. 2020 09:53	408,787	w_I
Odtížení B4, zátížení B5	13. 7. 2020 09:00	422,750	↑B4 ↓B5
Vysychání cyklus I	21. 9. 2020 12:00	492,875	d_I
Nasákání cyklus II	31. 1. 2021 12:00	624,875	w_{II}
Vysychání cyklus II	24. 5. 2021 14:50	737,993	d_{II}
Nasákání cyklus III	13. 9. 2021 12:00	849,875	w_{III}
Vysychání cyklus III, přitížení B4	13. 12. 2021 13:10	940,924	d_{III} ↓B4



Obrázek 9: Zkušební nosníky a přidružené kvádry ponořené do vody.

3.1.2 Průběh zkoušky 2022

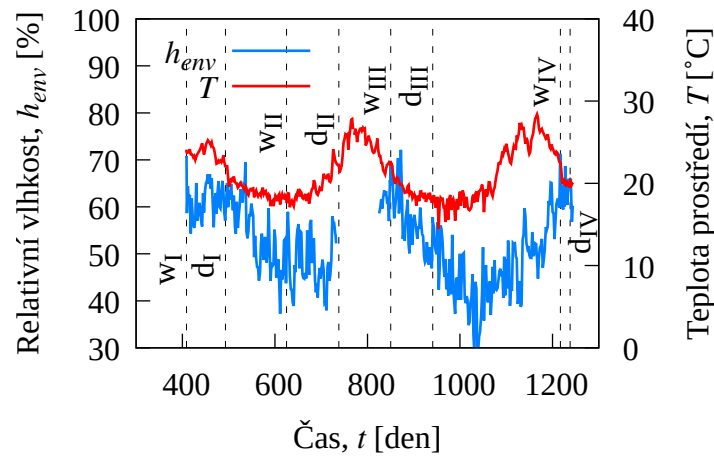
Druhá série měření proběhla mezi 15. říjnem a 15. listopadem. V jejím průběhu byl zopakován jeden cyklus trvající čtyři týdny s fází nasákání tři týdny a vysychání jeden týden. Poté byly kvádry pro měření vlhkosti ponořeny do vody v celém objemu pro porovnání rychlosti nárůstu hmotnosti a pro zjištění hmotnosti při saturovaném stavu. Namáčení nosníků již nepokračovalo, namísto toho byly zatíženy do blízkosti tahové pevnosti betonu, kdy bylo snímači měřeno nelineární dotvarování až do porušení nosníků B3, B4 a B5. Měření nelineárního dotvarování není předmětem práce a není zde prezentováno. Časový rozvrh druhé série zkoušek je uveden v Tabulce 6.

Tabulka 6: Časový rozvrh zkoušky v roce 2022. Sloupec „Čas” označuje čas v experimentu a všech numerických simulacích.

Fáze	Datum a čas	Čas, t [den]	Reference
Nasákání cyklus IV	15. 9. 2022 07:25	1216,684	w_{IV}
Přetížení B3, Odtížení B4	29.9.2022 16:25	1231,06	↓B3 ↑B4
Vysychání cyklus IV	6. 10. 2022 09:15	1237,760	d_{IV}
Nasákání v celém objemu	13.10.2022 10:30	1244,812	w_V
Konec měření deformace	13.10.2022 11:50	1244,868	
Konec měření nasákání	leden 2023	-	

3.1.3 Vlhkost a teplota prostředí

Teplota a vlhkost prostředí nebyla v průběhu experimentu nijak moderována. Hodnoty průměrně odpovídají vlhkosti 50 ± 10 % a teplotě 20 ± 5 °C. Přesný průběh měřených hodnot je zobrazen na Obrázku 10. Písmeno w na svislých čarách označuje počátek fáze nasákání a písmeno d počátek fáze vysychání. Římskou číslicí ve spodním indexu je označeno pořadí cyklu.



Obrázek 10: Teplota a relativní vlhkost prostředí měřená v průběhu experimentu.

3.2 Výsledky experimentů

Výsledky experimentů poskytují dvě hlavní skupiny dat: změnu hmotnosti betonových kvádrů v čase a vývoj průhybu betonových nosníků. Dále jsou v tomto oddílu prezentovány změřené diskrétní hodnoty sorpční izotermy použitého betonu.

3.2.1 Přidružené kvádry – vlhkost

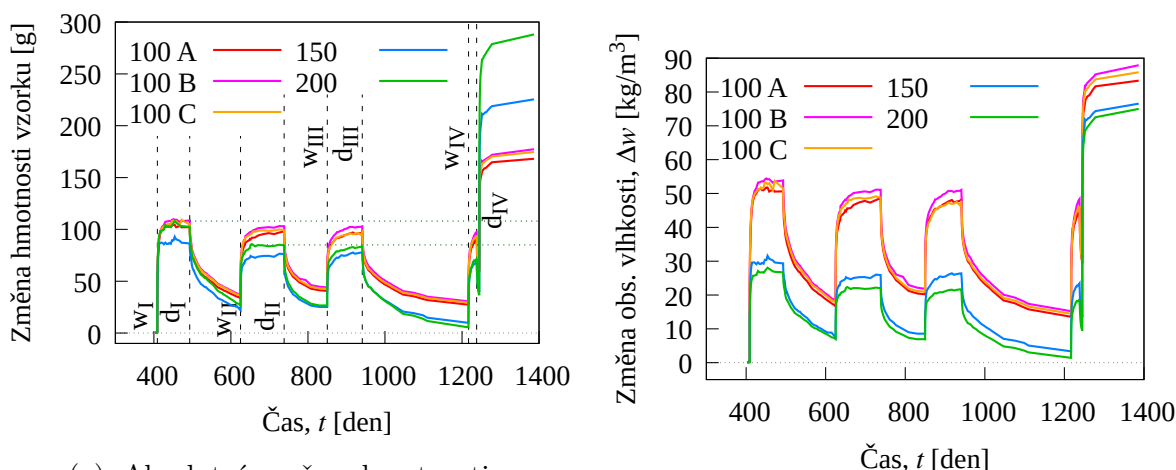
Na Obrázku 11 je vyobrazena změna vlhkosti kvádrů od referenčního stavu (referenční stavy jednotlivých kvádrů jsou uvedeny v Tabulce 2). Tato změna je nejprve vyjádřena

absolutní změnou hmotnosti v gramech a poté jako změna hmotnosti relativní k objemu kvádrů, tedy změna vlhkosti.

Z grafu absolutní změny hmotnosti vyplývá jev, kdy při namočení docházelo k velmi podobným nárůstům hmotnosti vody v betonu pro všechny průřezy, avšak vyšší kvádry kvůli většímu objemu vyschly méně a v globálním měřítku se hodnoty vlhkosti v průběhu zkoušky vzdalují od hodnot kvádrů 100. Za povšimnutí také stojí výrazně nižší míra nasákání u kvádrů 150, která vystupuje také z grafu poměrné změny hmotnosti. Dosahovala zde sice vyšších hodnot než kvádr 200, ovšem pouze nepatrně.

Porovnáním jednotlivých cyklů nasákání je u všech vzorků zjevný značný rozdíl v maximální hodnotě absorbované vody, a to nezávisle na délce cyklu. Nejvýraznější rozdíl je patrný mezi prvním a druhým cyklem, kdy i navzdory prodlouženému nasákání v druhém cyklu nedosahovala změna hmotnosti maxima prvního. Je tedy patrné, že žádné vzorky nedosáhly před prvním cyklem rovnovážného stavu vlhkosti. Celkovou velikost nárůstu hmotnosti v prvním cyklu lze přisoudit přesunu zkušebních vzorků ze suššího prostředí do místnosti s vyšší relativní vlhkostí. Mimo nasákání zde tedy docházelo i k vyrovnávání vlhkosti horní části vzorku s vlhkostí vzduchu. Viditelný rozdíl je i mezi druhým a třetím cyklem, ačkoliv zde by mohlo být stejných hodnot dosaženo prodloužením fáze nasákání. Čtvrtý cyklus byl z časových důvodů zkrácen, a jeho výsledky tak budou použity jen pro zpřesnění kalibrace výpočetního modelu. Zda je rozdíl v maximech všech cyklů způsoben proměnlivou vlhkostí okolního vzduchu, bude ověřeno numerickým modelem.

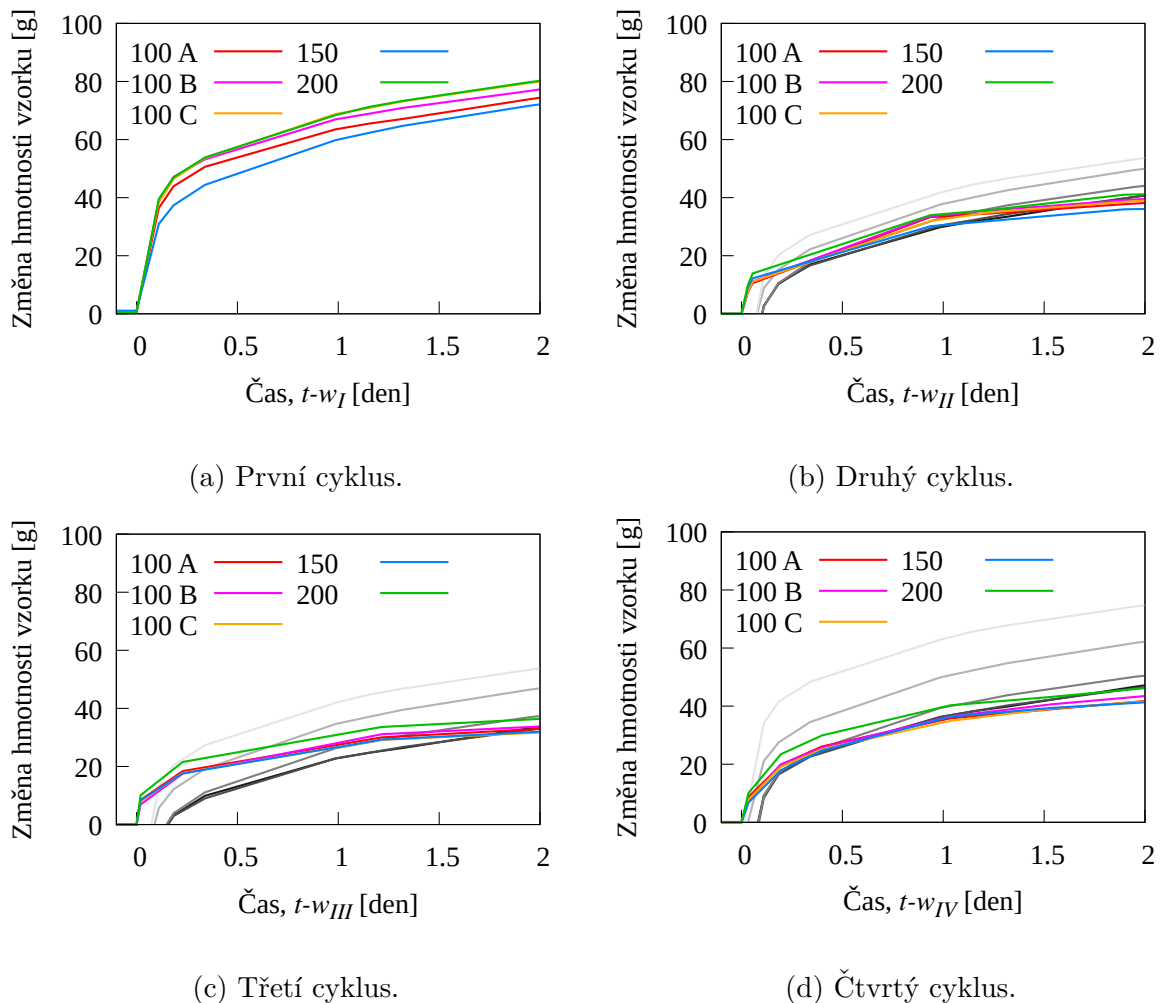
Na Obrázku 11b je dále možné pozorovat rozdílnou vlhkovostní bilanci mezi počátkem a koncem experimentu u vzorků 100 a 200. Změna vlhkosti je vzhledem k referenční hodnotě nižší pro vzorky 200 a ukazuje, že tyto vzorky k referenčnímu datu (h_{ref}) před začátkem prvního cyklu obsahovaly asi o 12–15 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ vody více než 100 A-C. Hodnota Δw vzorku 150 je při saturaci pouze nepatrně vyšší než v případě 200. Malý rozdíl v celkové vlhkovostní bilanci mezi 200 a 150 dále ukazuje na výrazně nižší pórovitost betonu u vzorku 150, než je tomu u zbylých kvádrů.



(a) Absolutní změna hmotnosti – Rozdíl mezi váženou a referenční hmotností kvádrů.

(b) Změna průměrné vlhkosti od referenčního stavu.

Obrázek 11: Měřená změna vlhkosti přidružených kvádrů.



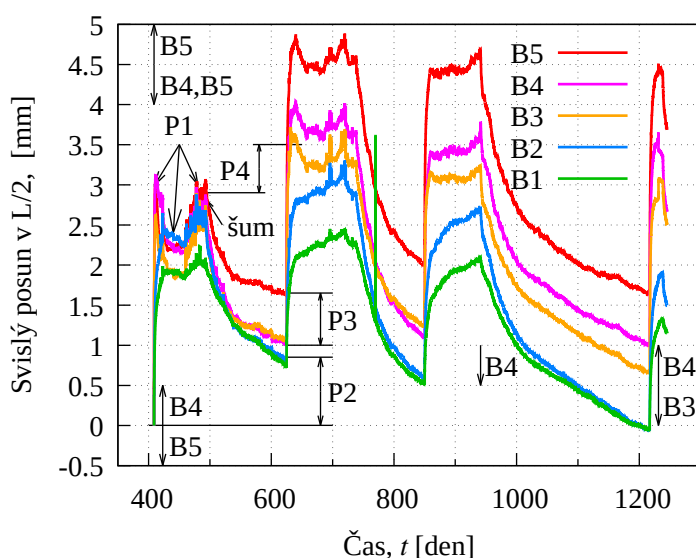
Obrázek 12: Změna hmotnosti vzorku v prvních hodinách jednotlivých cyklů namáčení – porovnání s prvním cyklem ve stupních šedi.

Na Obrázku 12 je vykreslena absolutní změna hmotnosti kvádrů v prvních dvou dnech každého cyklu nasákání. Referenčním stavem je zde vždy hodnota naměřená bezprostředně před začátkem namáčení. Zde je patrné, že rychlost nasákání se pro jednotlivé cykly výrazně neliší. Dále je patrné, že kvádr 150 v poměru k ostatním vzorkům nasáká stejnou rychlostí. Rozdíl v množství absorbované vody tedy může být zapříčiněn nižší pórovitostí betonu, nikoliv pomalejším vedením vlhkosti.

3.2.2 Nosníky – průhyb

Na grafu průhybů (Obrázek 13) je zobrazen svislý posun horního povrchu betonových nosníků v polovině rozpětí během cyklů zvlhčování a vysychání. Při každém cyklu namočení se nosníky vlivem bobtnání spodní namáčené strany deformovaly směrem dolů a tento směr je nadále považován za kladný. Okolo $t = 500$ dní je pozorovatelný silný šum zapříčiněný problémy se zapojením snímačů.

U všech zkušebních nosníků (u B3, B4 a B5 ve větší míře) docházelo především



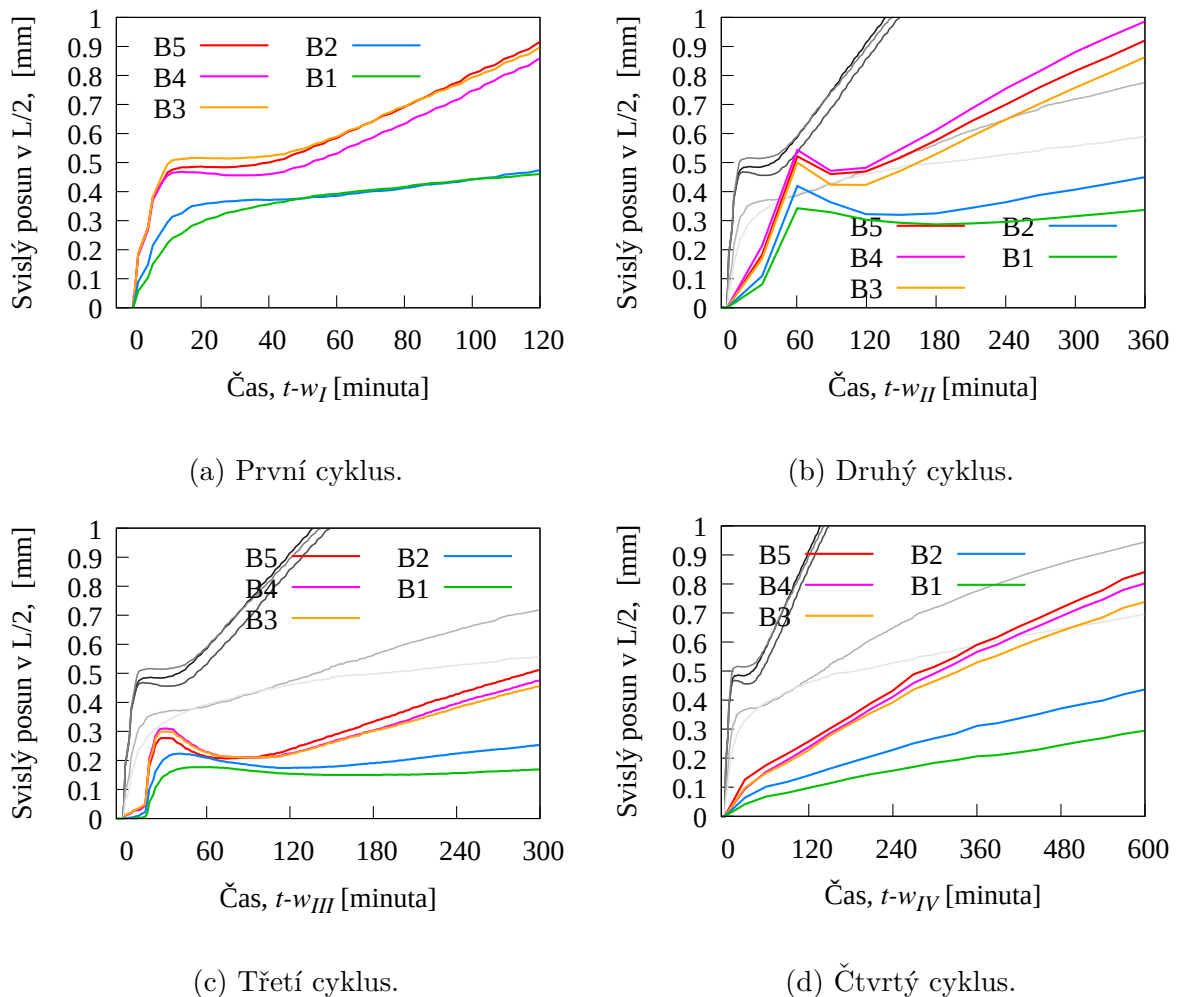
Obrázek 13: Měřený svislý posun v $L/2$; kladná hodnota odpovídá posunu směrem dolů. Zatěžování nosníků závažími je vyznačeno pomocí šipky dolů, odtížení je vyznačeno šipkou dolů. Harmonogram přitěžování je podrobněji rozepsán v Tabulkách 5 a 6.

v prvním cyklu k jevu, kdy se po dosažení prvního vrcholu průhybu nosník lehce nadvýšil a poté znovu poklesl na druhý vrchol průhybu (bod zájmu P1 na Obrázku 13). Znovu, ale již v menší míře, se tento jev ukázal i v druhém cyklu u nosníků o výšce 100 mm. Také je třeba pamatovat, že v prvním cyklu mohl zmíněný šum silně nadhodnotit skutečný vývoj průhybu kolem bodu P1. Naproti tomu nosníky B1 a B2 se od druhého cyklu deformovaly v souladu s křivkou změny hmotnosti. Na vrcholu těchto špiček nedocházelo k žádné změně okrajových podmínek (významné změny teploty, vlhkosti nebo upravování zátěže), která by mohla výkyv zapříčinit, přesto bude toto tvrzení ověřeno numerickým modelem.

Bod zájmu P2 ukazuje na přírůstek určité trvalé deformace po prvním cyklu zvlhčování a vysychání, který se v následujících cyklech již neobjevuje. Tento přírůstek je zároveň téměř identický pro všechny nosníky kromě nosníku B5, který se zcela vymyká ostatním, na což poukazuje bod P3. Skrze celý první cyklus byl přitížen pouze nosník B5, avšak pružná odezva na přitížení závažími by měla odpovídat asi jedné desetíně milimetru. Modelem bude ověřeno, zda je tento rozdíl v průhybu způsoben dotvarováním, nebo zda má nosník B5 pouze odlišné vlastnosti.

Rozdíl průhybu P2 nemusí být způsoben pouze poškozením materiálu. V případě, kdy by šlo pouze o poškození, by vrchol průhybu v druhém cyklu dosahoval pouze maxim prvného cyklu, nikoliv hodnot vyšších jako ukazuje P4 v případě nosníku B3. Ve všech dalších cyklech jsou však již rozdíly maxim drobné a zjevně nedochází k dalším značným trvalým změnám.

Pokud pozorujeme nezatížené nosníky B2 a B1, bylo jejich chování navzájem velmi podobné a po roční fázi vysychání třetího cyklu došlo k návratu průhybu na 0 mm. Dle sklonu křivky vývoje průhybu lze usoudit, že by se nosník dále deformoval směrem vzhůru i nad tuto hranici. U nosníku o výšce 100 mm nedošlo k návratu do původního tvaru ani u nezatíženého nosníku B3.

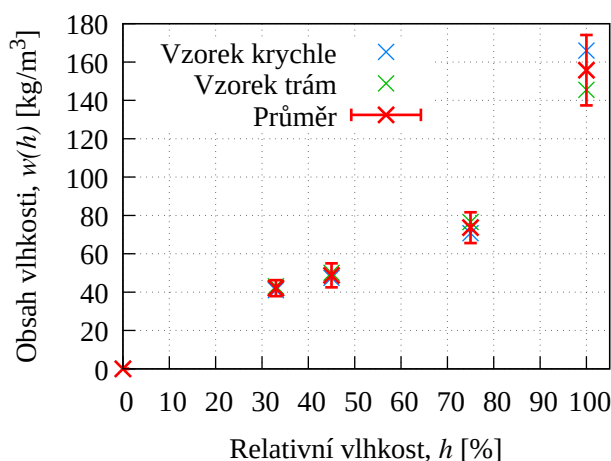


Obrázek 14: Vývoj posunu nosníků ve středu rozpětí v prvních hodinách nasákání pro jednotlivé cykly – porovnání s prvním cyklem zobrazeným ve s.š.

Na Obrázku 14 je vykreslen svislý posun nosníků ve středu rozpětí pro první hodiny každého cyklu. Jednotlivé grafy jsou vykresleny pro rozdílné časové škály. Z toho důvodu je na pozadí vyznačeno porovnání s prvním cyklem ve stupních šedi. V případě prvního cyklu je během prvních deseti minut patrný prudký nárůst průhybu, který kolem desáté minuty zpomalí a u nosníků *B3-B5* na třicet minut zastaví. U druhého a třetího cyklu zpomalení růstu průhybu dokonce přechází do přírůstku záporného posunu a k opětovnému nárůstu kladného posunu, a to nyní již i u vyšších průřezů. Tento trend s každým cyklem viditelně zesiluje, avšak u čtvrtého cyklu, kdy došlo k lepšímu proschnutí nosníku, počáteční špička mizí a po desáté minutě narůstá průhyb téměř lineárně. Mezi prvním a posledním cyklem, kdy došlo alespoň u vyšších nosníků k návratu na téměř původní hodnoty, lze pozorovat značné zpomalení nárůstu průhybu v čase. Tento vývoj naznačuje trvalé změny v mechanických vlastnostech nosníků během cyklů.

3.2.3 Sorpční izoterma

Hlavní experiment zahrnoval také měření sorpční izotermy použitého betonu, jehož výsledky laskavě poskytl doc. Ing. Pavel Reiterman, Ph.D. Měření probíhalo na 60 vzorcích o rozměrech přibližně $25 \times 25 \times 15$ mm připravených ze dvou typů odlitých prvků, a to krychle a trám, které byly vždy ve dvou skupinách po 10 vystaveny prostředí o konstantní vlhkosti 33, 45 a 75 %, kde se vlhkost vzorků stabilizovala zhruba 90 dní. V tomto stavu byly vzorky zváženy. Dále byly vysušeny při teplotě 105°C , kdy byl změřen suchý stav. Saturovaného stavu bylo dosaženo ve vakuu. Vyhodnocená data je možné vidět na Obrázku 15. Obě trojice skupin vykazují shodné vlastnosti do $h = 45\%$ a při nárůstu nad $h = 75\%$ je sklon přímky spojující body $h = 75\%$ a $h = 100\%$ pro vzorky připravené z krychle vyšší. Liší se tedy jejich nasákavostí, a to zhruba o $20 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Oba prvky byly odlity ze stejné betonové záměsi, a tak bude jako výchozí hodnota použit průměr z výsledků pro krychli a trám (v grafu červeně). V rámci zprůměrovaných dat je dále vykreslena směrodatná odchylka. Z dat je možné vyhodnotit další vlastnosti použitého betonu, které jsou uvedeny v Tabulce 7.



