

VYSOKÁ ŠKOLA BÁŇSKÁ – TECHNICKÁ UNIVERZITA OSTRAVA  
FAKULTA STAVEBNÍ



**VYHODNOCENÍ TRVANLIVOSTI ŽELEZOBETONOVÝCH  
MOSTOVEK S OHLEDEM NA VLIV CHLORIDŮ A NA ROZPTYL  
VSTUPNÍCH PARAMETRŮ**

HABILITAČNÍ PRÁCE

Ostrava, duben 2015

Ing. Petr Konečný, Ph.D.

© Petr Konečný, 2015

Katedra stavební mechaniky  
Fakulta stavební  
VŠB – TUO

## Abstrakt

Habilitační práce je zaměřena na analýzu trvanlivosti železobetonové mostovky. V práci je představen numerický model trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů s ohledem na iniciaci koroze ocelové výztuže umožňující vstupní parametry popisovat s uvážením vlivu jejich náhodného rozptylu. Na příkladech deterministických a pravděpodobnostních posudků iniciace koroze vybraných variant železobetonové mostovky jsou ilustrovány možnosti pro porovnání vybraných konstrukčních řešení. Dále je proveden výpočet difuzního součinitele betonu s ohledem na působení chloridů, a to na principu měření elektrické resistivity a na principu analýzy chloridového profilu.

Model ideální železobetonové přímopojížděné mostovky je použit k ověření vlivu složení betonu na dobu do iniciace koroze. Je sledován vliv difuzního součinitele a koeficientu zrání betonu na dobu do iniciace koroze vyvolané působením chloridů.

Práce rovněž popisuje pokročilý model pronikání chloridů železobetonovou mostovkou s trhlinou, a to formou zavedení vysoce propustné oblasti reprezentující vliv trhliny. Tento model je použit k porovnání vybraných konstrukčních řešení železobetonové mostovky. Model je připraven za účelem porovnání chování přímopojížděné mostovky a mostovky chráněné hydroizolací pod asfaltovou vrstvou.

V rámci přípravy vstupních parametrů modelu je pro zvolený vysokohodnotný beton provedeno porovnání výsledků výpočtu difuzního součinitele analýzou chloridových profilů s výpočtem na základě měření elektrické resistivity. Porovnáním chloridových profilů a difuzního součinitele zvoleného betonu s běžným betonem bylo zjištěno, že studovaná vysokohodnotná směs dlouhodobě lépe odolává pronikání chloridů.

Dále je na základě proběhlých měření resistivity sestaveno normalizované statistické rozdělení difuzního součinitele a představen vztah pro modelování časově závislého rozptylu parametru odolnosti betonu vůči pronikání chloridů.

Na základě provedených analýz zvolených variant železobetonové mostovky lze rovněž říci, že přímopojížděná mostovka z vysokohodnotného betonu odolávajícího vůči pronikání chloridů vykazuje obdobný stupeň ochrany vůči korozi jako mostovka z běžného betonu s ochranou ocelové výztuže na bázi hydroizolační membrány pod asfaltovým povlakem. Pro dosažení výrazného prodloužení životnosti mostovky je navíc nutno konstrukční systém obou výše zmíněných druhů mostovek doplnit o další doplňkový ochranný systém.

## **Abstract**

This thesis is aimed at the durability analysis of reinforced concrete bridge deck. There is introduced numerical model for the estimation of durability in case of reinforced concrete bridge deck affected by chloride induced corrosion. Deterministic as well as probabilistic analyses of selected bridge deck corrosion initiation protection strategies are used in order to compare their performance. The assessment of the concrete diffusion coefficient based on concrete electrical resistivity as well as chloride profile evaluation is also part of the conducted work.

The ideal bridge deck model is applied in order to evaluate the influence of concrete mix design on the time to onset of corrosion. The effects of diffusion coefficient and concrete maturity factor are studied.

Advanced crack effect description in chloride ingress model for bridge deck with crack is applied in order to compare selected steel reinforcement bridge deck protection strategies. The prepared model is able to compare bridge deck serving also as pavement with system of bridge deck with waterproof membrane under asphalt overlay.

The comparison of the diffusion factor computation for selected high performance concrete that is based on the measurement of electrical resistivity and chloride profiling is conducted. The comparison of results with reference ordinary concrete revealed that investigated high performance mixture resist better against the ingress of chlorides.