Obrázek 15: Závislost obsahu vlhkosti betonových vzorků na relativní vlhkosti prostředí.

Tabulka 7: Objemová hmotnost suchého a saturovaného betonu, nasákavost.

ρ_d [kg·m ⁻³]	2150
ρ_{sat} [kg·m ⁻³]	2305,2
n [kg·m ⁻³]	155,2

4 Popis numerického modelu pro slepou predikci

V této kapitole jsou představeny použité materiálové modely pro transport vlhkosti a pro mechanickou odezvu výpočetního modelu slepé predikce, která bude založena pouze na znalosti složení betonové směsi, měřených mechanických vlastností v Tabulce 4 a změřených diskretních hodnot sorpční izotermy (Obrázek 15, Tabulka 7). Dále jsou představeny sestavené výpočetní modely z hlediska prostorové a časové diskretizace a definované okrajové podmínky. Problém je řešen jako sdružená úloha, kdy v každém časovém kroku proběhne nejdříve výpočet vlhkového podproblému, na jehož výsledky navazuje mechanický podproblém. Úkolem slepé predikce je zachytit schopnost materiálových modelů, které jsou široce užívány v inženýrské praxi, aproximovat řešenou úlohu. Tato slepá predikce může být, i přes veškeré úsilí o důslednou izolaci použitých dat, zkrácená, jelikož výsledky experimentálních měření byly v této fázi známy.

4.1 Použité materiálové modely

Další podrobnosti o materiálových modelech jsou uvedeny v dokumentaci programu OOFEM [23]. Použité materiálové modely jsou v dokumentaci uvedeny jako MPS (lineární materiálový model MPS), MPSDamMat (nelineární materiálový model MPS se zohledněním tahového poškození betonu) a NIIsoMoistureMat (model pro transport vlhkosti).

4.1.1 Vedení vlhkosti

Pro fázi slepé predikce není použita celá měřená sorpční izoterma, jelikož nejde o běžný údaj při praktických návrhových situacích. Jedinou známou je v tomto případě hodnota obsahu vlhkosti při saturaci, která činí 7,2 % hmotnosti suchého betonu, tedy $n = 155,2 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Vhodným konstitutivním modelem pro slepou predikci transportu vlhkosti je model Bažant–Najjar [30], který doporučuje *fib* Model Code 2010 [1] spolu s parametry použitelnými pro běžný beton. Sorpční izoterma je vzhledem k „absenci“ lepších dat nahrazena přímkou o sklonu n a směrnice sorpční izotermy $k(h)$ je proto nahrazena konstantou. Díky zjednodušení funkce $k(h)$ je možné místo permeability vystupující v (5) použít funkci difuzivity $C(h)$ [$\text{m}^2\text{den}^{-1}$]. Difuzivita a permeabilita se mezi sebou za podmínky konstantní směrnice sorpční izotermy přepočítají dle vztahu

$$C(h) = c(h)/k \quad (16)$$

Difuzivita dle modelu Bažant–Najjar se řídí rovnicí

$$C(h) = C_1 \left(\alpha + \frac{1 - \alpha}{1 + \left(\frac{1-h}{1-h_c}\right)^n} \right) \quad (17)$$

kde α_0 je poměr mezi minimální a maximální difuzivitou a h_c je relativní vlhkost pórů uprostřed přechodu mezi minimální a maximální difuzivitou.

fib Model Code 2010 uvádí následující hodnoty parametrů

- $\alpha = 0,05$

- $h_c = 0,8$
- $n = 15$

přičemž člen C_1 označující maximální difuzivitu se určí dle empirického vzorce

$$C_1 = \frac{1 \times 10^{-8}}{f_{cm} - 8} = \frac{1 \times 10^{-8}}{36,8 - 8} = 3,4722 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1} \implies 3,000 \times 10^{-5} \text{m}^2 \text{den}^{-1} \quad (18)$$

Bilanční rovnice (5) se při využití funkce difuzivity s lineární sorpční izotermou zjednodušuje na

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \nabla \cdot [C(h)\nabla h] \quad (19)$$

Vzhledem ke značnému množství vzduchových bublin v betonu způsobeným nedokonalým zhutněním při odlévání byla nasákavost odhadem redukována na $n = 130 \text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Tyto vzduchové bubliny nemají vliv na objemové změny betonu a pouze zkreslují vývoj obsahu vlhkosti. Data prezentovaná na Obrázku 15 ukazují, že průměrná hodnota obsahu vlhkosti při saturaci po odečtení směrodatné odchylky je pouze o několik kilogramů výš, než zvolená hranice $130 \text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Nová hodnota nasákavosti se jeví jako přiměřená, jelikož ani u vzorků s nejnižší nasákavostí nelze předpokládat, že neobsahují žádné vzduchové bubliny. Ve chvíli, kdy je redukována výpočtová nasákavost, je nutno redukovat i sady měřených dat přidružených kvádrů. Redukce je provedena jednoduchým přeškálováním hodnot. Pro cykly částečného nasákání je odečtena hmotnost vody obsazující odhadovaný objem makropórů do výšky ponoření, tedy 2,5 cm. Při celkovém nasákání byl ponořen celý objem kvádrů a je tedy hmotnost vody v makropórech odečtena v celém objemu. Redukované sady dat jsou vyvedeny na Obrázku 16 pro jednotlivé výšky kvádrů. Legenda uvádí hmotnostní podíl vody v makropórech na krychlový metr, o který byla data očištěna. Pro porovnání výsledků predikce byla předběžně zvolena varianta $-15 \text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$.

4.1.2 Model pro dotvarování a objemové změny betonu

Pro modelování mechanické úlohy byl využit model MPS [21] pro smršťování a dotvarování betonu, který se za konstantní vlhkosti řídí funkcí poddajnosti pro základní dotvarování shodnou se široce užívaným modelem B3 [32] ve tvaru

$$J_b(t, t') = q_1 + q_2 \int_{t'}^t \frac{ns^{-m}}{s - t' + (s - t')^{1-n}} ds + \ln [1 + (t - t')^n] + q_4 \ln \frac{t}{t'} \quad (20)$$

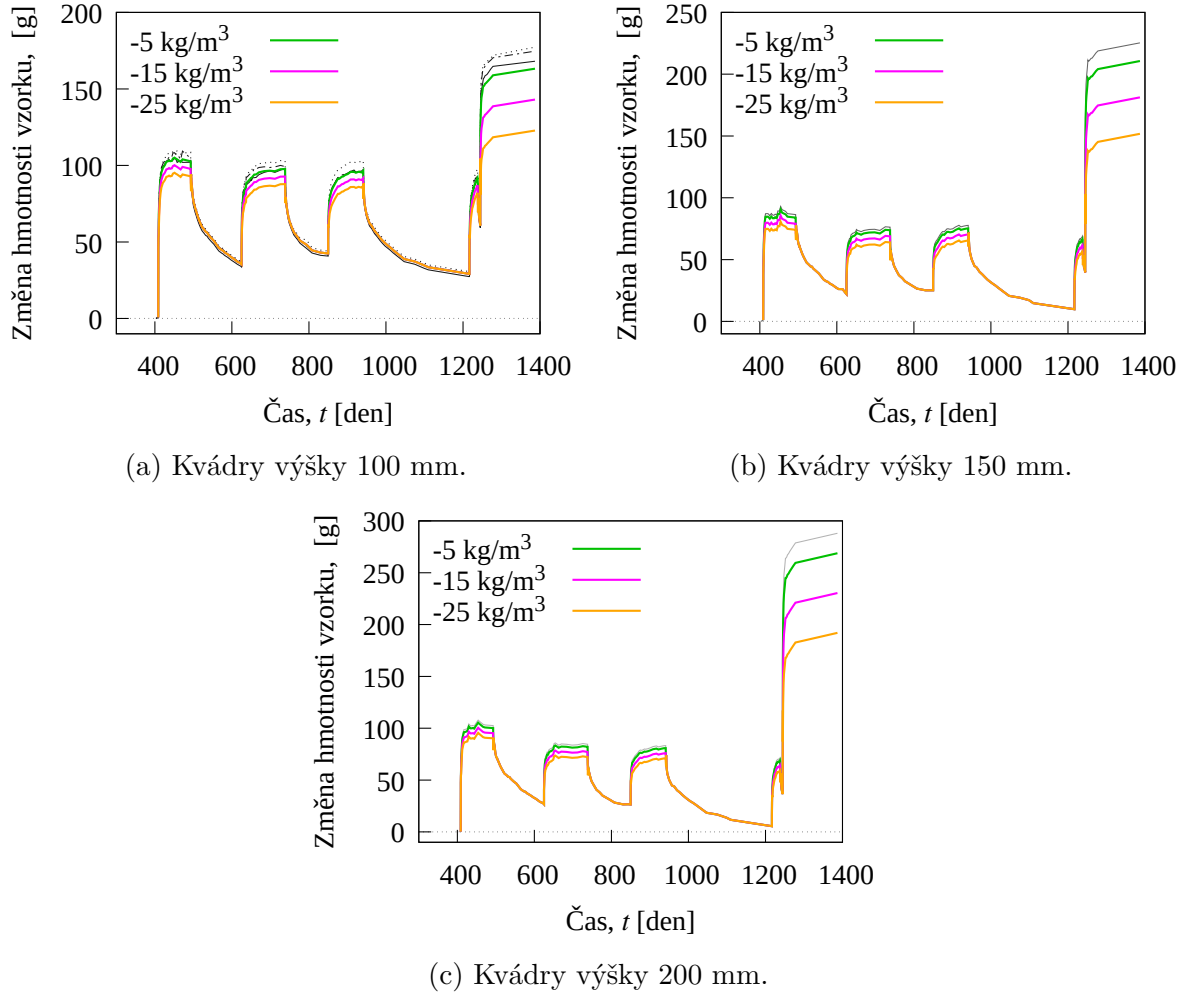
Z modelu B3 přebírá základní parametry q_1, q_2, q_3 a q_4 , které se stanoví na základě složení betonové směsi uvedeného v Tabulce 3 dle následujících předpisů

$$q_1 = 126,77 \times \bar{f}_c^{-0,5} = 126,77 \times 36,8^{-0,5} = 20,897 \times 10^{-6} \text{MPa}^{-1} \quad (21)$$

$$q_2 = 185,4 \times c^{0,5} \times \bar{f}_c^{-0,9} = 185,4 \times 379^{0,5} \times 36,8^{-0,9} = 140,659 \times 10^{-6} \text{MPa}^{-1} \quad (22)$$

$$q_3 = 0,29(w/c)^4 q_2 = 0,29 \times (185/379)^4 \times 140,659 = 2,316 \times 10^{-6} \text{MPa}^{-1} \quad (23)$$

$$q_4 = 20,3(a/c)^{-0,7} = 20,3 \times (1791/379)^{-0,7} = 6,845 \times 10^{-6} \text{MPa}^{-1} \quad (24)$$



Obrázek 16: Očištění měřených změn hmotnosti kvádrů vzhledem k redukované nasákavosti, legenda označuje hmotnostní podíl vody v makropórech v $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$, o který jsou data očištěna.

Pro sdruženou úlohu byl modelu MPS dále předepsán bezrozměrný parametr $k_{sh} = 1,25 \times 10^{-3}$, který řídí míru smrštění v závislosti na změně vlhkosti dle jednoduchého lineárního vztahu

$$\dot{\epsilon}_{sh} = k_{sh} \dot{h} \quad (25)$$

a dále parametr $k_3 = 14$, který řídí vývoj viskozity a vystupuje v rovnici

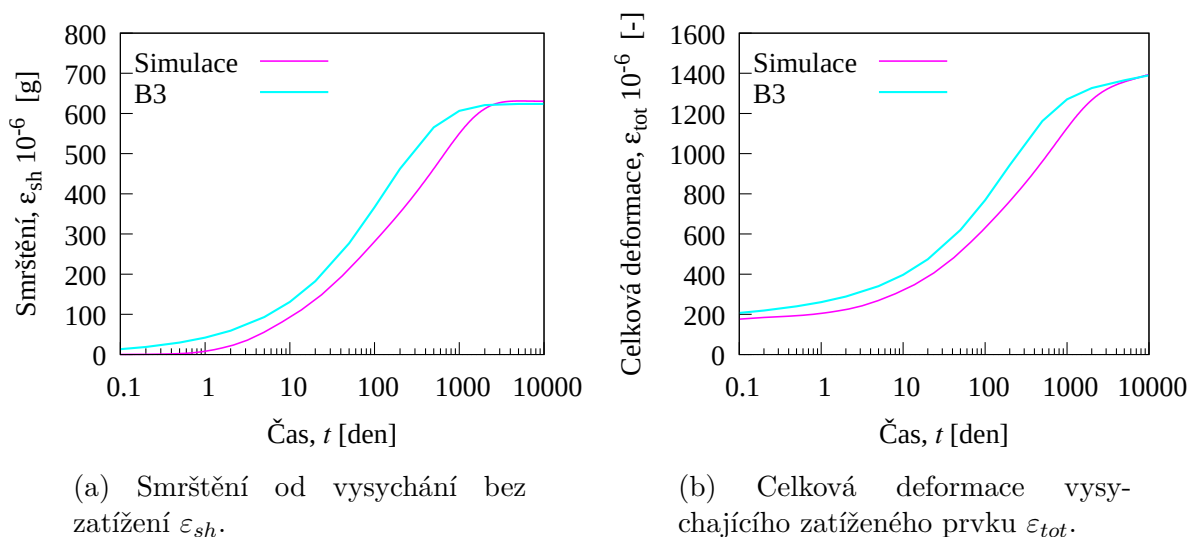
$$\dot{\eta}_f + \frac{k_3}{T_0} \left| T \frac{\dot{h}}{h} - \kappa_T \dot{T} \right| \eta_f^{\tilde{p}} = \frac{\psi_S}{q_4} \quad (26)$$

Za konstantní teploty dále zjednodušeno do tvaru

$$\dot{\eta}_f + k_3 \frac{\dot{h}}{h} \eta_f^{\tilde{p}} = \frac{\psi_S}{q_4} \quad (27)$$

kde η označuje viskozitu tlumiče který řídí vývoj základního dotvarování a \tilde{p} je v tomto případě bezrozměrný součinitel s hodnotou 1.

Kalibrace parametrů k_3 a k_{sh} proběhla pomocí výpočetního modelu nekonečného válce o průměru 160 mm tak, aby jeho odezva odpovídala predikci vytvořené modelem B3. Modelu B3 byly kromě vyjmenovaných parametrů předepsány ještě parametry $q_5 = 408,604 \text{ MPa}^{-1}$, $k_s = 1,15$, $\alpha_1 = 0,85$, $\alpha_2 = 1,2$. Výpočet proběhl pro dva případy. První případ modeloval vysychající nezatížený vzorek, který byl, jako v současném experimentu, vystaven vysychání v čase 34 dní (Obrázek 17a). Pomocí konečné hodnoty smrštění byla stanovena hodnota parametru k_{sh} v rovnici (25). Odlišnost v rychlosti vysychání je zanedbána. Druhý případ modeluje prvek, který byl vystaven vysychání a současně zatížen tlakovým napětím 5,0 MPa v čase 34 dní. Deformace vykreslená na Obrázku 17b zahrnuje základní dotvarování, dotvarování při vysychání a smrštění. Tento případ sloužil ke stanovení hodnoty parametru k_3 v rovnici (26).



(a) Smrštění od vysychání bez zatížení ϵ_{sh} .

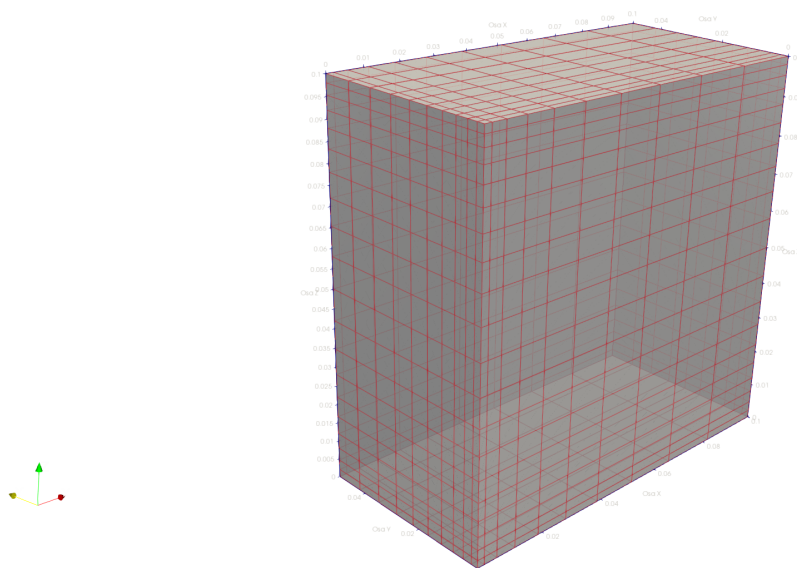
(b) Celková deformace vysychajícího zatíženého prvku ϵ_{tot} .

Obrázek 17: Srovnání odezvy výpočetního modelu nekonečného válce průměru 160 mm za použití modelu pro mechanickou odezvu MPS s predikcí pomocí modelu B3, průkaz použitelnosti zvolených hodnot parametrů k_{sh} a k_3 .

4.2 Prostorová diskretizace

4.2.1 Přidružené kvádry

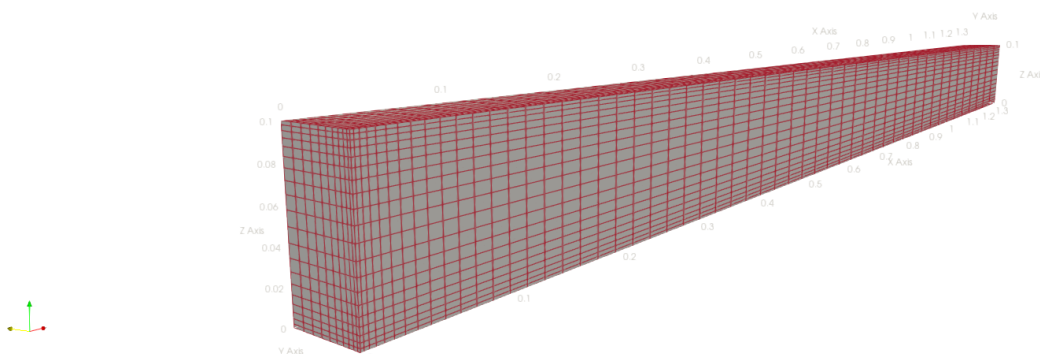
Sít konečných prvků pro betonové kvádry představuje osově symetrickou čtvrtinu skutečného vzorku. Osová symetrie zde platí jak pro geometrii, tak pro okrajové podmínky. Model se skládá z 10 prvků na délku (směr x), 10 prvků na šířku (směr y) a 20 prvků na výšku pro vzorek 100 A (B, C), 30 prvků pro vzorek 150 a 40 prvků pro vzorek 200 (směr z). Sít je u povrchů zhuštěna s krajním prvkem o tloušťce 2 mm pro zlepšení konvergence výpočtu a podrobnější zachycení vlhkostního profilu vzhledem k jeho očekávané silné nelinearitě. Bylo využito lineárních Brick prvků o šesti stěnách a osmi uzlech. Sít pro zkušební kvádr o výšce $h = 100$ mm je zobrazena na Obrázku 19. Počáteční hodnota relativní vlhkosti předepsaná všem uzlům modelu byla zvolena jako 98 %, která nejlépe odpovídá [31] použitému způsobu ošetřování.



Obrázek 18: Síť konečných prvků pro kvádr 100.

4.2.2 Nosníky

Stejně jako v případě kvádrů byl pro simulaci zkušebních nosníků vytvořen 3D model osově symetrické čtvrtiny nosníku. Skládá se z lineárních Brick prvků a geometrická diskretizace se liší pouze ve směru x , kdy je délka 1350 mm rozdělena na 53 prvků.



Obrázek 19: Síť konečných prvků pro nosník B5.

4.3 Časová diskretizace

Pro numerické simulace je základní délka časového kroku zvolena jako 0,5 dne. Na začátku simulace je délka kroku snížena na 1×10^{-4} dne a následně se navyšuje jako geometrická posloupnost s faktorem 2,0, dokud nedosáhne základní délky. V okamžiku změny okrajových

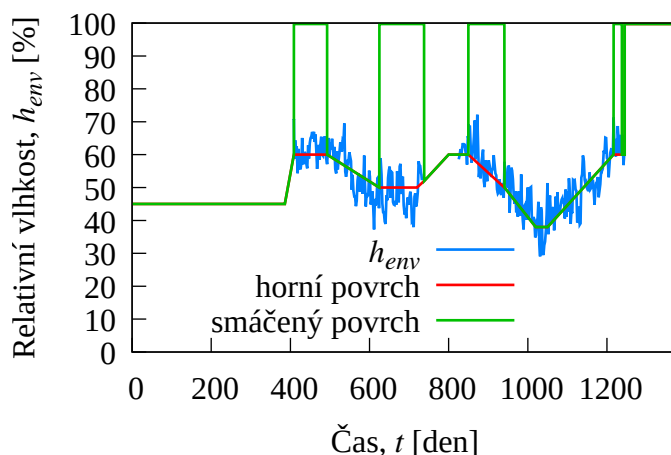
podmínek vlhkosti je délka kroku snížena na 1×10^{-4} dne a následně se navyšuje jako geometrická posloupnost s faktorem 1,05, dokud opět nedosáhne základní délky. Změna mechanických okrajových podmínek je reflektována pouze časovým krokem v místě změny a krokem o 0,01 dne později.

4.4 Okrajové podmínky

4.4.1 Vedení vlhkosti

Povrchový součinitel f je odhadem stanoven na $1 \text{ mm} \cdot \text{den}^{-1}$. Součinitel \bar{f} se stanoví jako $\bar{f} = f \times k = 0,001 \times 130 = 0,13 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{den}^{-1}$. Při fázi namáčení je zvýšená vlhkost předepsána na spodní povrch a pro svislé plochy na výšku spodních šesti prvků, tedy přibližně do výšky 20 mm. Během ročního zrání nebyly přidružené kvádry nařezány, ale vysychaly jako jeden dlouhý hranol. Po tuto dobu je hodnota smíšené okrajové podmínky v oblasti styku s okolním betonem vynásobena faktorem blízcím se nule. Styk s vodou je modelován vynásobením součinitele přestupu velmi vysokým číslem, kdy se okrajová podmínka efektivně mění na Dirichletovu.

Hodnoty vlhkosti prostředí jsou vykresleny na Obrázku 20. Pro fázi prvotního vysychání betonu je předepsáno $h_{env} = 45 \%$, ačkoliv tato hodnota není ve skutečnosti známa a jedná se pouze o odhad stanovený na základě průměrné hodnoty z následujících let v hale, ve které byly nosníky první rok skladovány. Měření vzdušné vlhkosti bylo zahájeno až v moment osazení nosníků do nádrže. Výpočetnímu modelu není předepisována skutečná hodnota měřené vzdušné vlhkosti, ale pouze zjednodušený po částech lineární průběh, který je taktéž vykreslen na Obrázku 20. Toto zjednodušení bylo zavedeno pro lepší stabilitu výpočtu a pro snížení výpočetních nároků. V okamžiku ponoření betonu roste vlhkost prostředí na hodnotu $h_{env} = 99,7 \%$. Tato hodnota je zvolena pro hladší průběh výpočtu.

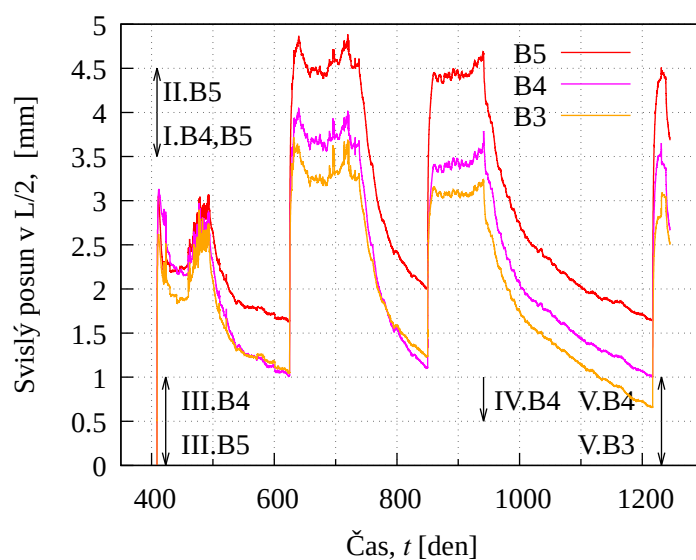


Obrázek 20: Hodnota relativní vlhkosti prostředí v okrajové podmínce.

4.4.2 Mechanika

Mechanická podúloha je řešena pouze v případě nosníků. Nulový posun ve směru z je předepsán v místě kloubové podpory, tedy 100 mm od okraje nosníku. Kloubová podpora umožňuje volný posun ve směru x a y . Posunu ve směru y je zamezeno celou rovinou symetrie v podélném směru. Nulový posun ve směru x je předepsán na celou rovinu symetrie v příčném směru uprostřed rozpětí. Tímto vzniká vetknutí posuvné ve směru y a z ve středu rozpětí.

Silové zatížení vlastní tíhou je aktivováno v okamžiku osazení nosníků na podpory v čase g_0 ($t = 401,875$ dní). Do této doby je modelovaný nosník stále prostě podepřen, ale nepůsobí na něj žádné silové zatížení. Podepření tedy má na prvek zanedbatelný vliv a okrajové podmínky nejsou v rozporu se skutečností, kdy byly nosníky podepřeny průběžně v celé délce. Druhé silové zatížení ve formě patnáctikilových závaží ve vzdálenosti 500 mm od podpor bylo předepsáno jako bodové zatížení o velikosti 75 N (osová symetrie v podélném směru) do příslušného uzlu při horním povrchu nosníku. Harmonogram zatěžování jednotlivých nosníků je přesně rozepsán v Tabulkách 5 a 6 a pro ilustraci je vyznačen na Obrázku 21.



Obrázek 21: Grafický harmonogram zatěžování zkušebních nosníků závaží – šipka nahoru/dolů označuje odtížení/přetížení, římská číslice časovou posloupnost.

5 Slepá predikce

V této kapitole jsou představeny výsledky slepé predikce řešené úlohy pomocí modelů Bažant – Najjar a MPS kalibrovaného dle odezvy modelu B3. Před samotnou prezentací výsledků je dlužno zmínit, že použité materiálové modely nejsou, navzdory svým excelentním výsledkům v jiných úlohách, stavěny pro tento specifický případ. Rozdílnost zachycené skutečnosti a simulace tedy není chybou či nedostatkem těchto modelů.

Jak bylo zmíněno výše, ke slepé predikci bylo přistupováno, jako by měřené hodnoty vlhkosti a posunů nebyly známy. K výpočtu byly využity znalosti vlastností betonu a okrajových podmínek v průběhu zkoušky.

5.1 Varianty výpočetních modelů

Pro lepší orientaci v textu bude vždy před slepou a kalibrovanou predikcí představen plán variant a modifikací výpočetních modelů používaných v následující kapitole a to v pořadí, v jakém jsou uvedeny jejich výsledky.

Pro slepou predikci vývoje vlhkosti v přidružených kvádrech jsou využity následující varianty:

- *BN 130* – transportní model Bažant – Najjar s parametry dle *fib Model Code* a lineární izotermou se sklonem $130 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$

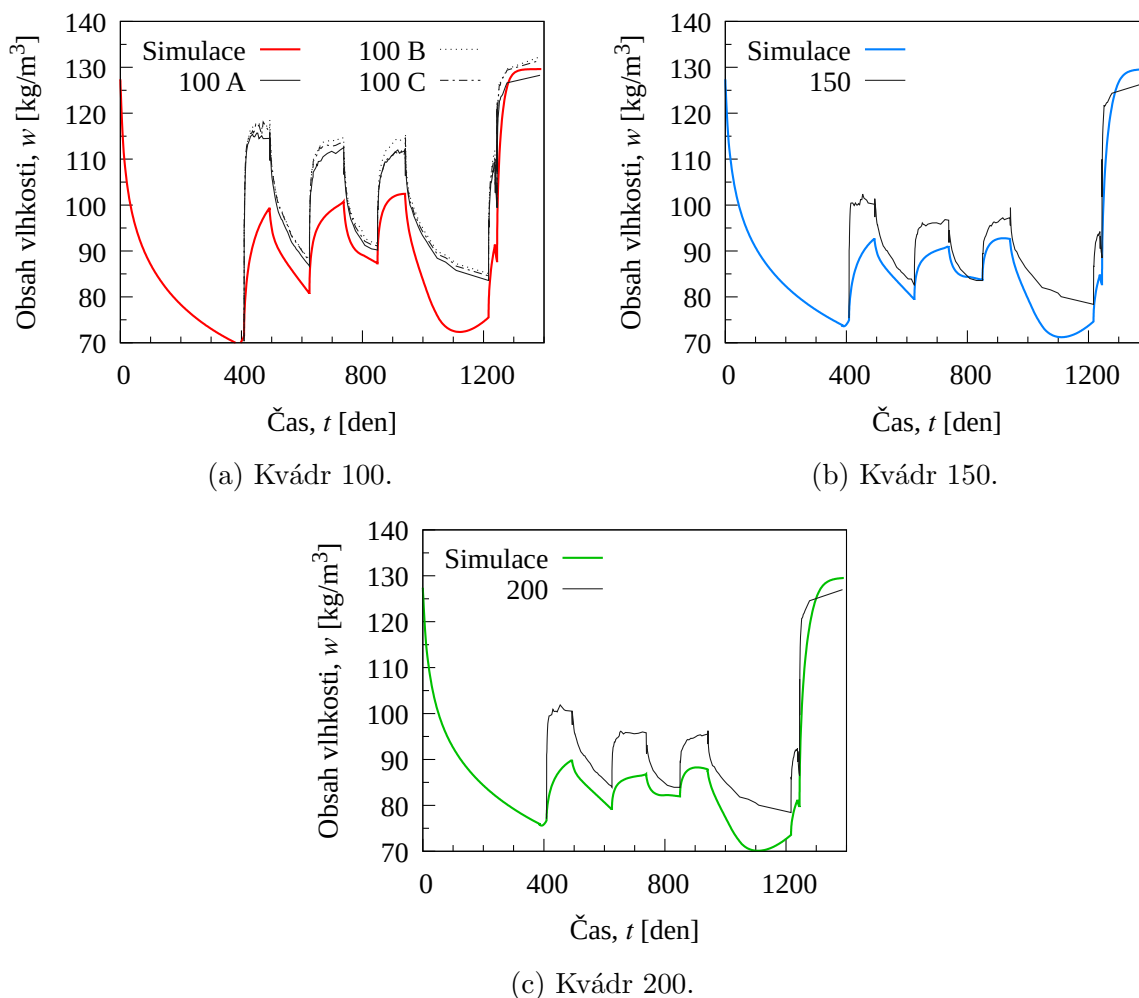
Pro slepou predikci mechanické odezvy nosníků budou v kombinaci s *BN 130* použity následující varianty modelů:

- *MPS B3* – Model MPS kalibrovaný dle predikce modelu B3
- *MPS B3 dam* – Model *MPS B3* se zahrnutím vlivu tahového poškození betonu

5.2 Přidružené kvádry – vlhkost

Prvním pohledem na Obrázek 22 je zjevné, že odezva použitého modelu zcela neodpovídala skutečnému vývoji vlhkosti ve vzorcích. Transport vlhkosti v numerickém modelu probíhal mnohem pomaleji a vlhkostní výkyvy v jednotlivých cyklech dosahovaly přinejlepším poloviny naměřených hodnot. Tvary špiček nasákání vyjma prvního cyklu jsou velmi podobné měřeným hodnotám. Z výpočtů ale vyplynulo, že tvary maxim vlhkosti jsou silně závislé na změnách relativní vlhkosti okolního vzduchu a zřetel tedy bude brán především na hodnoty amplitud, ne na jejich přesný tvar. Jak bylo zmíněno dříve, vzhledem k časovým nárokům výpočtu nelze vlhkost prostředí modelovat zcela přesně, ale pouze jako po částech lineární aproximaci.

Vlhkostní profil na konci každé fáze nasákání dále ukazuje, že k plné saturaci (v případě tohoto výpočtu 99,7 % relativní vlhkosti pórů) dojde pouze u vnější řady uzlů modelu, která se nachází v přímém kontaktu s vodou. V druhé řadě 2 mm od povrchu již relativní vlhkost klesá na 97,9 %. Výpočetní model tedy dosahuje saturace pouze v bodech, kterým je vlhkost 99,7 % předepsána okrajovou podmínkou.



Obrázek 22: Změna vlhkosti přidružených kvádrů *BN 130* – Slepá predikce modelem Bažant – Najjar s parametry dle *fib Model Code* [1].

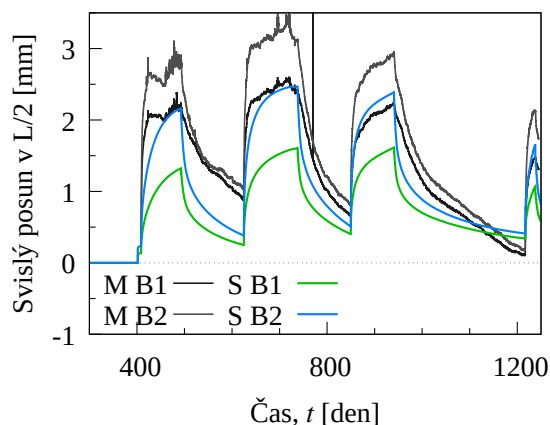
Výsledky tedy ukazují, že slepá predikce této úlohy modelem Bažant–Najjar v jeho podobě s parametry navrženými v *fib Model Code* [1] by hrubě podcenila vývoj vlhkosti a pravděpodobné rozložení vlhkosti po profilu při nasákání. Pro zlepšení odezvy výpočetního modelu jsou v Kapitole 6 představena dvě možná řešení.

V průběhu experimentu se relativní vlhkost betonových vzorků pohybuje přibližně na intervalu 40 % – ~ 100 %. V rozmezí relativní vlhkosti pórů 90 % – 100 % je křivost měřené sorpční izotermy velmi výrazná a její aproximace přímkou může silně zkreslovat získané výsledky. Přímka tedy bude v následující kapitole nahrazena přesnější aproximací pro získání realističtějších výsledků.

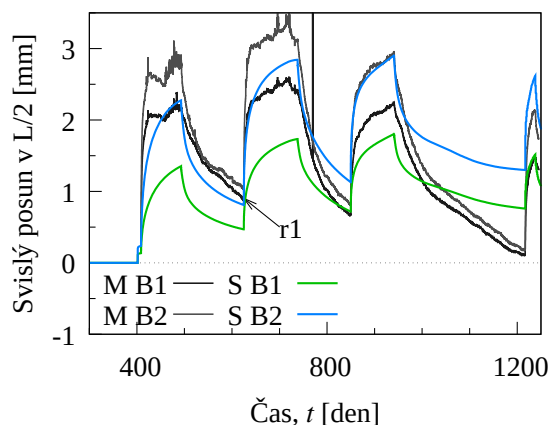
Nevýhodou funkce difuzivity dle Bažant–Najjar je její tvar, který neodpovídá skutečnému tvaru funkce difuzivity betonu a nemožnost difuzivitu při výpočtu kombinovat s nelineární izotermou. Nemá tedy smysl výrazně měnit parametry modelu ve snaze naškálovat funkci difuzivity tak, aby se odezva výpočetního modelu podobala měřeným hodnotám. V následující kapitole bude model Bažant–Najjar nahrazen modelem dle

H. Künzela, který využívá funkci permeability, jejíž tvar lépe odpovídá skutečnosti a byl vytvořen a ověřen na podobných transportních úlohách jako v případě prezentovaného experimentu. Jeho předností je také možnost kombinování s nelineární sorpční izotermou.

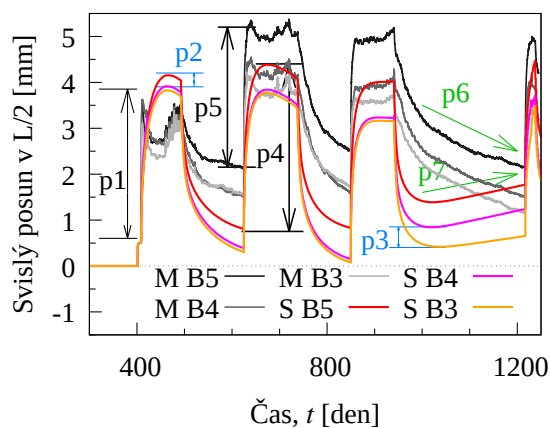
5.3 Nosníky – průhyb



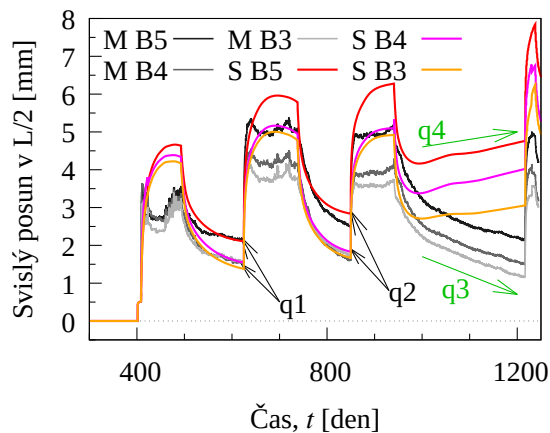
(a) Nosník B1 a B2 – model *BN 130* + *MPS B3*.



(b) Nosník B1 a B2 – model *BN 130* + *MPS B3 dam*.



(c) Nosníky B3, B4 a B5 – model *BN 130* + *MPS B3*.



(d) Nosníky B3, B4 a B5 – model *BN 130* + *MPS B3 dam*.

Obrázek 23: Průhyb ve středu rozpětí zkušebních nosníků – slepá predikce modelem *MPS B3* (vlevo) a *MPS B3 dam* (vpravo), S – simulace, M – Měřené hodnoty.

Na Obrázku 23 je na jednotlivých grafech vykreslen svislý posun ve středu betonových nosníků. Nulová hodnota posunu se vztahuje k času t_0 před uložením nosníků na podpory.

Vývoj průhybu nosníku B1 (výška 200 mm) a B2 (výška 150 mm) na Obrázku 23a má vzájemně velmi podobný charakter. Výpočetní model silně podhodnocuje průhyb v prvním cyklu, avšak v druhém a třetím cyklu je shoda amplitud průhybů s měřenými daty až překvapivě dobrá.

Skupina nosníků výšky 100 mm (vzorky B3, B4 a B5) na Obrázku 23c již vykazuje zcela odlišné chování. Na konci první fáze nasákání je shoda maxima průhybu dobrá (p1), avšak v dalších cyklech jsou amplitudy průhybu silně nadhodnocené. Rozdíl mezi délkami p4 a p5 činí asi 0,7 mm. Rozdílnost hodnot průhybů mezi dvojicí B3, B4 a nosníkem B5 (bod p2), která se začíná propagovat již na vrcholu prvního cyklu a rozdílnost mezi B3 a B4 od času d_{III} (bod p3), je zjevně způsobena přetížením závažími, nikoliv rozdílem ve vlastnostech zkušebních nosníků. U okrajových podmínek výpočetních modelů se totiž v případě časů přetížení jedná o jediný rozdíl mezi B3, B4 a B5. Odlišnost mezi jednotlivými nosníky velmi dobře odpovídá měření. U všech nosníků zcela neodpovídá vývoj v čase mezi koncem třetího nasákání d_{III} a koncem měření. Odlišnost je vyznačena sklonem p6 a p7. Dále u žádného modelu nebylo dosaženo nadvýšení nosníku během nasákání v prvním cyklu (tvar vrcholku cyklu ve tvaru písmene „V”) ani zploštělých tvarů v druhém a třetím cyklu. Tak, jako v případě vývoje vlhkosti, může hrát významnou roli přesný vývoj okrajových podmínek, ale i jiný jev, který není těmito modely zachycen. Dále žádný z modelů nezachycuje trvalou deformaci při vysychání v prvním cyklu a následné navýšení průhybu v druhém cyklu. Průhyb všech modelů se na konci prvního cyklu vrací téměř zpět na původní hodnotu před nasákáním.

Při bližším prozkoumání výsledků bylo zjištěno, že v různých fázích simulace dochází v různých částech průřezu k nárůstu tahových napětí až nad úroveň tahové pevnosti betonu. Je tedy v případě slepé predikce vhodné porovnat odezvu původního modelu (*MPS B3*) a modelu zohledňujícího tahové poškození betonu (*MPS B3 dam*). Vliv poškození betonu bude podrobněji rozveden v Kapitole 7.

Na Obrázku 23b a 23d jsou vykresleny výsledky simulací s vlivem poškození betonu. V porovnání s předchozí simulací je patrné výrazné zlepšení výsledků predikce. V prvním cyklu nedochází k viditelné změně, snad pouze k drobné změně tvaru vrcholků. Ani zde se ale tvar nijak nepřibližuje tvaru písmene „V” v prvním a druhém cyklu, jako je tomu v případě experimentu. Díky nelinearitě materiálového modelu přibyl trvalý průhyb na konci prvního cyklu v čase w_{II} , který je v případě nosníku B2 na Obrázku 23b velmi podobný měřené hodnotě (bod r1), a v případě nosníků B3, B4 a B5 na Obrázku 23d zcela přesný (bod q1). Skupina nižších nosníků dále dosahuje výborné shody hodnoty průhybu i na konci třetího cyklu (bod q2) v čase w_{IV} . U nosníku B2 dále můžeme pozorovat absolutní shodu hodnoty i tvaru posunu ve třetím cyklu s měřením. Ačkoliv jsou hodnoty amplitud průhybu nosníků B3, B4 a B5 stále příliš vysoké, predikce se celkově znatelně zlepšila. V žádném případě nebylo dosaženo uspokojivé shody v úseku od konce třetího nasákání (d_{III}) do konce měření, jak opět dokládá sklon q4 a q3.

Slepá predikce modely *BN 130 + MPS B3* a *MPS B3 dam* ukázala, že nelze dosáhnout uspokojivé shody experimentu se simulací. Pro zpřesnění modelů bude v následující kapitole změněn konstitutivní vztah transportního modelu a provedena jeho kalibrace pro získání realističtějšího vývoje vlhkosti. Na toto naváže postupné zpřesňování mechanického modelu a snaha o identifikaci jednotlivých jevů ovlivňujících vývoj průhybu nosníků.

6 Kalibrace transportního modelu

Vzhledem k výsledkům slepé predikce bylo nutné vytvořit zpřesněný model, který lépe zachytí skutečné chování přidružených betonových kvádrů během absorpce vody a vysychání. Důležitým aspektem je správná aproximace sorpční izotermy betonu a zvýšení kapilární vodivosti betonu pro urychlení a umocnění procesu nasákání a vysychání při vysokých vlhkostech.

6.1 Varianty výpočetních modelů

Pro kalibraci vývoje vlhkosti v přidružených kvádrech a ověření výsledků jsou využity následující varianty:

- *HK* – transportní model dle H. Künzela s bilineární sorpční izotermou dle Obrázku 26, výsledná varianta získaná kalibrací
- *HK 10⁶* – modifikovaný transportní model *HK* se zvýšenou permeabilitou pro urychlení transportu vlhkosti

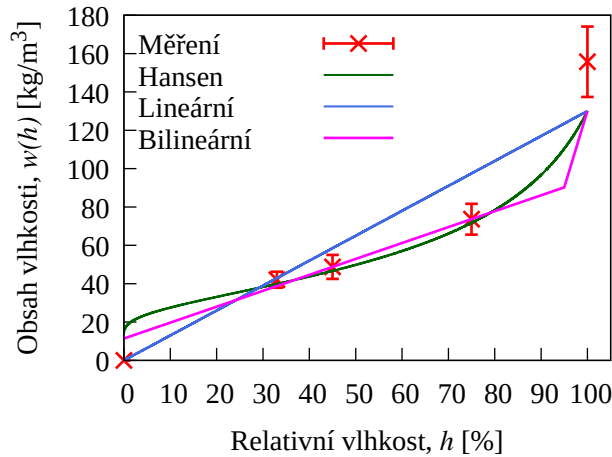
6.2 Kalibrace

6.2.1 Sorpční izoterma

Pro zvýšení přehlednosti odezvy výpočetních modelů a pro jasné rozlišení mezi nízkým intervalem vlhkosti (0, 95) [%] a intervalem kapilární saturace (95, 100) [%] [16] byla pro další výpočty zvolena bilineární aproximace sorpční izotermy. Nespojitosť derivace je vyřešena kružnicovým zaoblením změny sklonu izotermy. Jak již bylo zmíněno výše, vzhledem k velkému objemu makropórů v betonových vzorcích, které se nepodílí na mechanické odezvě, bylo třeba výpočtovou nasákavost betonu redukovat. Odhadem byla zvolena nasákavost $n = 130 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Na Obrázku 24 je pro srovnání vykreslena lineární sorpční izoterma použitá ve slepé predikci modelem *BN 130*, aproximace dle (13) a první varianta využívané bilineární aproximace. Nasákavost je ve všech případech omezena na $130 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ oproti měřenému průměru $155,2 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. Dále je zobrazena směrodatná odchylka měřených hodnot.

6.2.2 Difuzivita

Ačkoliv je model Bažant – Najjar široce využíván s velmi dobrými výsledky, tvar křivky difuzivity neodpovídá difuzivitě skutečného betonu a nelze ji kombinovat s nelineárním tvarem izotermy. Kombinovat s nelineární izotermou nelze z důvodu, že model Bažant–Najjar ve své původní podobě s využitím sorpční izotermy vůbec neuvažuje. Konstanta k , tedy sklon sorpční izotermy, vystupuje pouze jako prostředek k přepočtu relativní vlhkosti na obsah vlhkosti v modelu implementovaném v programu OOFEM a je zadán pevně, nezávisle na relativní vlhkosti. Pro druhou fázi se zpřesněným kalibrovaným modelem byla využita konstitutivní model dle H. Künzela [16], jehož předností je v tomto případě jednoduchá kalibrace pomocí dvou parametrů a možnost kombinování s nelineární sorpční izotermou.



Obrázek 24: Aproximace sorpční izotermy – Lineární aproximace užitá pro slepou predikci, aproximace dle P. F. Hansena a první varianta bilineární aproximace využitá pro kalibraci, červeně měřená data s vyznačenou směrodatnou odchylkou.

Künzelův model je za konstantní teploty řízen bilanční rovnicí ve tvaru

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\nabla \cdot (J_w + J_v) + S_w \quad (28)$$

kde S_w [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}\text{s}^{-1}$] vyjadřuje zdroj vlhkosti, J_w [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}$] hustotu toku vlhkosti a J_v [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}$] hustotu toku vodní páry. Rovnice (28) vystupuje v jiné podobě již v Kapitole 2.2.1 jako Rovnice (5). Rozdílem je, že hustota toku je v Künzelově modelu rozdělena na dvě složky J_w , která řídí tok při vysokých vlhkostech a složku J_v , která dominuje při nízké vlhkosti. Zdroj vlhkosti S_w je v prezentovaných výpočtech zanedbán. Hustota toku vlhkosti se stanoví dle rovnice

$$J_w = -D_h \nabla h \quad (29)$$

kde D_h [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{s}^{-1}$] je součinitel vodivosti. Hustota toku vodní páry se stanoví dle rovnice

$$J_v = -\delta_p \nabla p = -\frac{\delta}{\mu} \nabla p \quad (30)$$

kde δ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\text{s}^{-1}\text{Pa}^{-1}$] je permeabilita vodní páry, jejíž hodnota se stanoví dle rovnice (31) uvedené v DIN 52615, μ [-] vyjadřuje součinitel odporu difuze vodní páry, jejíž běžné hodnoty pro beton se dle [16] pohybují mezi 210-260.

$$\delta = 2,0 \times 10^{-7} T^{0,81} / P_L \quad (31)$$

kde P_L vyjadřuje tlak vzduchu a v tomto případě průměrnou hodnotu 101325 Pa a teplota T je konstantní, a to 293 °K. Člen p v (30) vyjadřuje tlak vodní páry, který se stanoví empirickým vztahem dle rovnice

$$p = p_{sat} h = 611 \exp\left(\frac{aT}{T_0 + T}\right) h \quad (32)$$

kde $a = 17,08$ a $T_0 = 234,18$ °C.

Při nahrazení členu D_h členem $D_w \frac{\partial w}{\partial h}$ je možno rovnici zapsat ve tvaru, který odpovídá Rovnici (5), a to jako

$$\frac{\partial w}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial t} = \nabla \cdot \left[\left(D_w \frac{\partial w}{\partial h} + \delta_p p_{sat} \right) \nabla h \right] \quad (33)$$

kde D_w [m^2s^{-1}] je součinitel kapilárního transportu, který se řídí rovnicí

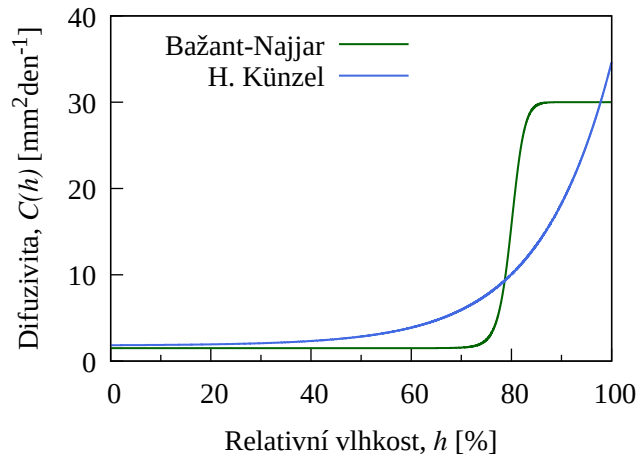
$$D_w = 3,8 \left(\frac{A}{w_f} \right)^2 1000^{\frac{w}{w_f} - 1} \quad (34)$$

kde A je součinitel absorpce vody jehož běžné hodnoty se dle [11] pohybují mezi $0,1-1,0 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2}\text{den}^{-0,5}$. Pro srovnání je na Obrázku 25 vykreslen průběh funkce difuzivity modelu Bažant – Najjar a modelu dle H. Künzela, kde je difuzivita přepočítána úpravou předpisu (35) na (36) dle vztahu (16).

$$c(h) = D_w \frac{\partial w}{\partial h} + \delta_p p_{sat} \quad (35)$$

$$C(h) = D_w + \delta_p p_{sat} / k(h) \quad (36)$$

Pro jednoduchost zobrazení je na tomto obrázku použita lineární sorpční izoterma o konstantním sklonu $k = 100 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$. Přesné hodnoty parametrů Künzelova modelu budou stanoveny během kalibrace.