The normalized statistical distribution of diffusion coefficient is prepared based on the measurements of resistivity. The relationship for the description of time dependent scatter of concrete resistance against chloride ingress is introduced herein as well.

Based on the conducted analyses of selected bridge deck protection strategies it is confirmed that high performance concrete bridge deck serving also as pavement as well as bridge deck with waterproof membrane under asphalt overlay provide the similar level of protection against chloride ingress and subsequent corrosion initiation. Significant extension of bridge deck durability may be achieved by combination of above mentioned steel reinforcement protection strategies with another protection measure.

## Poděkování

Za podporu, pochopení a trpělivost děkuji své manželce Nice a dětem Viktorce a Elence. Rád bych vzpomenu profesory Pavla Marka a Paula J. Tikalského, kterým jsem vděčný za nasměrování do oblasti pravděpodobnostní analýzy trvanlivosti železobetonových mostovek. Také bych rád poděkoval panu docentu Petru Janasovi za poskytnutí nadhledu nad dennodenní akademickou prací a doc. Martinu Krejsovi za poskytnutí zázemí na Katedře stavební mechaniky.

Ing. Liboru Hrdličkovi z brněnské firmy Vladimír Fišer jsem vděčný za navázání plodné spolupráce a rovněž děkuji P. Ghoshi z CalState ve Fulertonu, se kterým jsem strávil při koordinaci společného výzkumu hodiny diskuzemi na téma odolnosti betonu vůči pronikání chloridů.

Za pomoc s korekturou textu děkuji mé mamince a panu profesorovi Aloisi Maternovi, který mi také poskytl cenné podněty strategického charakteru.

Současně bych rád poděkoval mým kolegům z VŠB-TUO, a to zejména J. Brožovskému, V. Michalcové, L. Lausové a V. Veselému, za jejich podněty a přátelskou atmosféru. Kolektivu z Laboratoří stavebních hmot vedeným L. Žídkem děkuji za laboratorní podporu a „stále otevřené dveře“.

Závěrem děkuji P. Lehnerovi za neutuchající výdrž při ladění a přípravě programátorské a implementační části numerického modelu 2D difuze. Lenny, děkuji za tvoji obětavost.

# Obsah

1 Úvod.....	1
2 Pravděpodobnostní posudek spolehlivosti .....	4
2.1 Náhodná interakce vstupních parametrů .....	4
2.2 Aspekty posudku spolehlivosti z hlediska pravděpodobnostních přístupů .....	4
2.2.1 Zatížení.....	5
2.2.2 Transformační modely a odezva konstrukce na zatížení .....	5
2.2.3 Referenční hodnoty a definice poruchy .....	5
2.2.4 Funkce spolehlivosti .....	6
2.2.5 Posudek spolehlivosti.....	6
2.3 Nástroje pravděpodobnostních posudků spolehlivosti.....	6
2.3.1 Analytické nástroje .....	7
2.3.2 Simulační nástroje.....	7
2.3.3 Pravděpodobnostní metoda SBRA.....	7
2.3.4 Přesnost odhadu pravděpodobnosti poruchy.....	9
3 Modelování trvanlivosti železobetonové mostovky .....	11
3.1 Železobetonové mostovky.....	11
3.2 Modely trvanlivosti železobetonové mostovky.....	12
3.3 Degradace vyvolaná působením chloridů .....	13
3.3.1 Životnost .....	14
3.3.2 Pronikání chloridů vzhledem ke konstrukčnímu řešení.....	14
3.3.3 Model transportu chloridů.....	15
3.4 Posudek spolehlivosti .....	17
3.4.1 Pravděpodobnostní idea .....	18
3.4.2 Vliv trhliny v železobetonové mostovce .....	20
4 Cíl práce .....	23
5 Odpor betonu vůči pronikání chloridů .....	24
5.1 Úvod .....	24
5.2 Difuzní součinitel .....	25
5.2.1 Rozptyl náhodné veličiny.....	25
5.2.2 Dostupná data.....	26
5.3 Analýza chloridového profilu.....	27
5.3.1 Příprava vzorků .....	28