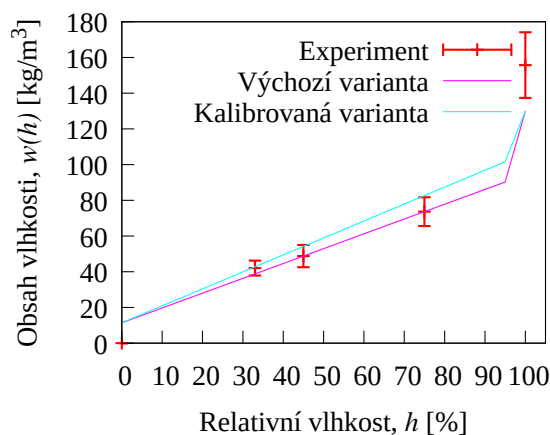


Obrázek 25: Srovnání funkce difuzivity Bažant – Najjar s hodnotami parametrů dle *fib* Model Code a difuzivitou dle H. Künzela s parametry $A = 0,3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2}\text{den}^{-0,5}$, $\mu = 250$ a lineární izotermou pro jednoduchost zobrazení.

6.3 Výsledky simulací

6.3.1 Výsledky kalibrace – HK

Prvním z cílů kalibrace bylo dosáhnout vyhovující shody celkové bilance vlhkosti mezi začátkem a koncem měření, tedy v čase 408-1250 dnů. Bilance vlhkosti v čase 0-408 dnů není známa. Nelepší shody bylo dosaženo v případě použití kalibrované varianty bilineární izotermy na Obrázku 26 a sady dat označené jako „ $-15 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ” prezentované na Obrázku 16 v Kapitole 4.1.1. Naladění cyklů nasákání a vysychání bylo provedeno pomocí parametru A (34), jehož hodnota byla stanovena na $0,85 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}\text{den}^{-0,5}$ a parametru μ (30), který v případě tohoto experimentu nemá na transport vlhkosti významný vliv. Jeho hodnota byla stanovena na $\mu = 250$. Výsledky kalibrace je možno vidět na Obrázku 27. Kalibrováno bylo především dle kvádrů výšky 100 mm, jelikož zde lze výsledky srovnávat oproti třem sadám dat.

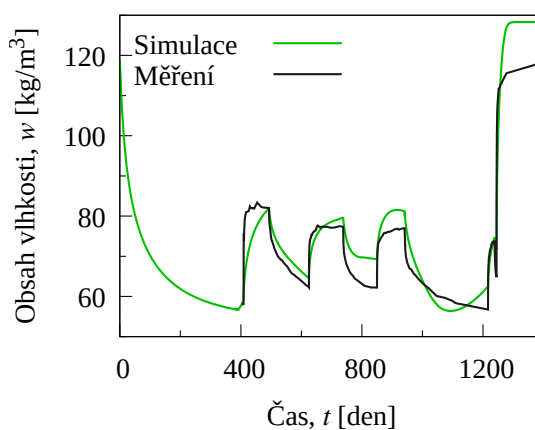
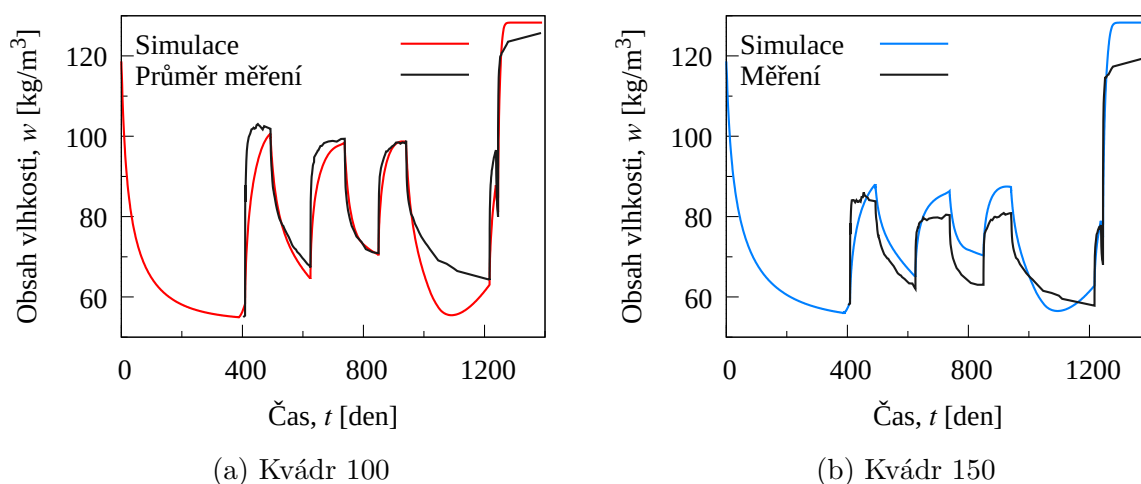


Obrázek 26: Aproximace sorpční izotermy – srovnání výchozí varianty z Obrázku 24 a výsledného tvaru získaného kalibrací.

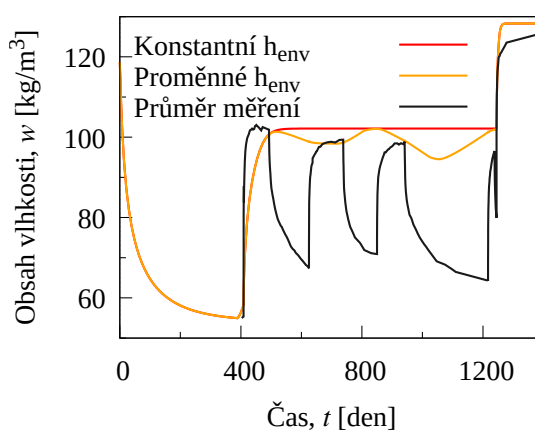
Zcela zjevným problémem je, že i v případě nového modelu transport vlhkosti probíhá pomaleji, než je tomu ve skutečnosti, ačkoli vlhkost se v cyklech stabilizuje na správné úrovni, jen se značným zpožděním, a to především u prvního cyklu. Toto tvrzení je prokázáno na Obrázku 28, kdy se okrajové podmínky fiktivního scénáře liší tím, že v prvním cyklu nedojde k přerušení nasákání. Tento jev může být způsoben skutečností, že beton zkušebních prvků obsahuje velké množství vzduchových bublin, které se při ponoření do vody zaplní jako první a způsobí významný nárůst hmotnosti. Voda z těchto pórů poté pomaleji zaplňuje menší kapilární póry. Toto není možné současným modelem zachytit a bylo by nutné vytvořit model, který dokáže zahrnout vliv distribuce velikosti pórů na rychlost zvlhčování.

Tento předpoklad potvrzuje již slepá predikce. Ačkoliv je odezva modelu Bažant – Najjar pomalejší, než je tomu u současného modelu, nárůst průhybu téměř odpovídá měření. To naznačuje, že všechna voda přijatá betonem v prvních dnech se nemusí nutně podílet na mechanické odezvě a nejde tedy pouze o vodu v kapilárách.

U vzorků všech výšek dochází mezi třetím a čtvrtým cyklem k mnohem výraznějšímu poklesu vlhkosti, než je tomu ve skutečnosti. Nedá se předpokládat, že měřené hodnoty



Obrázek 27: Obsah vlhkosti zkušebních kvádrů – kalibrované výsledky pro hodnoty parametrů $A = 0,85 \text{ kg/m}^2\text{den}^{0,5}$, $\mu = 250$



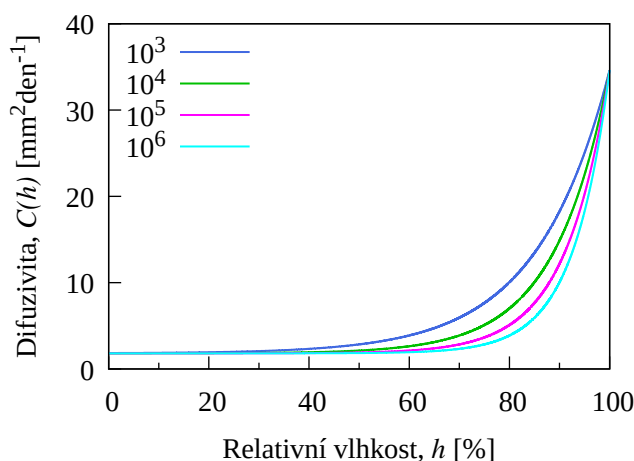
Obrázek 28: Doplnující výpočet – fiktivní okrajová podmínka s nepřerušným zvlhčováním v prvním cyklu, srovnání s konstantní vzdušnou vlhkostí $h_{env} = 60 \%$ a s proměnnou vzdušnou vlhkostí dle Obrázku 20

vlhkosti vzduchu by byly chybné, rozdíl by musel být v řádu desítek procent. Jednou z úvah, proč je ve vysychání takový rozdíl, je možnost zachycení vody v nanopórech betonových vzorků během fází zvlhčování. Tato složka se při vysychání neuvoňuje stejně rychle jako voda obsažená v kapilárách a vzduchových bublinách a k jejímu uvolnění nedojde, dokud relativní vlhkost prostředí neklesne pod patřičnou úroveň. Tato složka vody v betonu je tedy v případě současného experimentu ve vzorcích zcela vázána. Stejně jako v případě zaplňování makropórů tento proces nelze použitým modelem zachytit.

Obrázkem 28 je také prokázáno, že jednotlivé rozdíly mezi maximálními hodnotami nasákání nejsou způsobeny změnami v materiálu či v závislosti na předchozím cyklu. Výpočet s proměnnou vzdušnou vlhkostí dle Obrázku 20 ukazuje, že i v případě, kdy není nasákání přerušeno, se obsah vlhkosti stabilizuje vždy přibližně na správné hodnotě pro maxima konkrétního cyklu.

6.3.2 Vliv modifikace konstitutivního modelu na rychlost zvlhčování – *HK 10*⁶

Během kalibrace také proběhl pokus o zlepšení odezvy a urychlení procesu nasákání při kontaktu s vodou pomocí úpravy základu mocniny v rovnici (34), který má v původním Künzelově modelu [16] hodnotu 10^3 . Vliv změny hodnoty tohoto členu je zobrazen na Obrázku 29 pro hodnoty 10^4 , 10^5 a 10^6 . Jak je vidět, s přibývajícím hodnotou mocněnce se obsah plochy pod křivkou difuzivity zmenšuje, a tím zapříčiňuje pomalejší zvlhčování a vysychání. Transport vlhkosti lze zpět urychlit zvýšením parametru A , a tím navýšit difuzivitu za vysoké vlhkosti. Tento krok by měl teoreticky urychlit nasákání při zachování podobné rychlosti vysychání.



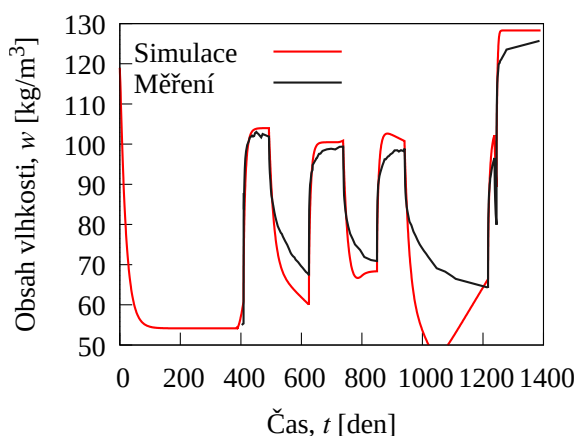
Obrázek 29: Vliv hodnoty základu mocniny v (34) na průběh funkce difuzivity, ostatní parametry dle Obrázku 25.

Výpočty se zvýšenou hodnotou mocněnce ukázaly, že nedochází k výraznému zlepšení odezvy. Rychlost nasákání se příliš nezvyšuje (při stejné hodnotě maxim jednotlivých cyklů) a výsledný model má tendenci vlhkost zadržovat. Pro urychlení procesu vysychání je tedy nutné úměrně navýšit druhou složku difuzivity $\delta_p p_{sat}$ snížením parametru μ . Tímto

se zvyšuje difuzivita za nízké vlhkosti a křivka se začíná nápadně podobat funkci difuzivity dle Bažant – Najjar s jasně definovanou spodní hodnotou a ostrým přechodem ve vysokou difuzivitu.

Pro zajímavost proběhl pokus o kalibraci modelu tak, aby rychlost transportu vlhkosti odpovídala měření a aby se hodnoty obsahu vlhkosti v minimech a maximech cyklů příliš nelišily. Toho bylo dosaženo s hodnotami parametrů $A = 1,3 \text{ kg/m}^2\text{den}^{0,5}$, $\mu = 1$ a hodnotou mocnence 10^6 . Na výsledcích na Obrázku 30 je viditelné, že aby bylo dosaženo správné rychlosti nasákání a přibližně správné hodnoty maxima prvního cyklu, musí být také velmi urychlené vysychání. Hodnoty vlhkosti v každém bodu příčného řezu modelem byly – kromě maxim jednotlivých cyklů – v celé simulaci totožné.

Parametry získané kalibrací na Obrázku 27 se na základě všech zjištění pokládají za vyhovující.



Obrázek 30: Doplňující výpočet – kalibrace pro dosažení maximální shody rychlosti nasákání s výsledky experimentu, model $HK 10^6$.

6.3.3 Srovnání rozložení vlhkosti v průřezu modelů *BN 130* a *HK*

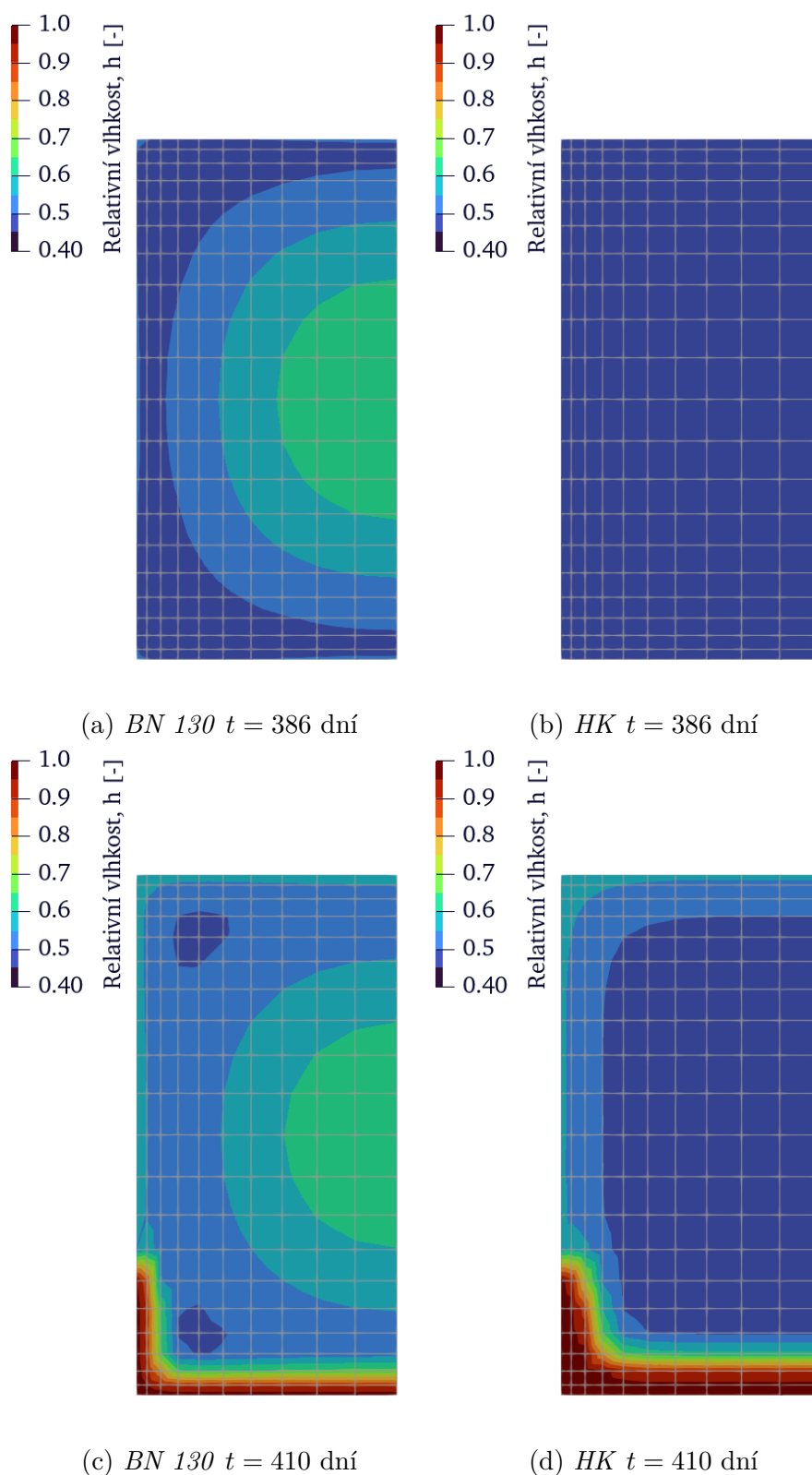
Na dalších stranách následují vizualizace vytvořené v programu Paraview [15]. Obrázky 31 a 32 vykreslují srovnání rozložení vlhkosti v průřezu výšky 100 mm získané použitím modelu Bažant – Najjar (*BN 130*) a kalibrovaného modelu dle H. Künzela (*HK*) ve vybraných časech. Zobrazena je polovina příčného řezu symetrická dle osy z s vnějším okrajem vlevo a osou symetrie vpravo. Toto zobrazení bude využito v případě všech následujících vizualizací příčného řezu.

První dvojice, Obrázky 31a a 31b korespondují s časem, kdy se původní dlouhé nosníky po ročním vysychání nařezaly na zkušební nosníky a přidružené kvádry. Lze vidět, že v případě kalibrovaného modelu dojde k téměř úplnému proschnutí celého průřezu. Naproti tomu v modelu Bažant – Najjar zůstává ve středu prvku relativní vlhkost pórů asi 65 %, což je přibližně o 15 % více.

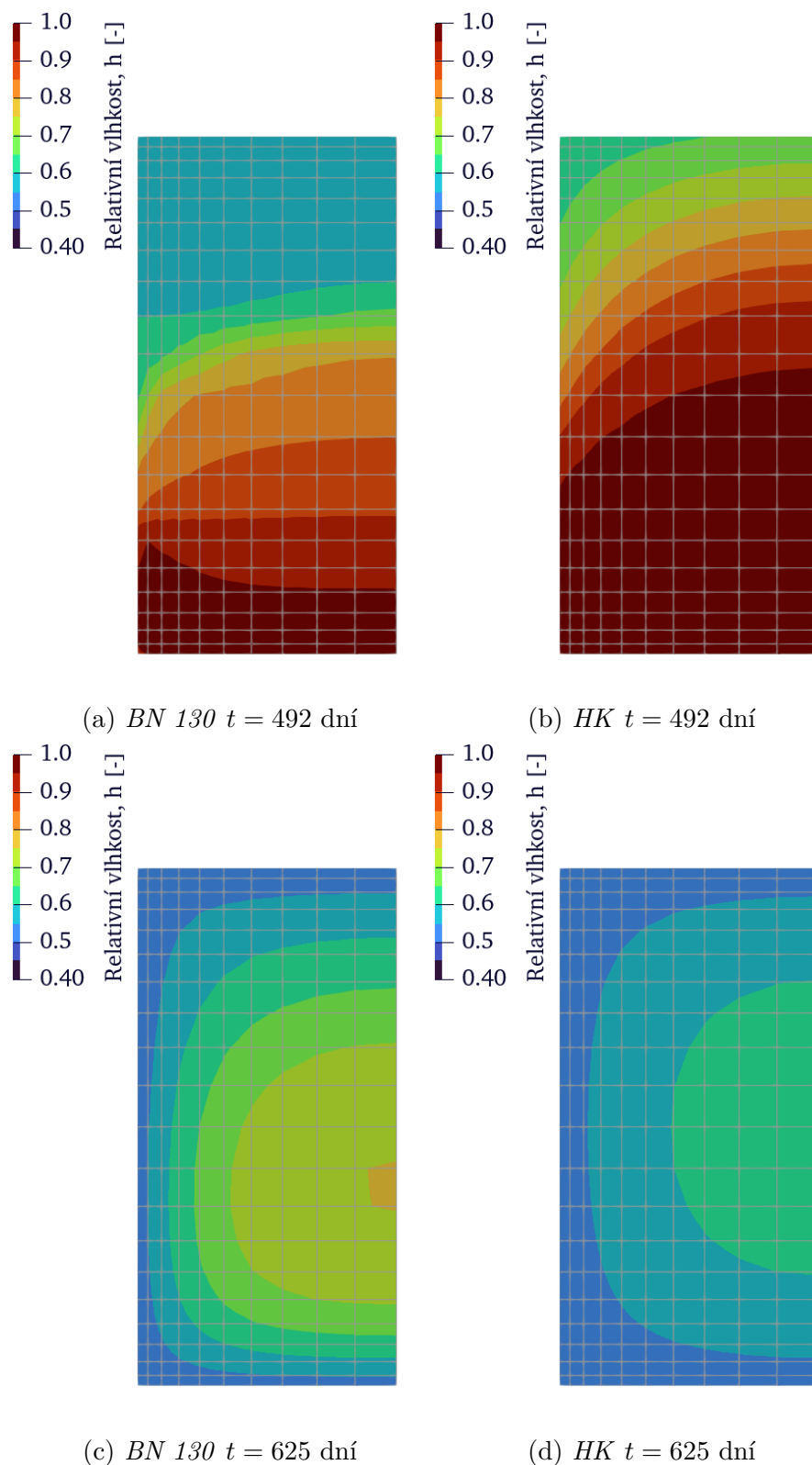
Dalším vyobrazeným časem je na Obrázcích 31c a 31d okamžik odpovídající přibližně 20 hodinám od začátku prvního nasákání w_I . Zde je patrné, že vrstva saturovaného betonu je v případě kalibrovaného modelu dvojnásobná, a to asi 5 mm.

Obrázek 32a a 32b přísluší času bezprostředně před ukončením prvního zvlhčování d_I . Zde se ukazuje, že v případě modelu pro slepou predikci je dosaženo saturace stále jen pro 1 spodní prvek, tedy asi 2 mm a hodnoty vlhkosti nad 90 % dosáhne jen 5 řad prvků, které se nachází pod hladinou vody. V případě kalibrovaného modelu dosahují saturace všechny prvky pod hladinou vody. Rozložení vlhkosti přes šířku průřezu má také velmi výrazný gradient, který v modelu pro slepou predikci takřka chybí.

Poslední čas na Obrázcích 32c a 32d odpovídá okamžiku před začátkem druhého cyklu w_{II} , kdy namočený prvek 130 dnů vysychal. Kromě rozdílné rychlosti vysychání se ukazuje, že v případě modelu pro slepou predikci zůstává zvýšená vlhkost v průřezu níže, zatímco v kalibrovaném modelu se rozptýlí po výšce symetricky. Toto může, při použití modelu Bažant – Najjar, znamenat vyvolání reziduálního průhybu směrem dolů i po proschnutí prvku, a to především u vyšších průřezů.



Obrázek 31: Rozložení vlhkosti v příčném řezu zkušebním kvádrem výšky 100 mm – srovnání odezvy modelu *BN 130* s modelem *HK* v časech $t = 386$ dní (po prvotním vysychání) a $t = 410$ dní (20 hodin po začátku nasákání w_I), pohled na polovinu příčného řezu osově symetrickou dle osy z



Obrázek 32: Rozložení vlhkosti v příčném řezu zkušebním kvádrem výšky 100 mm – srovnání odezvy modelu *BN 130* s modelem *HK* v časech $t = 492$ dní (před koncem prvního nasákání d_I) a $t = 625$ dní (před začátkem druhého nasákání w_{II}), pohled na polovinu příčného řezu osově symetrickou dle osy z

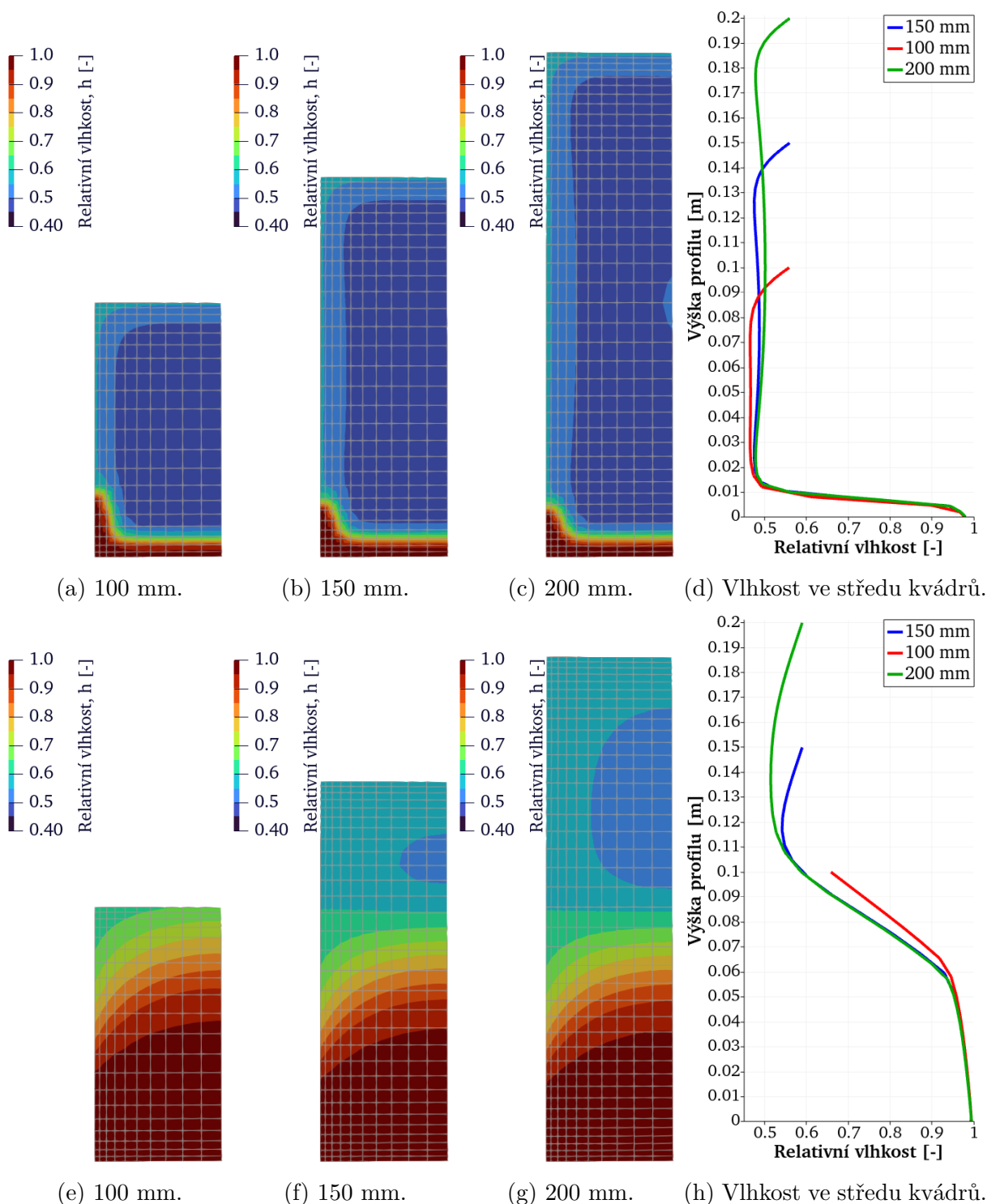
6.3.4 Vliv geometrie prvku na rozložení vlhkosti – *HK*

Dále následuje Obrázek 33 a jeho pokračování 34, jejichž cílem je přiblížit rozložení vlhkosti ve vybraných časech v závislosti na rozměrech průřezu. Jedna řada vždy odpovídá jednomu času. Zleva je potom možné vidět příčné řezy kvádrem pro jednotlivé výšky vzešupně a zcela vpravo vlhkostní profil přes výšku jednotlivých průřezů vprostřed kvádrů.

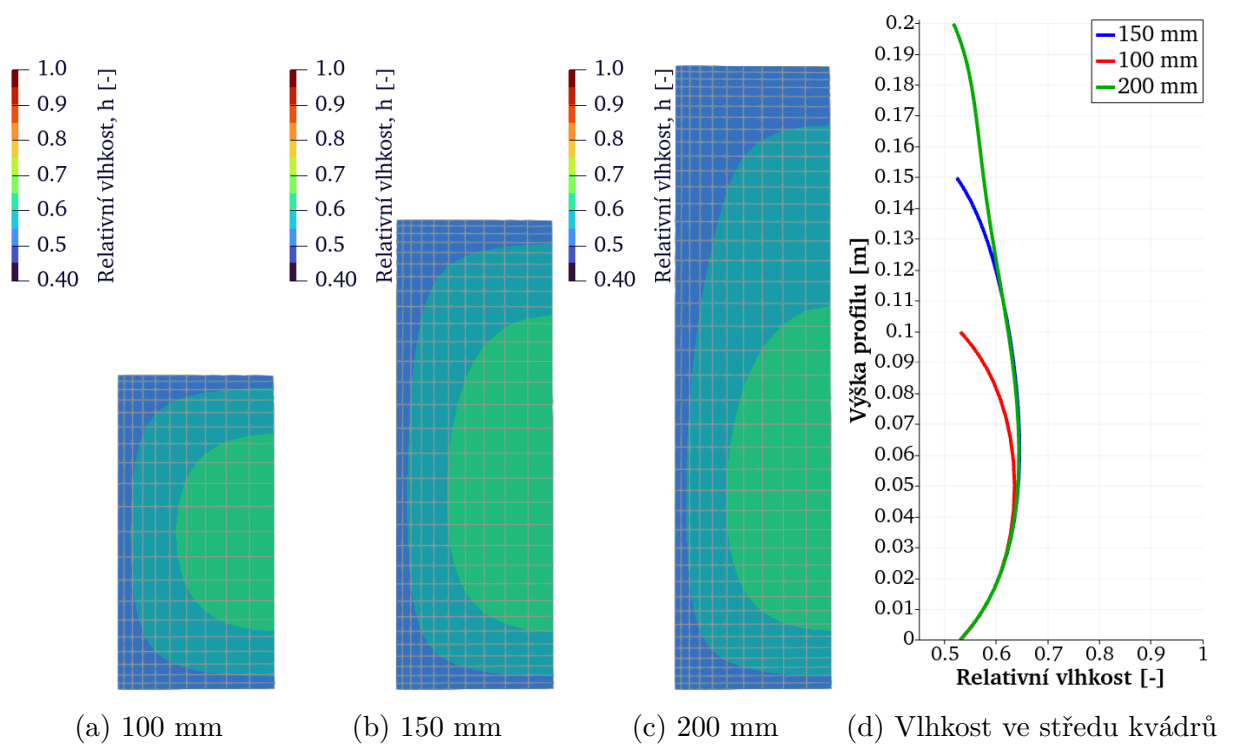
Prvním zobrazeným časem je opět čas odpovídající přibližně 20 hodinám od začátku prvního nasákání w_I . Zvýšená vlhkost při vnějších okrajích (mimo ponořenou část) je způsobena přesunem ze suššího do vlhčího prostředí asi týden před začátkem měření. Dle očekávání je rozdíl v nasákání zanedbatelný a všechny průřezy se chovají stejně. Jediným rozdílem je v případě kvádrů výšky 100 mm nepatrně vyšší hladina vody způsobená rozdílnou prostorovou diskretizací.

Druhá řada (Obrázky 33e, 33f, 33g, 33h) koresponduje s časem několik hodin před koncem prvního zvlhčování d_I . Jak lze vidět na vlhkostním profilu zcela vpravo, až do výšky 60 mm je rozdíl mezi jednotlivými výškami průřezů zanedbatelný. V profilu 100 mm vlhkost nad 60 mm klesá s menším gradientem způsobeným vzdušnou vlhkostí. Profily 150 mm a 200 mm jsou dále totožné až do výšky 100 mm, kde se poté rozcházejí. V tomto případě tedy nemá geometrie na rozložení vlhkosti při nasákání významný vliv.

Zcela totožný trend vystupuje z Obrázku 34, který ukazuje čas před začátkem druhého cyklu zvlhčování w_{II} . S přibývajícím výškou betonu se mění pouze symetrie rozložení vlhkosti po výšce. V případě průřezu výšky 200 mm může zbytková vlhkost ve spodní polovině vést ke vzniku reziduálního průhybu směrem dolů.



Obrázek 33: Rozložení vlhkosti v příčném řezu zkušebním kvádrem po 20 hodinách prvního cyklu nasákání v $t = 410$ dní (nahore) a těsně před ukončením fáze nasákání d_I v $t = 490$ dní (dole) – Srovnání vlivu geometrie průřezu na rozložení vlhkosti, příčný řez všemi výškami a vlhkostní profil po výšce ve středu kvádrů, výpočet s variantou modelu *HK*.



Obrázek 34: Rozložení vlhkosti v příčném řezu zkušebním kvádrem v čase $t = 620$ dní (4 dny před w_{II}), pokračování Obrázku 33 – Srovnání vlivu geometrie průřezu na rozložení vlhkosti, příčný řez všemi výškami a vlhkostní profil po výšce ve středu kvádrů, výpočet s variantou modelu HK .

7 Analýza chování nosníků v průběhu experimentu

V této části jsou prezentovány výsledky simulací mechanické odezvy betonových nosníků za využití kalibrovaných modelů. Cílem těchto simulací je přiblížit vývoj průhybu měřeným hodnotám, ale také odhalit jednotlivé složky ovlivňující mechanické chování nosníků během experimentu.

7.1 Varianty výpočetních modelů

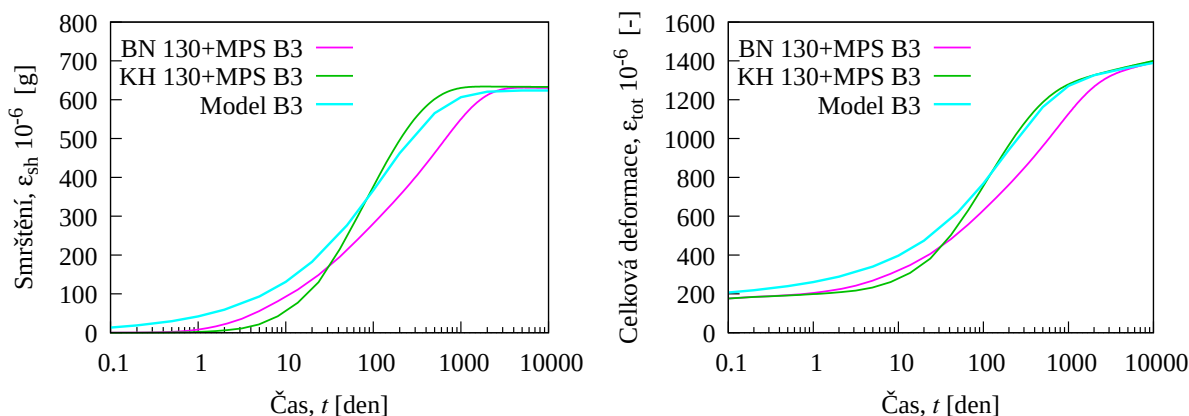
Pro lepší přehlednost textu je uveden seznam využitých variant výpočetních modelů. Varianty jsou řazeny dle pořadí kapitol, ve kterých vystupují.

- Kapitola 7.2: Pro první sérii kalibrovaných simulací je využita varianta modelu pro transport vlhkosti *HK* a varianta modelu pro mechanickou odezvu *MPS B3*.
- Kapitola 7.2.2: Pro zjištění vlivu rozložení vlhkosti po průřezu na vývoj deformace je využita varianta *MPS lin el*. Jedná se o model *MPS* s parametry nastavenými pro získání lineárně elastického chování. Výpočet proveden v kombinaci s *HK*.
- Kapitola 7.2.3: Pro získání rozložení napětí po průřezu je využita varianta *MPS B3* v kombinaci s *HK*.
- Kapitola 7.3.2: Pro zjištění vlivu tahového poškození na vývoj deformace, vykreslení rozložení poškození po průřezu a výpočet vlivu poškození na ohybovou tuhost průřezu je využita varianta *MPS mod dam*. Jedná se o modifikaci *MPS B3 dam* jejíž jedinou odlišností je snížení parametru k_{sh} z hodnoty $1,25 \times 10^{-3}$ na $1,00 \times 10^{-3}$. Výpočet proveden v kombinaci s *HK*.
- Kapitola 7.4: Varianta *MPS ksh dam* pro modelování vlivu součinitele k_{sh} jako funkce relativní vlhkosti je modifikací *MPS B3 dam*. Rozdíl spočívá v předepsání hodnoty součinitele $k_{sh} = 0,75 \times 10^{-3}$ pro relativní vlhkost 0 – 95 % a $2,25 \times 10^{-3}$ pro relativní vlhkost 95 – 100 % namísto původní hodnoty $1,25 \times 10^{-3}$. Výpočet proveden v kombinaci s *HK*.
- Kapitola 7.5: Vliv parametru K_{Hc} pro redukci cyklického dotvarování při vysychání je modelován s využitím varianty *MPS khc dam*. Jedná se o modifikaci *MPS B3 dam*. Rozdílem je doplnění parametru $K_{Hc} = 0,5$. Výpočet proveden v kombinaci s variantou pro slepou predikci *BN 130*.
- Kapitola 7.6: Pro vytvoření heterogenního modelu s jádrovou a povrchovou částí betonu byly využity varianty *MPS j dam* a *MPS p dam*. Tyto varianty jsou modifikací *MPS B3 dam*. Změna spočívá v rozdílné hodnotě parametru k_{sh} , a to $0,5 \times 10^{-3}$ pro jádrovou část *MPS j dam* a $1,3 \times 10^{-3}$ pro povrchovou vrstvu *MPS p dam*. Výpočet proveden v kombinaci s *HK*.

7.2 První série simulací s lineárním materiálovým modelem

V první sérii výpočtů byl použit model pro mechanickou odezvu ve variantě *MPS B3* v kombinaci s kalibrovaným vlhkostním modelem dle H. Künzela *HK*. Cílem tohoto výpočtu bylo zjistit, jak se změní mechanická odezva pouze v závislosti na kalibrovaném transportním modelu.

V první řadě je nezbytné ověřit možnost využít původní variantu mechanického modelu kalibrovanou dle predikce modelu B3. Vzhledem k rozdílné rychlosti transportu vlhkosti se může mechanická odezva za použití stejných hodnot parametrů k_{sh} a k_3 lišit. Na Obrázku 35 jsou zobrazeny výsledky jednoduché simulace uvedené v Kapitole 5.3 s výsledky na Obrázku 17. Výsledky ukazují, že rychlost transportu vlhkosti nemá u současného modelu vliv na konečnou hodnotu smrštění (Obrázek 35a) ani na míru do tvarování při vysychání (Obrázek 35b) při zachování původních hodnot parametrů k_{sh} a k_3 .



(a) Smrštění od vysychání bez zatížení ε_{sh} .

(b) Celková deformace vysychajícího zatíženého prvku ε_{tot} .

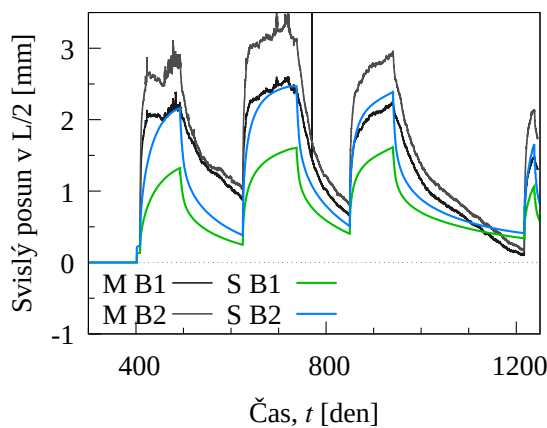
Obrázek 35: Srovnání odezvy výpočetního modelu nekonečného válce průměru 160 mm s predikcí pomocí modelu B3. Ověření citlivosti parametrů k_{sh} a k_3 na rychlosti vysychání.

7.2.1 Vývoj průhybu nosníků – model *HK+MPS B3*

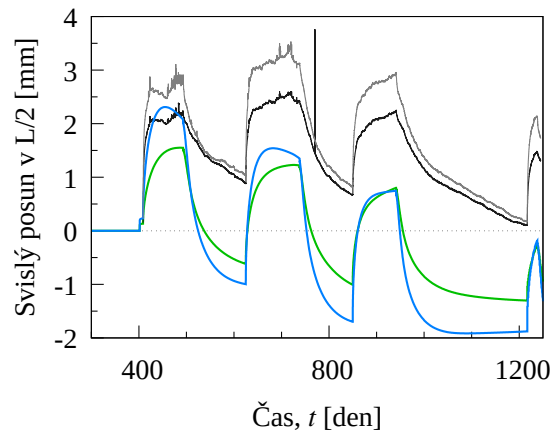
Na Obrázku 36 je zobrazen výsledek simulace s kalibrovaným modelem a jeho srovnání s výsledky slepé predikce. Na první pohled je patrné, že tento výsledek je ještě nepřesnější, než tomu bylo v případě slepé predikce. V globálním měřítku dochází u všech výšek průřezů k nárůstu trvalého záporného průhybu, tedy posunu směrem nahoru (sklon ukazatele r_1 na Obrázku 36d). Pravděpodobnou příčinou je dotvarování materiálu při nasákání a vysychání, kdy především tažený materiál nemá možnost uvolnit napětí vytvořením trhlin. Na nosnících výšky 100 mm na Obrázku 36d lze vidět, že během procesu zvlhčování průhyb po dosažení vrcholu v bodech r_2 začne klesat. Zde je předpokládáno, že více než kombinace relaxace materiálu a zpomalujícího nasákání tuto odezvu vytváří transportní model. Vrchol průhybu přísluší okamžiku, kdy zvýšená vlhkost ve spodní polovině prvku dosáhne neutrální osy. Následující pokles je poté způsoben pokračujícím šířením vlhkosti

nad neutrální osu. Toto bude ověřeno výpočtem s lineárně elastickým modelem. Při teoretické saturaci celého průřezu by měl při zanedbání vlivu viskoelastického chování průhyb opět dosáhnout nulové hodnoty.

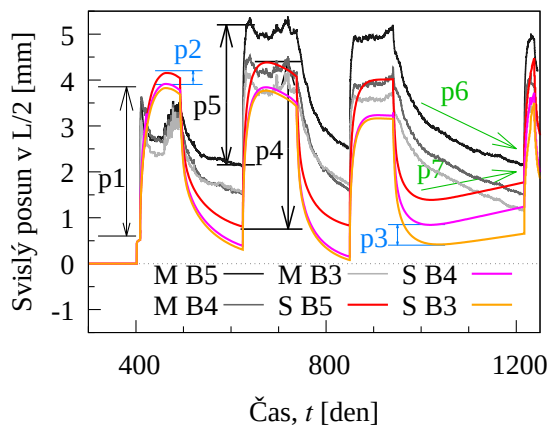
Dále je nutné zaměřit pozornost také na rychlost poklesu průhybu při vysychání. U vysokých nosníků (Obrázek 36b) je tento proces viditelně rychlejší. Větším problémem se ale jeví nosníky výšky 100 mm (Obrázek 36d). Zde dochází k extrémně urychlenému poklesu průhybu až po spodní minimum v bodech r3, kde dojde k obrácení trendu a vlivem dotvarování průhyb opět pomalu narůstá. Vliv dotvarování je zvláště zřejmý mezi d_{III} a w_{IV} (940-1216 dní), kdy jsou nosníky vystaveny nejnižší vzdušné vlhkosti v celém trvání experimentu.



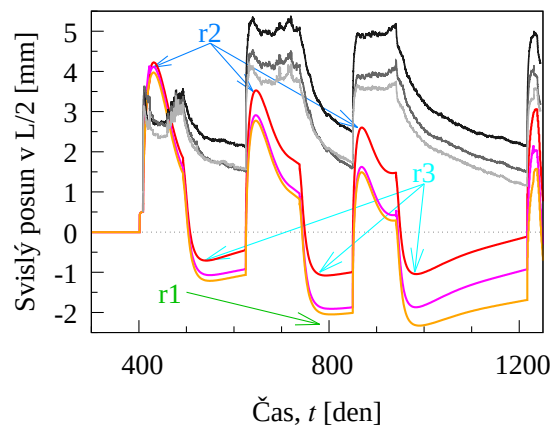
(a) Nosník B1 (200 mm) a B2 (150 mm) MPS B3+BN 130.



(b) Nosník B1 (200 mm) a B2 (150 mm) MPS B3+HK.



(c) Nosníky B3, B4 a B5 (100 mm) MPS B3+BN 130.

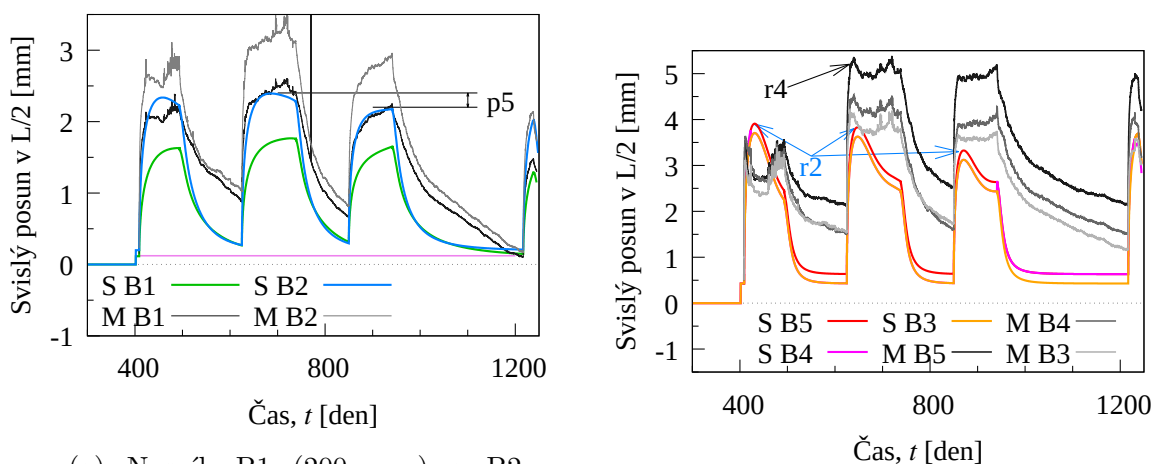


(d) Nosníky B3, B4 a B5 (100 mm) MPS B3+HK.

Obrázek 36: Průhyb ve středu rozpětí zkušebních nosníků – srovnání mechanické odezvy s kalibrovaným modelem pro transport vlhkosti (S – simulace, M – Měřené hodnoty), výsledky slepé predikce vlevo, výpočet s kalibrovaným transportním modelem vpravo.

7.2.2 Vliv rozložení vlhkosti v průřezu na charakter vývoje průhybu – model *HK+MPS lin el*

K ověření předchozí úvahy o vlivu rozložení vlhkosti po průřezu na nárůst záporného průhybu během nasákání (bod r2 na Obrázku 36c) je nutné očistit deformaci vyvolanou změnou vlhkosti materiálu od vlivů viskoelasticity. K tomuto účelu je třeba nakalibrovat model MPS tak, aby co možná nejlépe odpovídal lineárně elastickému materiálu, který zároveň reaguje objemovými změnami na změny vlhkosti. Z (20) vyplývá, že lineárně elastické odezvy může být dosaženo efektivním odstraněním parametrů q_2, q_3, q_4 . Hodnota parametru q_1 byla nastavena na převrácenou hodnotu modulu pružnosti, tedy $q_1 = 33 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$ a parametry q_2, q_3 a q_4 na $1 \times 10^{-12} \text{ MPa}^{-1}$. Dále byl předepsán parametr $k_3 = 0$. Výsledky tohoto výpočtu jsou uvedeny na Obrázku 37.



(a) Nosník B1 (200 mm) a B2 (150 mm).

(b) Nosník B3, B4 a B5 (100 mm).

Obrázek 37: Průhyb ve středu rozpětí zkušebních nosníků – zjištění izolovaného vlivu rozložení vlhkosti v průřezu na mechanickou odezvu *MPS lin el+HK*.

Tvar křivky průhybu v maximech každého cyklu (bod r2 na Obrázku 37b) při vyloučení vlivu dotvarování zůstává totožný s předchozí simulací na Obrázku 36. Je tedy možné pokles průhybu během nasákání přisoudit čistě rozložení vlhkosti po průřezu. Je patrné, že v experimentu k tomuto jevu nedochází. Scénář, kdy by během experimentu zvýšená vlhkost nedosáhla výšky 50 mm od spodního povrchu nosníků, je velmi nepravděpodobný, avšak vlhkostní profil skutečných vzorků nebyl měřen, a není tak možné model se skutečností srovnat. Pravděpodobnější variantou je, že při dosažení neutrální osy je posun vzhůru kompenzován relaxací betonu. Této myšlence nahrává fakt, že měřený průhyb zkušebních nosníků B3-B5 po úvodním rychlém nárůstu s drobnou špičkou (r4) lehce klesá a s tvarem písmene U zpět narůstá. K dosažení prvního maxima průhybu dochází ve skutečnosti mnohem dříve, což koresponduje s rychlejším transportem vlhkosti, než je tomu v simulaci.

Zároveň je možné vidět, že samotné rozložení vlhkosti po průřezu nemá při výšce průřezu 100 mm vliv na vznik trvalých deformací mezi jednotlivými cykly. Naopak u vyšších průřezů zbytková vlhkost ve spodní polovině průřezu vede ke vzniku kladného

reziduálního průhybu, který trvá, dokud profil znovu nevyschne. Tento zbytkový průhyb je na Obrázku 37a vyznačen jako rozdíl mezi minimálním průhybem cyklu a růžovou přímkou, která označuje hodnotu průhybu po usazení nosníků na podpory. Je-li uvažováno s možným zachycením části absorbované vlhkosti v nejmenších pórech, může být tato vlhkost zodpovědná za charakter mechanického chování experimentálních nosníků B1 a B2. Dále se ukázalo, že rozdíl v maximální hodnotě průhybu mezi druhým a třetím cyklem (p5 na Obrázku 37a) je u nosníků všech výšek způsoben především vyšší vzdušnou vlhkostí během třetího cyklu, nikoliv změnou mechanických vlastností. Tímto výpočtem bylo potvrzeno, že ačkoliv má vlhkostní model vliv na tvar vrcholů průhybu v jednotlivých cyklech, nemá žádný nebo pouze zanedbatelný vliv na proměnnost odezvy mezi cykly.

7.2.3 Rozložení napětí v průřezu během nasákání a vysychání – model *HK+MPS B3*

Výsledky předchozího výpočtu ukázaly, že ani s kalibrovaným transportním modelem *HK* není možné dosáhnout dobré shody s celkovým trendem vývoje průhybu v experimentu z důvodu nesprávného zachycení procesu vysychání. Nemožnost dosáhnout přesné shody však nebrání pokusu o vysvětlení jednotlivých jevů, které mechanické chování nosníků ovlivňují. Jak bylo zmíněno již v Kapitole 5.3, napětí v různých částech průřezu nosníků přesahuje v různých časech simulace tahovou pevnost betonu. Nabízí se tedy možnost, že nosníky během cyklů procházejí opakovaným poškozováním, které může mít zanedbatelný vliv na proměnnost chování mezi cykly. Je tedy dobré znát vývoj napětí v průřezu nosníků v průběhu celého cyklu, který pomůže odhalit zdroj a charakter potenciálního poškození.

Na Obrázcích 38 – 43 následuje vizualizace rozložení napětí v průřezu a řez středem nosníků po výšce ve vybraných časech. Černé plochy označují tlakové napětí větší než 8 MPa. V žádném čase nedošlo v průřezích k překročení 50 % tlakové pevnosti betonu. Šedé plochy označují místa průřezu, kde tahové napětí přesahuje tahovou pevnost betonu 3,38 MPa, a tím i potenciální místa vzniku tahového poškození.

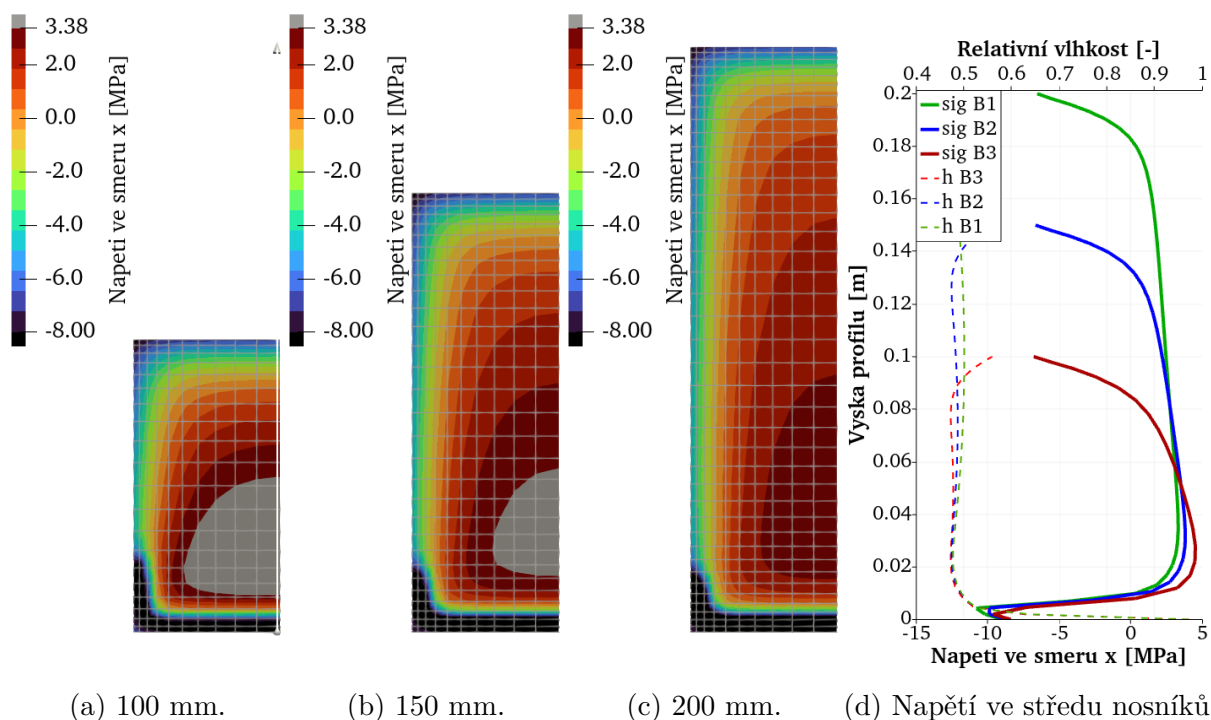
Prvním zobrazeným časem na Obrázku 38 je okamžik přibližně 3 hodiny po začátku zvlhčování w_I v čase **409 dní**. Napětí ve všech profilech má shodný charakter. Rozdílem je, že s přibývajícím výškou průřezu je napětí v jádrové části rozloženo rovnoměrněji s menšími extrémy. V saturované spodní vrstvičce dle očekávání vzniká silný tlak, který vyvažuje tahové napětí v jádrové části. U nosníků výšky 150 mm a 100 mm již v tomto okamžiku vzniká oblast potenciálního vzniku trhlin.

V čase **410 dní** na Obrázku 39, který odpovídá přibližně 24 hodinám po začátku nasákání, se ohnisko tahového napětí posouvá výš a oblast potenciálního vzniku trhlin se nyní objevuje i v průřezu výšky 200 mm. Ve spodních vrstvách vlivem relaxace tlakového napětí a s přibývajícím vlhkostí ve vyšších vrstvách klesá tlakové napětí k 0 MPa. Objemová změna povrchové vrstvy tedy již dosáhla svého maxima a nyní v lineárním modelu působí proti přírůstku průhybu nosníku směrem dolů.

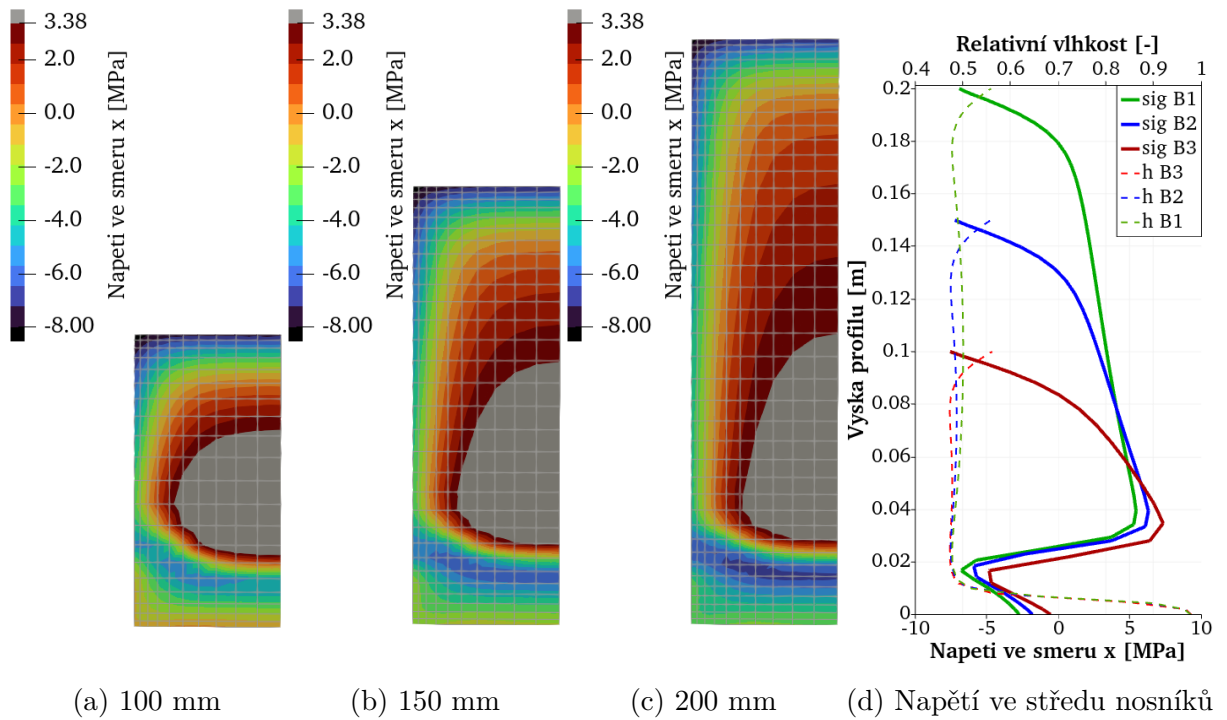
Po šesti dnech nasákání $t = 415$ dní na Obrázku 40 se již vytrácí plocha vysokého tahového napětí v průřezu výšky 100 mm. Ve v průřezích 150 a 200 mm se při stoupající vlhkosti posouvá ohnisko tahových napětí výše. Zdá se, že rozsah poškozené oblasti betonu bude přímo úměrný výšce prvku. U prvků vyšších než 200 mm by zřejmě k dalšímu posunu tažené oblasti vzhůru nedošlo, jelikož u všech prvků se dle Obrázku 32 vzlínající vlhkost zastaví ve stejné výšce.

Obrázek 41 odpovídá času $t = 492,8$ dní těsně před začátkem vysychání d_I . Je zjevné, že k většině změn v průřezu dochází během prvního týdne zvlhčování. Rozložení napětí po dalších 75 dnech již nemá výrazně rozdílný charakter. Pouze v případě průřezu výšky 100 mm dochází ke změně rozložení napětí v horní části kvůli vyrovnání vlhkosti s okolním prostředím.

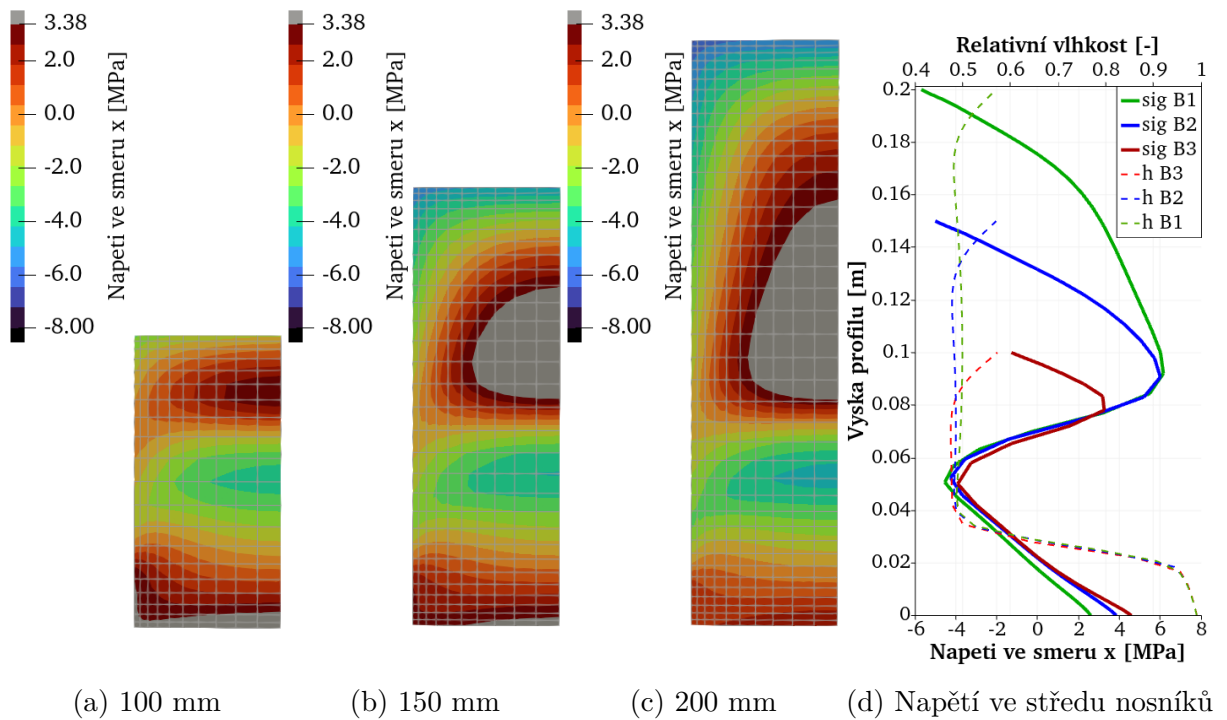
Dalším zobrazeným okamžikem je na Obrázku 42 čas přibližně tři dny po začátku vysychání v $t = 496$ dní. Z příčných řezů nejvýrazněji vystupuje vysoké tahové napětí při spodním okraji způsobené rychlým vysycháním. Výška tažené oblasti se zvětšuje s výškou průřezu. Lze očekávat, že hloubka a míra poškození spodní okrajové vrstvy bude přímo úměrná tuhosti prvku.



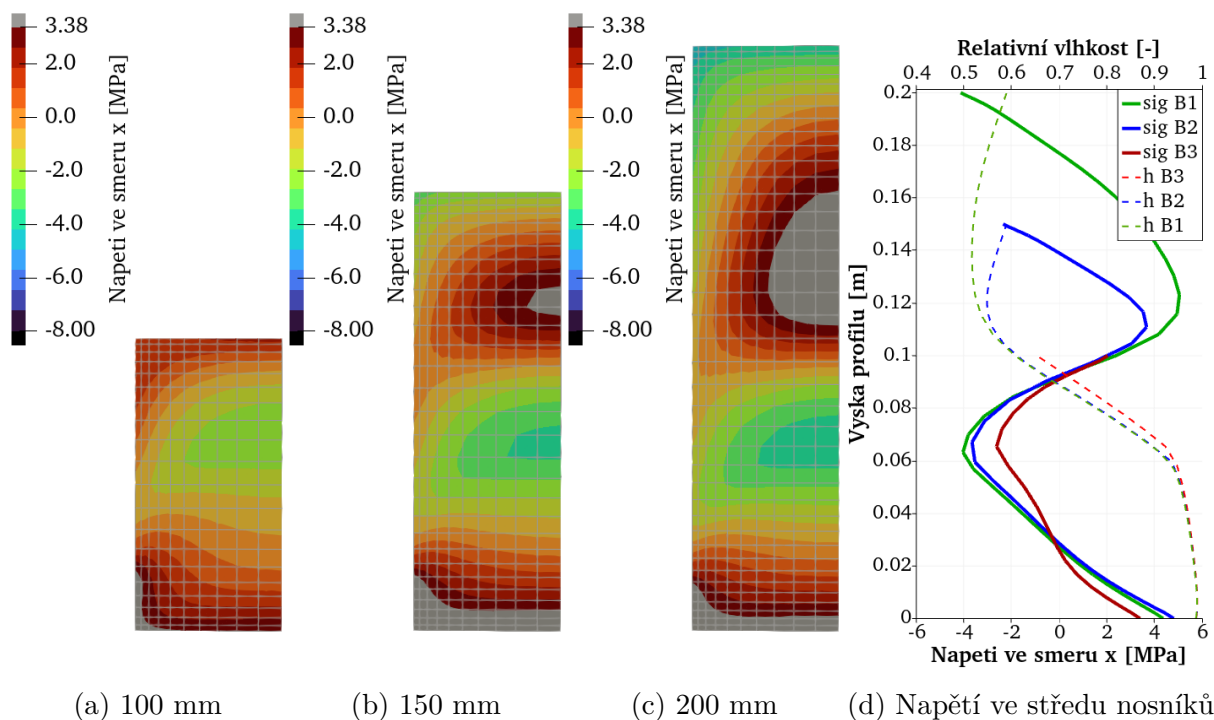
Obrázek 38: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí v prvních hodinách nasákání $t = 409$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu. Černé plochy označují tlakové napětí větší než 8 MPa, šedé plochy tahové napětí přesahující mez tahové pevnosti betonu.



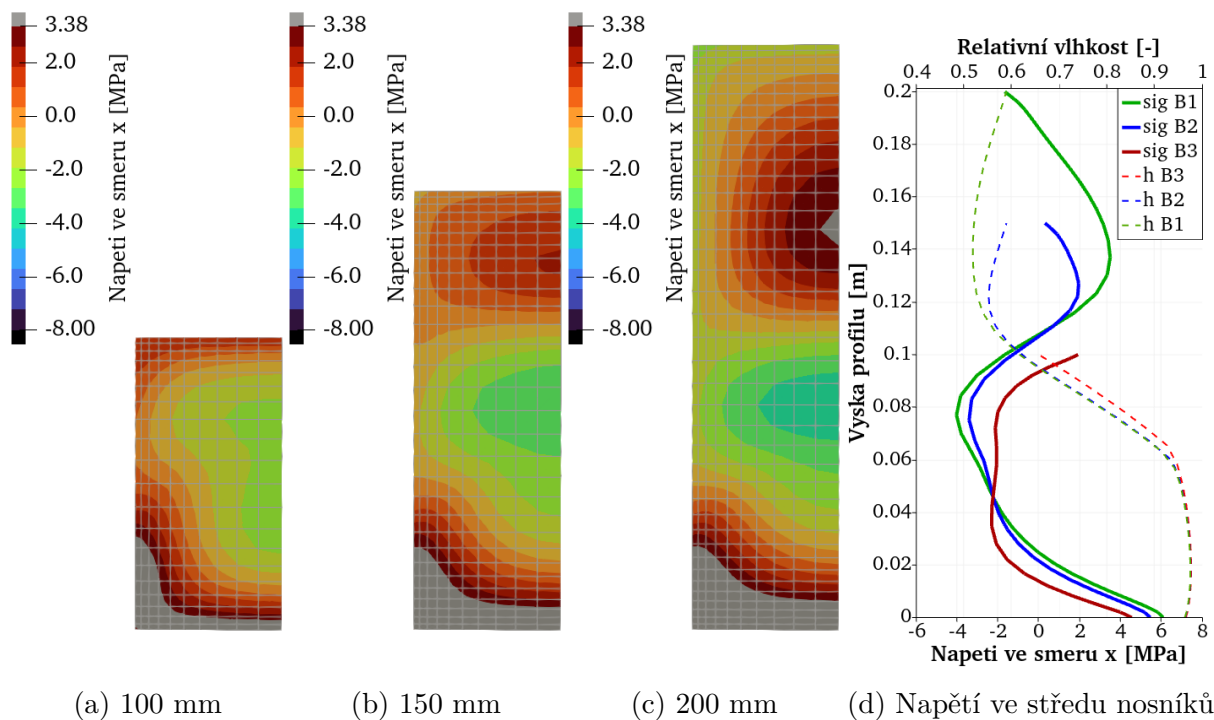
Obrázek 39: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí po 24 hodinách nasákání $t = 410$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu



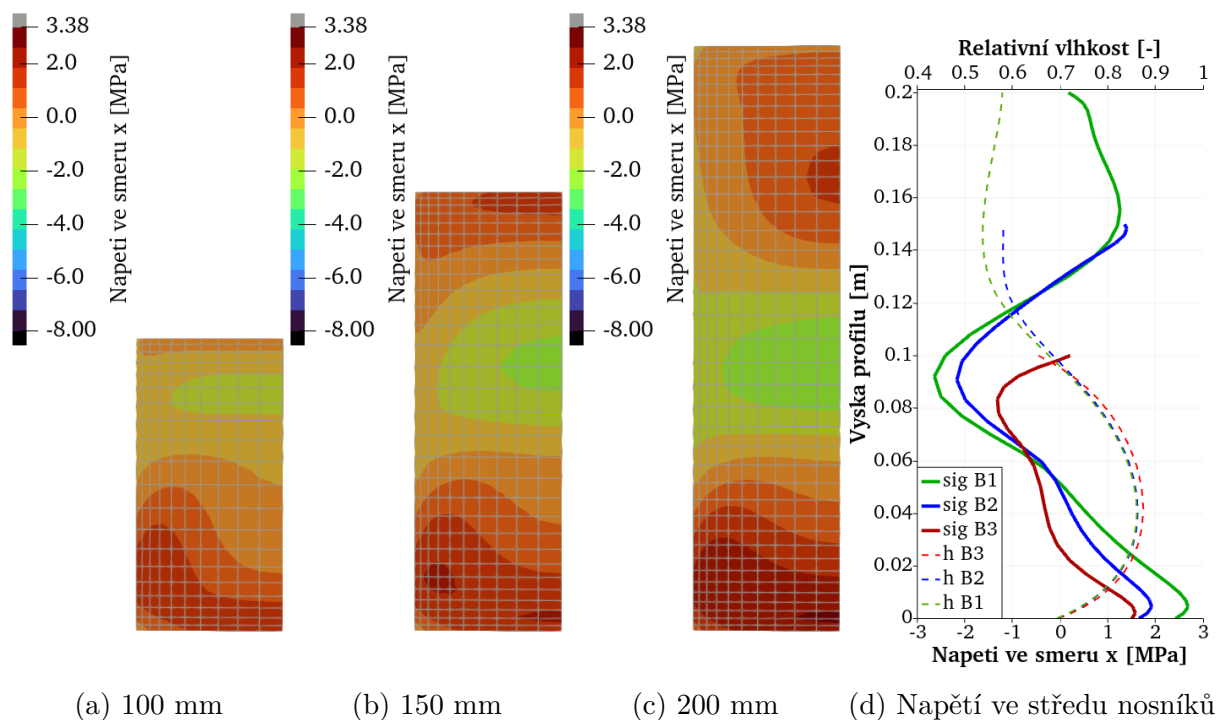
Obrázek 40: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí po 6 dnech nasákání $t = 415$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu



Obrázek 41: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí na konci prvního nasákání $t = 492,8$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu



Obrázek 42: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí po 3 dnech vysychání $t = 496$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu



Obrázek 43: Rozložení napětí ve směru x v příčném řezu nosníky uprostřed rozpětí po 27 dnech vysychání $t = 520$ dní – vizualizace vlivu vlhkosti na vznik napětí v průřezu

Poslední čas na Obrázku 43 zobrazuje napětí v průřezích po třech týdnech vysychání v $t = 520$ dní. V případě průřezu 100 mm je napětí rozloženo téměř rovnoměrně a odpovídá, kromě okrajových částí, složce od zatížení vlastní tíhou. U dvou vyšších průřezů lze pozorovat centrum tlakového napětí přibližně v polovině výšky a tah blíže k hornímu a spodnímu povrchu. Ani zde však již nedochází k překročení tahové pevnosti.

Ze získaných výsledků lze očekávat, že během prvního nasákání dojde k poškození jádrové oblasti průřezu, což může v následujících cyklech vést k vyšší poddajnosti při nasákání, a tím k vyšší hodnotě průhybu. Při vysychání potom poškozený spodní povrch pravděpodobně zapříčiní vznik kladného reziduálního průhybu tak, jak je tomu v případě měřených hodnot a slepé predikce na konci prvního cyklu. Pro určení vlivu tahového poškození betonu je třeba použít nelineární materiálový model.

7.3 Nelineární materiálový model pro zohlednění poškození taženého betonu

Program OOFEM ve své rozsáhlé škále materiálových modelů nabízí modifikovaný model MPS pro modelování betonu s vlivem poškození. K tomuto účelu přibývají další dva parametry, a to tahová pevnost betonu f_t a lomová energie G_f . V obou případech byly použity průměrné hodnoty zjištěné experimentálně na vzorcích použitého betonu ve stáří 27 dní uvedené v Tabulce 4.

Dokumentace programu OOFEM [23] uvádí algoritmus pro vyhodnocení poškození materiálu. V prvním kroku probíhá výpočet efektivního napětí dle rovnice

$$\sigma_{eff,k+1} = \sigma_{eff,k} + \bar{E}_k \mathbf{D}_\nu (\Delta \varepsilon_k - \Delta \varepsilon_k'' - \Delta \varepsilon_{sh,k} - \Delta \varepsilon_{T,k}) \quad (37)$$

kde $\sigma_{eff,k}$ je efektivní napětí z předchozího kroku, \bar{E}_k je přírůstková tuhost, \mathbf{D}_ν je matice tuhosti a členy $\Delta \varepsilon_k$, $\Delta \varepsilon_k''$, $\Delta \varepsilon_{sh,k}$, $\Delta \varepsilon_{T,k}$ jsou přírůstky deformace vyvolané dotvarováním, smrštěním a teplotní roztažností (v tomto případě zanedbáno).

Dále je z efektivního napětí vypočítáno hlavní efektivní napětí $\sigma_{eff,1}$, $\sigma_{eff,2}$ a $\sigma_{eff,3}$ a vyčíslena ekvivalentní deformace dle

$$\tilde{\varepsilon} = \max(\sigma_{eff,1}, \sigma_{eff,2}, \sigma_{eff,3})/E \quad (38)$$

Při dosažení tahové pevnosti je vypočítáno odpovídající poškození. Parametry tahové pevnosti a lomové energie jsou zohledněny ve vztahu

$$\varepsilon_{c,f} = \frac{G_f}{f_t h} \quad (39)$$

kde h vyjadřuje délku konečného prvku ve směru převládajícího hlavního napětí. Samotné poškození je stanoveno předpisem

$$\omega = 1 - \frac{\varepsilon_0}{\tilde{\varepsilon}} \exp\left(-\frac{\tilde{\varepsilon} - \varepsilon_0}{\varepsilon_{c,f} - \varepsilon_0}\right) \quad (40)$$

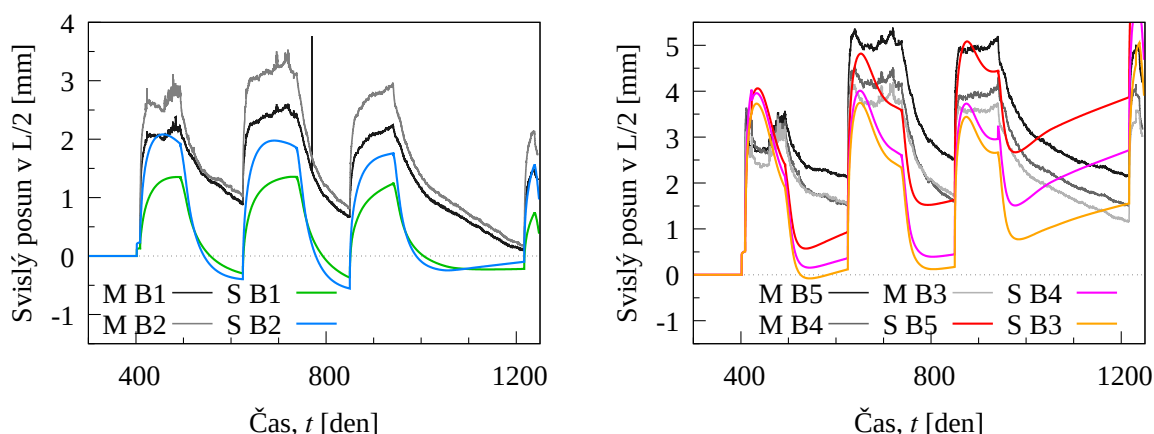
V případě tahového napětí se efektivní hlavní napětí převede na nominální podle vztahu

$$\sigma_i = (1 - \omega) \sigma_{eff,i} \quad (41)$$

Hlavní napětí se převede zpět na původní vektor napětí v globálním souřadnicovém systému transformační maticí \mathbf{T} .

7.3.1 Vývoj průhybu nosníků – model *HK+MPS mod dam*

Na Obrázku 44 je vykreslen vývoj průhybu uprostřed rozpětí zkušebních nosníků. V porovnání s odezvou varianty *MPS B3* (Obrázek 36) lze vidět citelné zlepšení vývoje průhybu v globálním měřítku. Reziduální průhyb na konci vysychání v každém cyklu má nyní kladnou hodnotu v souladu s měřením. K vylepšení příliš zrychlené odezvy při vysychání nedošlo, což koresponduje s původním tvrzením, že zde je problém především ve schopnosti transportního modelu zachytit skutečné vysychání.



(a) Nosníky B1 a B2.

(b) Nosníky B3, B4 a B5.

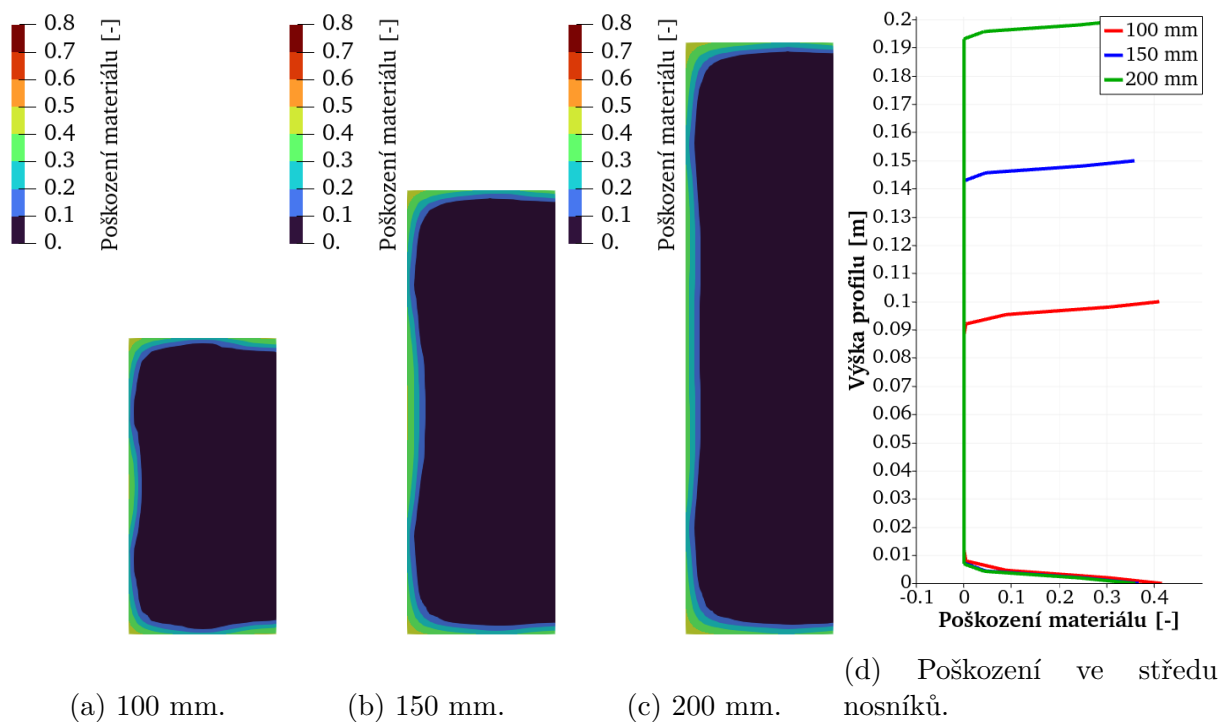
Obrázek 44: Průhyb ve středu rozpětí zkušebních nosníků – *MPS mod dam+HK*.

7.3.2 Rozložení poškození v průřezu – model *HK+MPS mod dam*

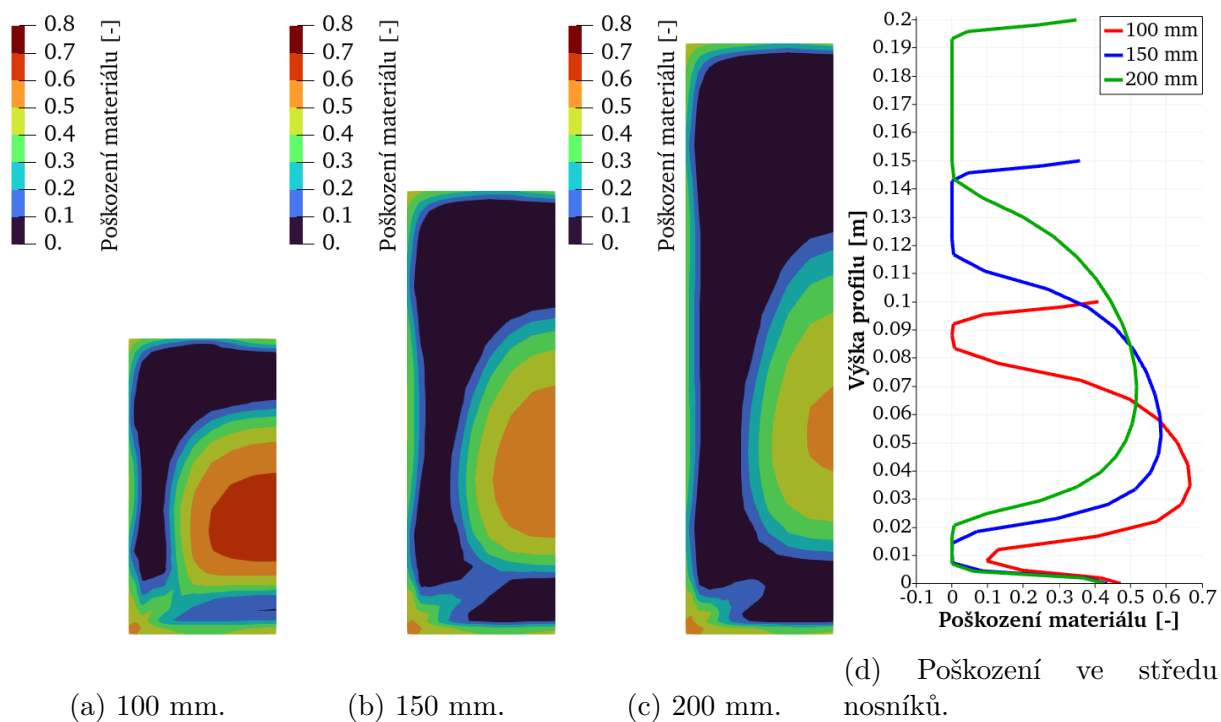
Obrázky 45 - 48 dobře ilustrují, že vliv tahového poškození v průřezu je nezanedbatelnou složkou celkové mechanické odezvy. Stejně jako v předchozích případech každý obrázek reprezentuje jeden vybraný okamžik. Zobrazeny jsou příčné řezy nosníky všech výšek a pro lepší přehlednost profil poškození uprostřed nosníků.

Prvním zobrazeným časem na Obrázku 45 je $t = 408,8$ dní, tedy v okamžiku před začátkem prvního nasákání. Jediným vzniklým poškozením při vysychání je asi 5 mm silná okrajová vrstva, která se s výškou prvku příliš nemění.

Na Obrázku 46 je vykresleno poškození průřezu v posledních minutách prvního nasákání v $t = 492,8$ dní. Ve všech průřezích je patrné poškození jádrové části. Toto poškození se začíná propagovat přibližně 15 hodin od počátku nasákání a postupuje zespondu směrem nahoru se vztlínající vlhkostí. U průřezu výšky 100 mm se poškození jádrové části plně rozvine v čase přibližně 430 dní a pro průřez 150 mm a 200 mm s odstupem 15 a 30 dnů. Ačkoliv je oblast poškození u vyšších průřezů větší, velikost poškození je menší a z celkové plochy průřezu činí oblast poškození menší podíl. Je tedy patrné, že s přibývajícím výškou průřezu se bude vliv poškození na vývoj průhybu snižovat. Poškození jádrové oblasti by mělo znamenat, že v dalších cyklech nasákání bude průřez klást menší odpor deformaci vyvolané zvýšenou vlhkostí při spodním povrchu a maximum průhybu může dosáhnout vyšší hodnoty.



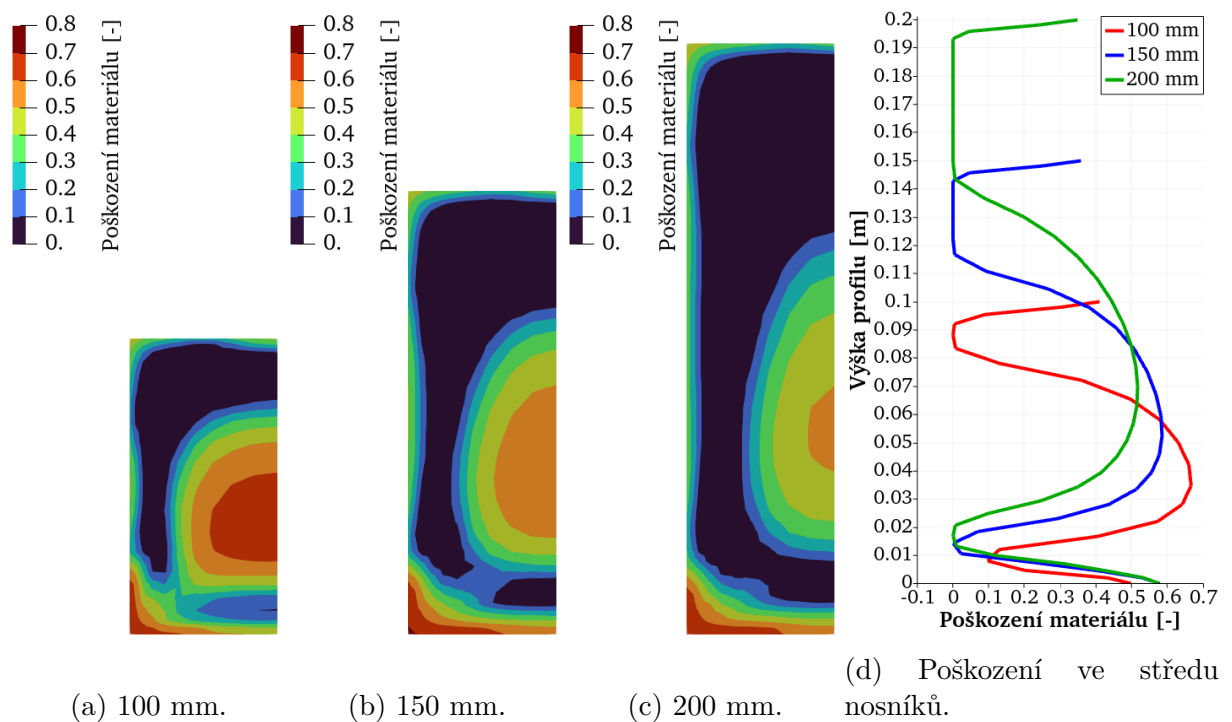
Obrázek 45: Rozložení poškození v příčném řezu nosníky v čase před začátkem prvního nasákání w_I $t = 408,8$ dní.



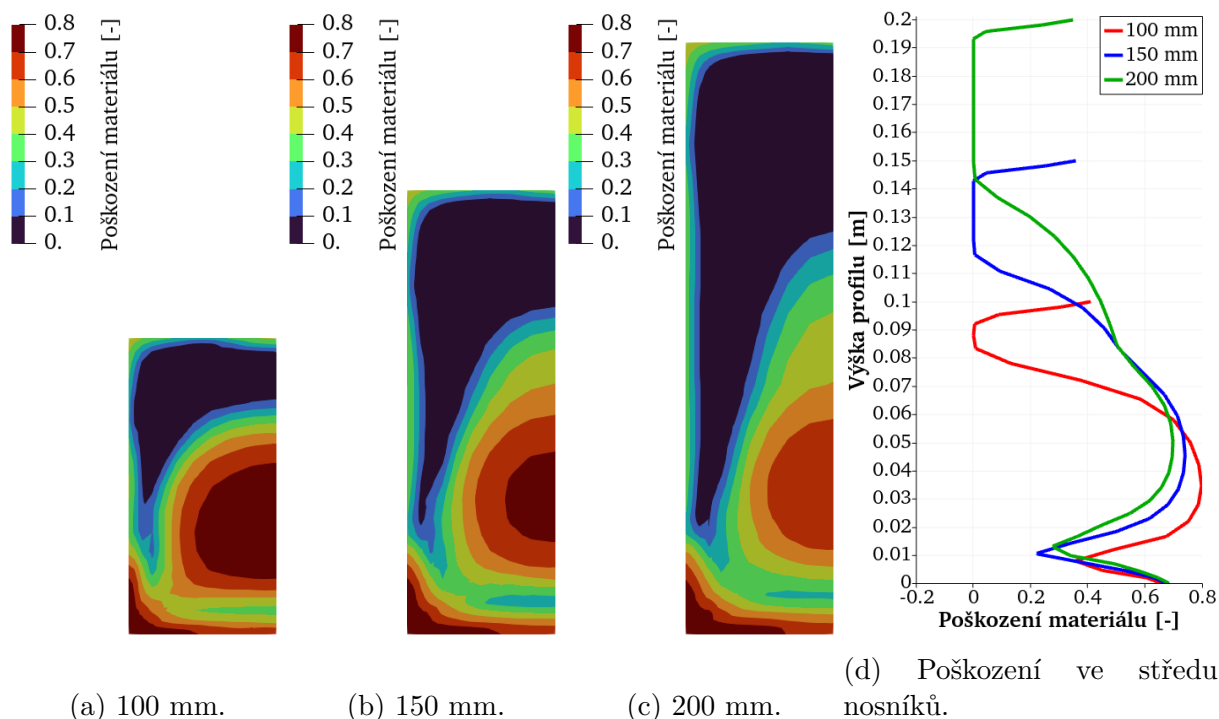
Obrázek 46: Rozložení poškození v příčném řezu nosníky na konci prvního nasákání v čase $t = 492,8$ dní.

Na Obrázku 47 je vyobrazené poškození v čase $t = 624$ dní. Tento čas odpovídá okamžiku před začátkem druhého zvlhčování w_{II} . Změnou oproti Obrázku 46 je zvýšené poškození spodní povrchové vrstvy. Toto poškození vzniká velmi rychlým vysycháním povrchu, který byl původně v kontaktu s vodou. Míra a hloubka poškození se nepatrně zvyšuje s výškou průřezu tak, jak naznačuje profil napětí. Se zvyšujícím se průřezem se ale také zvětšuje plocha nepoškozeného materiálu mezi jádrou a okrajovou oblastí poškození, což opět signalizuje nižší poškození se zvyšujícím se průřezem. Materiálový model zohledňuje poškození redukcí tuhosti v tahu. Pokud jsou u povrchu skutečného prvku trhliny, povrchová vrstva začne v tlaku působit až po uzavření trhlin. Toto poškození tedy může způsobovat postupné zpomalování nárůstu průhybu v úvodních minutách nasákání, jak bylo ukázáno v Kapitole 3.2 na Obrázku 14. Důvodem je, že s každým následujícím cyklem nasákání a vysychání se hloubka a míra poškození spodní povrchové vrstvy zvětšuje. Zvětšuje se tedy i šířka, případně četnost trhlin, jejichž uzavření objemovou změnou při nasákání trvá s každým cyklem o něco déle. Dále může mít poškození spodní okrajové vrstvy vliv na míru reziduální deformace, která vznikne při vysychání. Tyto dva efekty se opět budou znatelně snižovat s rostoucí výškou průřezu.

Posledním vykresleným časem je $t = 1245$ dní na Obrázku 48, který odpovídá úplnému konci experimentu. Mezi stavem na Obrázku 47 a 48 prošly nosníky dalšími třemi cykly nasákání a vysychání. Je patrné, že ačkoli přírůstek poškození mezi prvním a čtvrtým cyklem je nezanedbatelný, k největšímu poškození došlo již během prvního cyklu. Vzhledem k charakteru namáhání, tedy konstantní deformace ve spodních vrstvách vyvolaná změnou vlhkosti, je rozložení poškození po průřezu v celé délce nosníků totožné.



Obrázek 47: Rozložení poškození v příčném řezu nosníky před začátkem druhého nasákání w_{II} v čase $t = 624$ dní.



Obrázek 48: Rozložení poškození v příčném řezu nosníky na konci experimentu v čase $t = 1245$ dní.

7.3.3 Přírůstková tuhost – vyhodnocení vlivu poškození na ohybovou tuhost průřezu

Ačkoliv vykreslení rozložení poškození po průřezu poskytuje dobrou představu o jeho vlivu na nosníky jednotlivých výšek, je vhodné tuto představu zpřesnit získáním konkrétních čísel. Z toho důvodu bude provedeno vyhodnocení ohybové tuhosti nosníků ve významných časech. Výslednou získanou veličinou bude redukovaná tuhost betonu. Tato se získá výpočtem dle jednoduché diferenciální rovnice ohybové čáry za předpokladu konstantního neměnného momentu setrvačnosti průřezu. Modelované nosníky budou v zajímavých časech zatíženy ve vzdálenosti 500 mm od podpor zatížením odpovídajícím zátěži během experimentu, tedy 75 N na polovinu průřezu nosníku. Délka zatížení je 15 minut. Odezva bude zcela očistěna o změnu průhybu při změně vlhkosti.

Vyhodnocení přírůstkové tuhosti pro zkušební nosníky B3, B4 a B5 provedl pro své vlastní účely vedoucí diplomové práce. Pro vyšší průřezy nejsou hodnoty přírůstkové tuhosti dostupné, nosníky nebyly během zkoušky přitěžovány. Výsledky jsou uvedeny v Tabulce 8.

V Tabulce 9 jsou uvedeny hodnoty přírůstkových tuhostí pro délku trvání zatížení 15 minut získaných simulací s variantami modelů *MPS mod dam* a *HK*. Sloupec Čas uvádí počátek zatěžování. Hodnoty poměru tuhosti ku referenční hodnotě v čase 402 dní ukazují, že k největší redukci tuhosti nosníku B3 skutečně dochází na konci prvního nasákání v čase 490 dní. Toto je ve shodě se skutečností, že k největšímu poškození průřezu dochází právě během prvního nasákání. Stejně tak z dat vystupuje fakt, že míra redukce tuhosti

Tabulka 8: Přírůstková tuhost experimentálních nosníků pro délku zatížení 15 minut.

Reference	Čas, t [den]	E_{B3} [GPa]	E_{B4} [GPa]	E_{B5} [GPa]
↓B4↓B5	408,747	-	32,56	31,10
↑B4↓B5	422,750	-	35,39	28,12
↓B4	940,924	-	38,04	-
↑B4↓B3	1231,760	36,61	41,86	-

Tabulka 9: Přírůstková tuhost modelů nosníků B3 (100 mm), B2 (150 mm), B1 (200 mm) pro délku zatížení 15 minut.

Čas, t' [den]	E_{B3} [GPa]	E_k/E_{ref} [%]	E_{B2} [GPa]	E_k/E_{ref} [%]	E_{B1} [GPa]	E_k/E_{ref} [%]
ref 402,000	34,17	100	33,05	100	32,65	100
408,750	34,11	99,82	33,01	99,88	32,60	99,85
490,000	29,33	85,85	31,34	94,82	32,16	98,52
620,000	29,41	86,08	28,76	87,01	29,45	90,22
730,000	27,74	81,19	29,28	88,58	30,18	92,44
845,000	29,13	85,27	29,40	88,96	28,54	87,43
936,000	26,88	78,65	27,59	83,46	28,27	86,60
1215,000	33,068	96,78	32,70	98,92	32,12	98,40
1236,000	28,93	84,66	30,25	91,52	30,37	93,03
1244,000	28,16	82,43	30,19	91,34	30,24	92,64

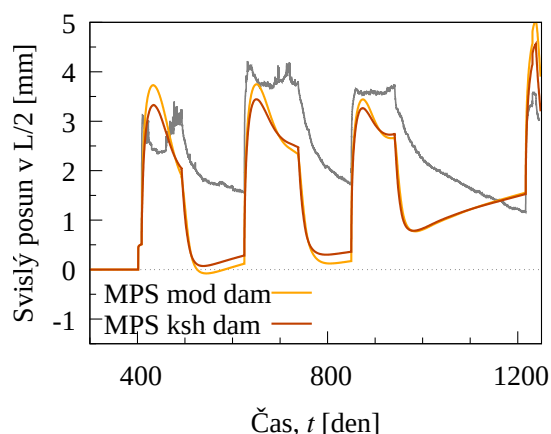
se snižuje se zvyšujícím se průřezem. U vyšších nosníků B2 a B1 dochází k výrazné redukci tuhosti až na konci vysychání d_I v čase 620 dní. U těchto nosníků bylo poškození jádrové části průřezu viditelně nižší a naopak spodní okrajová vrstva, která se poškodí až při vysychání, byla narušena více a do větší hloubky. Výrazně vyšší hodnota tuhosti v čase $t = 1215$ dní je pravděpodobně způsobena faktem, že všechny nosníky kolem času $t = 1100$ dní dosahují minima vlhkosti (Obrázek 11). Následně se vzdušná vlhkost zvyšuje z 38 % na 65 % a tím dochází k opětovnému zvyšování vlhkosti betonu. Vlivem zvlhčování narůstá tlakové napětí v poškozené povrchové vrstvě, čímž se zvyšuje její tuhost, která v tlaku není redukována skalárem poškození.

7.4 Závislost parametru k_{sh} na relativní vlhkosti pórů – model $HK + MPS$ k_{sh}

Dalším důležitým aspektem prezentované úlohy je parametr k_{sh} , který ovlivňuje míru objemové změny materiálu v závislosti na změně relativní vlhkosti pórů. Všechny dosud uvedené varianty materiálových modelů uvažují s lineární závislostí mezi relativní vlhkostí a mírou poměrné deformace dle (25). Parametr k_{sh} zde tedy vystupuje jako konstanta. Jak ale ukazuje literatura [12, 31], lineární závislost nelze na intervalu vlhkosti (0, 100) % očekávat. Nelineární závislost objemových změn na vlhkosti betonu vyplývá z experimentu uvedeného v [12] s velmi malými vzorky vystavenými pomalé změně vzdušné vlhkosti tak, aby vlhkost ve vzorcích byla v co možná nejlepší rovnováze. Ukázalo se, že velikost objemových změn klesá se snižující se vlhkostí betonu. Z toho důvodu byl parametr k_{sh} v nové variantě modelu MPS k_{sh} zadán jako funkce relativní vlhkosti pórů. V uvedené

literatuře se jedná o vzorky vystavené pouze klesající vzdušné vlhkosti, nikoliv přímému kontaktu s vodou, při kterém lze předpokládat nelinearitu vztahu ještě silnější, či také stav, kdy k bobtnání betonu dochází při saturaci vodou v závislosti na čase, jako je tomu na Obrázku 1a v prezentované studii [26]. Další otázkou v tomto vztahu je míra hystereze mezi bobtnáním a smršťováním, kterou nelze modelem zohlednit ani po úpravě parametru $k_{sh}(h)$.

Pro prozkoumání vlivu parametru k_{sh} jako funkce relativní vlhkosti pórů, byl proveden srovnávací výpočet s nelineárním materiálovým modelem s původními parametry dle *MPS mod dam*. Mění se pouze parametr k_{sh} na hodnotu $0,75 \times 10^{-3}$ na intervalu h (0, 95) % a $2,25 \times 10^{-3}$ na intervalu (95, 100) %, přičemž celková suma smrštění na intervalu (50, 100) % zůstává v tomto případě téměř totožná s modelem *MPS mod dam*.



Obrázek 49: Průhyb v polovině rozpětí nosníku B3 – srovnání vlivu parametru k_{sh} jako funkce relativní vlhkosti pórů a konstantního parametru k_{sh} .

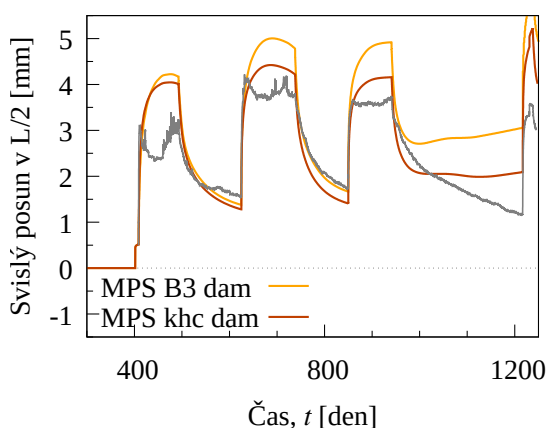
Odezva na Obrázku 49 ukazuje, že ačkoliv lze drobnou změnu chování pozorovat, v této úloze by modifikace parametru k_{sh} mohla posloužit spíše pro jemné nakalibrování vývoje průhybu, či pro modelování dílčích jevů jako je například poškození okrajových vrstev.

7.5 Dotvarování za cyklicky proměnné vlhkosti – model *BN 130+MPS khc dam*

V současné podobě varianta modelu *MPS mod dam* uvažuje vliv dotvarování při vysychání bez redukce pro každý opakující se cyklus zvlhčování a vysychání. To je patrné v případě všech výsledků vývoje průhybu, kdy mezi třetím a čtvrtým cyklem dochází k výraznému nárůstu kladného posunu vlivem dotvarování. Z tohoto důvodu byl využit parametr omezující vliv dotvarování při cyklickém zvlhčování a vysychání. Parametr K_{Hc} se aktivuje v případě, je-li aktuální vlhkost v daném bodě vyšší, než nejnižší dosažená vlhkost v předchozích krocích. Účinnost tohoto parametru v prezentované úloze byla vyzkoušena jeho aplikací na model *MPS mod dam* a transportní model pro slepou predikci *BN 130*, kde bylo dotvarování mezi třetím a čtvrtým cyklem výrazným problémem. Parametr K_{Hc} byl pro nový výpočet nastaven na hodnotu 0,5. Prvních 400 dnů vysychání probíhá bez aktivovaného parametru K_{Hc} . Parametr se aktivuje ve chvíli, kdy jsou nosníky

přesunuty do prostředí s vyšší vlhkosti, tedy týden před začátkem experimentu. Parametr K_{Hc} je dále aktivovaný až do vysychání ve třetím cyklu, kdy dochází k poklesu vlhkosti pod minima dosažená v předchozích krocích. Přibližně v čase 1100 dní dochází vlivem vzdušné vlhkosti ke zvlhčování nosníků a parametr K_{Hc} se opět aktivuje. Oproti slepé predikci byl redukován parametr k_{sh} na hodnotu $1,0 \times 10^{-3}$, jelikož původní hodnota vedla k příliš vysoké změně průhybu.

Na Obrázku 50 je vykresleno srovnání původních výsledků slepé predikce pro nosník B3 a nových výsledků získaných modifikací materiálového modelu. Ačkoliv se v případě modelu *MPS khc dam* vývoj průhybu v prvních cyklech lépe přiblížil výsledku měření, jde spíše o vliv sníženého parametru k_{sh} . V případně posledního cyklu, na který tento výpočet byl zaměřen, dochází pouze k drobnému zlepšení. Důvodem odlišné odezvy mezi třetím a čtvrtým cyklem je pravděpodobně pokles relativní vlhkosti prostředí na 38 %, což je nejnižší hodnota, které jsou prvky vystaveny během celého trvání experimentu vystaveny. Pokles vlhkosti v některých částech průřezu vede k deaktivaci parametru K_{Hc} a zvýšenému dotvarování. Jak ukazuje výsledek slepé predikce na Obrázku 22 v Kapitole 5.2, pokles vlhkosti v modelu mezi třetím a čtvrtým cyklem je silně nadhodnocený a neodpovídá skutečnosti.



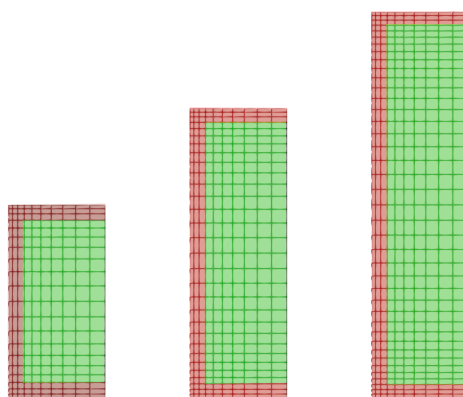
Obrázek 50: Průhyb ve středu rozpětí zkušebního nosníku B3 – srovnání výsledků slepé predikce (*BN 130+MPS B3 dam*) s modifikovaným modelem s parametrem K_{Hc} pro redukcii míry dotvarování za cyklické vlhkosti (*BN 130+MPS khc dam*).

7.6 Vliv heterogenního modelu na mechanickou odezvu v prvních minutách zvlhčování

Dalším z úkolů této práce bylo identifikovat příčinu charakteru vývoje průhybu v prvních minutách po vystavení zkušebních nosníků vodě (Obrázky 14). U zkušebních nosníků zde docházelo po úvodním prudkém nárůstu deformace k zastavení, či v pozdějších cyklech k poklesu průhybu. Jednou z úvah o příčině, která se později ukázala jako pravděpodobně správná, byla rozdílná míra objemových změn v závislosti na vlhkosti mezi materiálem v jádru experimentálních vzorků (plnohodnotný beton s kamenivem všech frakcí) a materiálem v krajních vrstvách, které obsahují méně hrubého kameniva a více cementové

pasty. V krajní vrstvě lze očekávat míru objemové změny vyjádřenou parametrem k_{sh} asi dvakrát až třikrát vyšší.

Pro ověření této úvahy byla vytvořena nová konfigurace výpočetního modelu pro mechanickou odezvu. Nový model (příčný řez na Obrázku 51) je rozdělen na okrajovou část *MPS p dam* s tloušťkou tří konečných prvků (~ 8 mm) a jádrovou část *MPS j dam*. Okrajové části byla předepsána hodnota parametru k_{sh} $1,3 \times 10^{-3}$ a jádrové části hodnota $0,5 \times 10^{-3}$ a jejich poměr činí 2,6. Pro přehlednost získané odezvy zůstávají všechny zbylé parametry modelu pro mechanickou odezvu stejné. Také model pro transportní úlohu *HK* zůstává totožný s předchozími výpočty, ačkoliv v obou případech lze ve skutečnosti očekávat rozdílnost vlastností mezi okrajovou a jádrovou částí.



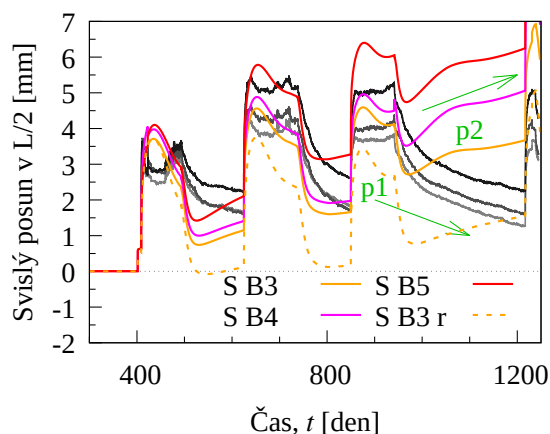
(a) 100 mm. (b) 150 mm. (c) 200 mm.

Obrázek 51: Vyznačení okrajové části *MPS p dam* (červeně) a jádrové části *MPS j dam* (zeleně) modifikovaného heterogenního výpočetního modelu.

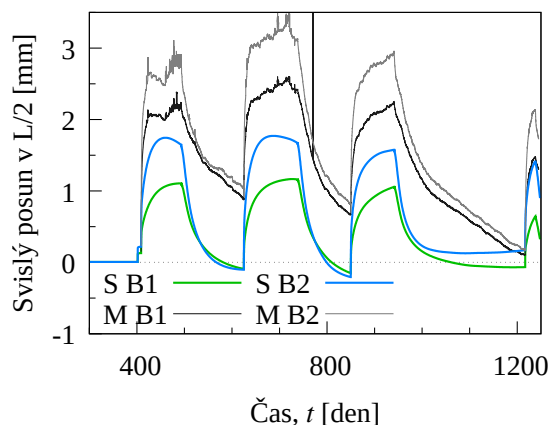
Na Obrázku 52 se nachází výsledky simulace získané pomocí heterogenního modelu. Pro srovnání s referenčním modelem *MPS mod dam* je zobrazena odezva pro nosník B3 označená v grafu jako S B3 r. Zlepšení odezvy nosníků výšky 100 mm, a to zejména správný trend ve vzniku reziduálního na konci prvního a druhého cyklu, je pravděpodobně náhodné. Ukazatelé p1 a p2 naznačují, že odezva modelu při vysychání je stále nevyhovující. Pro nosníky vyšší není zlepšení celkové odezvy pozorovatelné.

Zajímavější výsledky lze pozorovat na grafech vyjadřujících počátky jednotlivých cyklů nasákání (Obrázek 53). Vývoj průhybu pro první cyklus (Obrázek 53a) se zcela liší od měřených hodnot. Počáteční nárůst (q1) je nižší a nelze pozorovat výrazné zpomalení, plošinu (q2) a opětovný nárůst (q3). Nižší počáteční nárůst (q4) může poukazovat především na vyšší tuhost zatím ještě nepoškozeného nosníku. Poškození v jádrové části modelu se začíná rozvíjet až během 15. hodiny zvlhčování, přičemž ve skutečnosti může vzhledem k rychlejšímu nasákání dojít k poškození mnohem dříve. Odezva vyšších nosníků také poukazuje na nižší rychlost nasákání v prvních minutách.

V druhém a třetím cyklu zvlhčování na Obrázcích 53b a 53c je již viditelný vliv poškození jádrové části modelu, které zapříčiňuje po prudkém nárůstu (r1) vznik plošiny (r2). Rychlost následného nárůstu průhybu (r3) také odpovídá měření. Pokles průhybu v druhé hodině druhého a třetího cyklu (q5) nelze modelem zachytit. Pokles je



(a) Nosníky B3, B4 a B5.

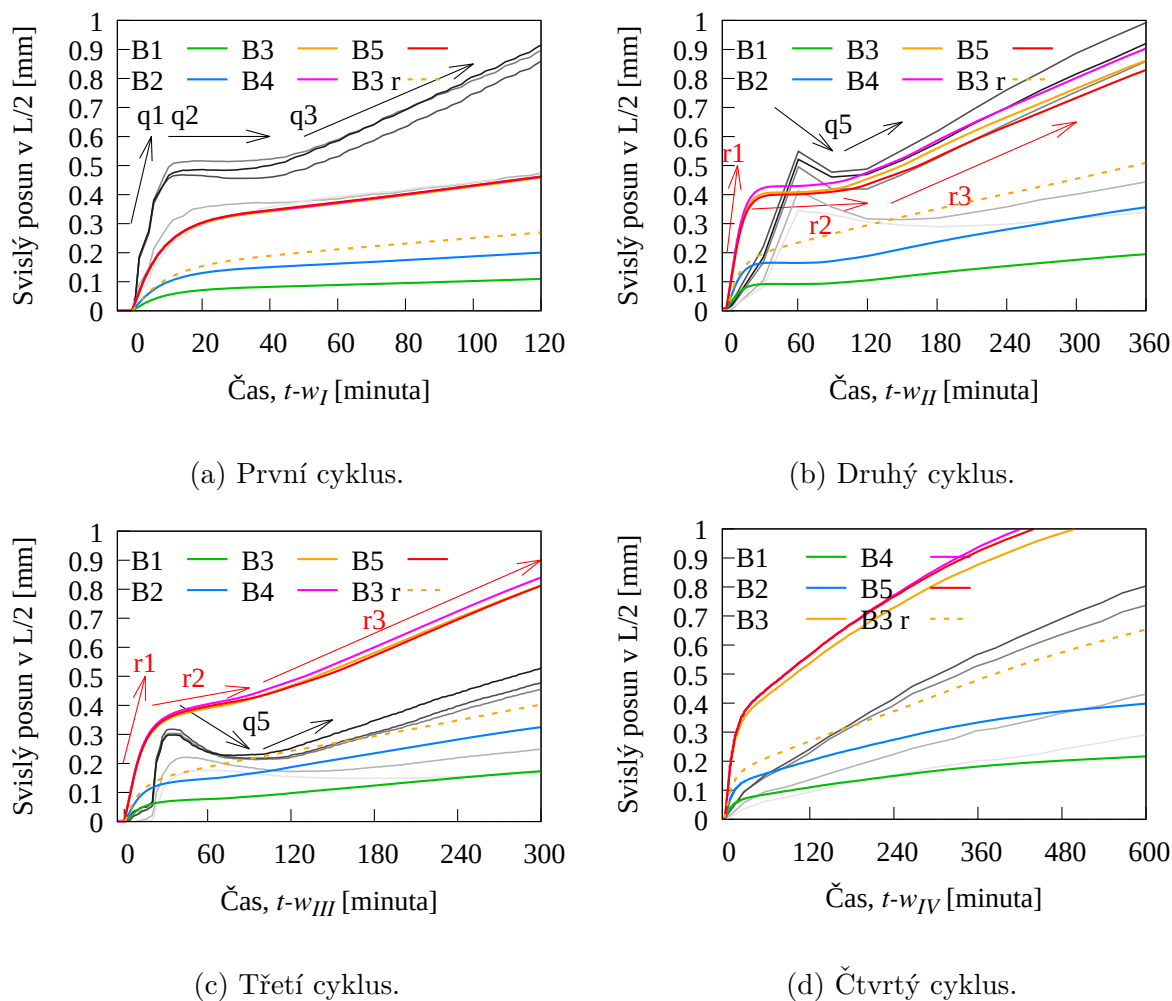


(b) Nosníky B1 a B2.

Obrázek 52: Vliv heterogenního modelu na vývoj průhybu nosníků *MPS j dam*, *MPS p dam* a *HK*. Srovnání s odezvou nosníku B3 referenčního modelu *MPS mod dam* označeno jako S B3 r. Srovnání s měřenými hodnotami na pozadí ve stupních šedi.

pravděpodobně způsoben prudkým roztažením okrajové vrstvy, a tím rozevřením trhlin v jádrové části. Dalším nasákáním se trhliny v jádrové části uzavírají, avšak relaxace povrchové části způsobuje pokles průhybu. Po uzavření trhlin jádrové části následuje další nárůst průhybu. Jak bylo zmíněno dříve, výpočetní model pouze redukuje tuhost v tahu skalárem poškození.

Ve čtvrtém cyklu na Obrázku 53d již výrazná inflexe (r2 na Obrázcích 53b a 53c) nevzniká a po přibližně 30 minutách rychlost nárůstu průhybu sleduje měřené hodnoty.



Obrázek 53: Vliv heterogenního modelu na vývoj průhybu nosníků v prvních minutách nasákání *MPS j dam*, *MPS p dam* a *HK*. Srovnání s odezvou nosníku B3 referenčního modelu *MPS mod dam* označeno jako S B3 r. Porovnání s měřenými hodnotami ve stupních šedi na pozadí.

8 Závěr

Tato práce se zabývala vlivem cyklů částečného nasákání a vysychání na mechanickou odezvu betonových nosníků o rozpětí 2,5 m a výšce 100, 150 a 200 mm. Vlhkost nosníků byla monitorována pomocí doprovodných těles stejných průřezů o délce 200 mm. Vyhodnocením experimentálních dat bylo zjištěno, že vývoj průhybu, ale také jeho minima a maxima v jednotlivých cyklech jsou silně proměnné v závislosti na počtu předchozích cyklů zvlhčování a vysychání. Charakter chování nosníků poukázal na vznik trvalých změn v jejich mechanických vlastnostech. Provedená slepá predikce ukázala, že pomocí široce užívaného modelu Bažant–Najjar nelze věrně zachytit vývoj vlhkosti betonových vzorků při přímém kontaktu s vodou. Model pro transport vlhkosti byl nahrazen modelem dle H. Künzela a kalibrován na základě vývoje změny vlhkosti doprovodných těles. Z provedených simulací vyplynulo, že je-li numerický model kalibrován pro věrné zachycení procesu zvlhčování, vysychání se nerealisticky urychluje a zkresluje mechanickou odezvu nosníků. Veškeré výpočty uvedené v této práci ukazují, že vliv cyklického kontaktu s vodou a následného vysychání na vývoj průhybu betonových nosníků je velmi komplexní úlohou s velkým množstvím vzájemně provázaných fenoménů, jež nelze pomocí využitých materiálových modelů spolehlivě zachytit. Simulacemi experimentu metodou konečných prvků byly prozkoumány různé příčiny charakteru chování betonových nosníků vystavených jednostrannému cyklickému zvlhčování a vysychání. Bylo zjištěno, že:

1. Vliv tahového poškození je nezanedbatelný a roste s klesající výškou průřezu.
2. Během zvlhčování vzniká vlivem roztažení povrchové vrstvy poškození v jádrové oblasti průřezu. Míra tohoto poškození a jeho vliv na tuhost ohybovou tuhost průřezu se snižuje s rostoucí výškou průřezu.
3. Během vysychání dochází prudkým smrštěním smáčené povrchové vrstvy k jejímu poškození. Míra a hloubka tohoto poškození se zvyšuje s rostoucí výškou průřezu.
4. Povrchová vrstva průřezu sestávající především z cementové malty má vzhledem k více než dvojnásobné míře objemové změny v závislosti na vlhkosti značný vliv na vývoj průhybu nosníku. Ačkoliv se vliv povrchové vrstvy s rostoucí výškou průřezu snižuje, nelze ji zanedbat ani u vyšších nosníků.

Výsledky prezentované v této práci vedly k následujícím poznatkům o materiálovém modelu pro transport vlhkosti dle H. Künzela a modelu pro dotvarování a objemové změny MPS:

1. V případě modelování kontaktu betonu s vodou je třeba, aby materiálový model umožňoval zohlednit vliv distribuce velikostí pórů na rychlost nasákání. Objemné vzduchové bubliny v ponořené části zkušebních vzorků mají schopnost velmi rychle nasát nezanedbatelné množství vody.
2. Při modelování vysychání betonu, který byl v minulosti vysušen a znovu saturován vodou, je třeba, aby materiálový model umožňoval zohlednit vliv zachycení vody v nejmenších kapilárách. Tato voda se uvolní až při dosažení dostatečně nízké hodnoty relativní vlhkosti. Toto lze modelovat přímo v modelu pro transport vlhkosti

zobecněním sorpční izotermy na adsorpční a desorpční větve. V takovém případě musí model MPS umožňovat řízení objemových změn v závislosti na obsahu vlhkosti, nikoliv v závislosti na relativní vlhkosti.

3. Parametr K_{Hc} pro redukci dotvarování při cyklických změnách vlhkosti může posloužit v případě modelování cyklických změn vzdušné vlhkosti. Pro současnou úlohu, kdy dochází ke kontaktu s kapalnou vodou, je nedostatečný.
4. Nahrazení konstantního parametru smrštění k_{sh} funkcí závislou na relativní vlhkosti nepřináší výrazné zlepšení shody výpočetního modelu s experimentálními daty.

Reference

- [1] *Model Code 2010 - Final draft, Volume 1*. Model Code. International Federation for Structural Concrete (fib), 2012.
- [2] H. R. Al-Alusi, V. V. Bertero, and M. Polivka. Effect of humidity on the time-dependent behavior of concrete under sustained load. 1972.
- [3] S. Asamoto, A. Ohtsuka, Y. Kuwahara, and C. Miura. Study on effects of solar radiation and rain on shrinkage, shrinkage cracking and creep of concrete. *Cement and Concrete Research*, 41(6):590–601, 2011.
- [4] Z. P. Bažant and J. Kim. Improved prediction model for time-dependent deformations of concrete: Part 3-creep at drying. *Materials and Structures*, 25:21–28, 1992.
- [5] Z. P. Bažant and J. Kim. Improved prediction model for time-dependent deformations of concrete: Part 5 – cyclic load and cyclic humidity. *Materials and Structures*, 25, 1992.
- [6] C. J. Berhardt. Krypning og svinn av betong ved forskjellige ytre forhold. *Nordisk Betong*, 1:9–26, 1967.
- [7] H. Cagnon, T. Vidal, A. Sellier, X. Bourbon, and G. Camps. Drying creep in cyclic humidity conditions. *Cement and Concrete Research*, 76:91–97, 2015.
- [8] R. E. Davis and H. E. Davis. Flow of concrete under the action of sustained loads. *ACI Journal*, 28, 1931.
- [9] R. E. Davis, H. E. Davis, and J. S. Hamilton. Plastic flow of concrete under sustained stress. *Am. Soc. Testing Materials*, 2, 1934.
- [10] T. C. Hansen. Creep of concrete. the influence of variations in the humidity of the ambient atmosphere. *Proceedings of 6th Congress of IABSE Stockholm*, 1960.
- [11] P. Havlásek. Creep and shrinkage of concrete subjected to variable environmental conditions. Doctoral thesis, 2014.
- [12] P. Havlásek and M. Jirásek. Multiscale modeling of drying shrinkage and creep of concrete. *Cement and Concrete Research*, 85:55–74, 2016.
- [13] P. Havlásek, V. Šmilauer, L. Dohnalová, and R. Sovják. Shrinkage-induced deformations and creep of structural concrete: 1-year measurements and numerical prediction. *Cement and Concrete Research*, 144:106402, 2021.
- [14] D. Fernández-Ordóñez Hernández. Eugène Freyssinet. I was born a builder. 03 2018.
- [15] J. Ahrens and B. Geveci and Ch. Law. ParaView: An End-User Tool for Large Data Visualization Application, *Visualization Handbook*, Elsevier. <https://www.paraview.org/>, 2005.

-
- [16] H. Künzel. Simultaneous heat and moisture transport in building components: One- and two-dimensional calculation. 1995.
- [17] L. Dohnalová and P. Havlásek and V. Šmilauer. Behavior of Predried Mature Concrete Beams Subject to Partial Wetting and Drying Cycles. *Acta Polytechnica CTU Proceedings*, 34:1–5, 2022.
- [18] R. L’Hermite and M. Mamillan. Nouveaux résultats de recherches sur la déformation et la rupture du béton. *Annales de L’Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics*, 1965.
- [19] P. Li and S. He. Effects of variable humidity on the creep behavior of concrete and the long-term deflection of rc beams. *Advances in Civil Engineering*, 2018.
- [20] C. G. Lynam. Growth and movement in portland cement concrete. *Oxford University Press*, 1934.
- [21] M. Jirásek and P. Havlásek. Microprestress-Solidification Theory of Concrete Creep: Reformulation and Improvement. *Cement and Concrete Research*, 60:51–62, 2014.
- [22] P. F. Hansen. Coupled Moisture/Heat Transport in Cross Sections of Structures, Beton og Konstruktioninstituttet. 1985.
- [23] B. Patzák. OOFEM home page. <http://www.oofem.org>, 2000.
- [24] G. Pickett. The effect of change in moisture-content on the creep of concrete under a sustained load. *Journal of the American Concrete Institute*, 38, 1942.
- [25] K. Sakata. A study on moisture diffusion in drying and drying shrinkage of concrete. *Cement and Concrete Research*, 13(2):216–224, 1983.
- [26] Y. Song, Q. Wu, F. Agostini, F. Skoczylas, and X. Bourbon. Concrete shrinkage and creep under drying/wetting cycles. *Cement and Concrete Research*, 140:106308, 2021.
- [27] L. Vandewalle. Concrete creep and shrinkage at cyclic ambient conditions. *Cement and Concrete Composites*, 22(3):201–208, 2000.
- [28] A. Wagner and K. Nielsen. Kapillaritäts-kengrößen von Maerziegeln (Capillary parameters of bricks). 1989.
- [29] Y. Xi and Z. P. Bažant and H. M. Jennings. Moisture Diffusion in Cementitious Materials. 1993.
- [30] Z. P. Bažant and L. J. Najjar. Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete. *Materials and Structures*, 5:3–20, 1972.
- [31] Z. P. Bažant and M. Jirásek. *Creep and Hygrothermal Effects in Concrete Structures*. Solid Mechanics and Its Applications. Springer Netherlands, 2018.

- [32] Z. P. Bažant and S. Baweja. Creep and shrinkage prediction model for analysis and design of concrete structures: Model B3. *Adam Neville Symposium: Creep and Shrinkage - Structural Design Effects*, 2000.