5.3.2	Analýza vzorků .....	28
5.3.3	Výpočet difuzního součinitele .....	29
5.4	Analýza s využitím elektrické resistivity .....	30
5.4.1	Výpočet difuzního součinitele .....	30
5.4.2	Příprava a analýza vzorků .....	32
5.5	Laboratorní experimenty .....	32
5.5.1	Vzorky.....	33
5.5.2	Analýza chloridového profilu .....	33
5.5.3	Analýza s využitím elektrické resistivity .....	44
5.5.4	Porovnání výsledků z chloridového profilu a z měření resistivity.....	49
5.6	Rozdělení difuzního součinitele .....	51
5.6.1	Rozptyl difuzního součinitele v čase .....	51
5.6.2	Generování rozptylu difuzního součinitele .....	52
5.6.3	Běžný beton.....	54
5.6.4	Vysokohodnotný beton .....	56
5.6.5	Normalizované rozdělení betonu .....	57
6	Vliv zrání betonu na iniciaci koroze ocelové výztuže v betonu .....	60
6.1	Výpočetní model .....	60
6.2	Porovnání betonových směsí.....	61
6.2.1	Vstupní údaje .....	61
6.2.2	Hodnoty difuzního součinitele v čase .....	62
6.2.3	Koncentrace chloridů v místě výztuže .....	62
6.2.4	Životnost konstrukce.....	63
6.3	Parametrická studie vlivu složení vysokohodnotného betonu na dobu do iniciace koroze ...	64
6.3.1	Popis betonových směsí .....	65
6.3.2	Výsledky .....	66
6.4	Diskuze a závěry .....	67
7	Difuzní 2D MKP model zohledňující vliv trhlin .....	68
7.1	Základní popis 2D MKP modelu .....	68
7.1.1	Předpoklady a principy řešení.....	68
7.1.2	Modelování trhliny.....	69
7.1.3	Modelování epoxidového povlaku.....	71
7.1.4	Modelování poruchy v hydroizolaci pod asfaltovou vrstvou.....	72
7.1.5	Typy řešitelných úloh.....	73

7.1.6	Analýza s trhlinou v železobetonové mostovce a s běžným betonem .....	74
7.1.7	Analýza trvanlivosti s epoxidovou ochranou ocelové výztuže .....	76
7.1.8	Analýza s poruchou hydroizolace a trhlinou v železobetonové mostovce .....	78
7.1.9	Analýza s vysokohodnotným betonem a s trhlinou v železobetonové mostovce .....	79
7.1.10	Analýza trvanlivosti bez vlivu trhliny .....	80
7.2	Diskuze a souhrn deterministického řešení .....	82
8	Pravděpodobnostní analýza .....	84
8.1	Úvod .....	84
8.2	Analýza s trhlinou v železobetonové mostovce a s běžným betonem .....	85
8.2.1	Vstupní parametry a náhodně proměnné .....	85
8.2.2	MKP transformační model .....	89
8.2.3	Pravděpodobnostní analýza metodou SBRA .....	90
8.3	Analýza s poruchou hydroizolace a trhlinou v železobetonové mostovce .....	92
8.4	Analýza s vysokohodnotným betonem a s trhlinou v železobetonové mostovce .....	94
8.5	Analýza trvanlivosti bez vlivu trhliny .....	96
8.6	Porovnání variant .....	97
8.7	Diskuze výsledků .....	99
9	Souhrn a závěry .....	100
	Literatura .....	102
10	Přílohy .....	112
10.1	Chloridový profil .....	112
10.2	Měření elektrické resistivity a výpočet difuzního součinitele .....	113
10.3	Parametrická studie vlivu zrání na trvanlivost .....	120
10.4	Výsledky deterministické analýzy trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů .....	121
10.4.1	Mostovka s trhlinou v betonu .....	121
10.4.2	Mostovka bez trhliny v betonu .....	122
10.5	2D výstupy z deterministické analýzy prostupu chloridů .....	124
10.6	Výsledky pravděpodobnostní analýzy trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů .....	127
10.6.1	Mostovka s trhlinou v betonu .....	127
10.6.2	Mostovka bez trhliny v betonu .....	130
10.7	Statistické parametry difuzního součinitele 3 vybraných směsí .....	133



# 1 ÚVOD

Spolehlivost mostních konstrukcí ze železobetonu je v mnoha případech předurčována trvanlivostí. Což dokládá mnoho konstrukcí vyžadujících předčasnou opravu či výměnu v důsledku poruch zapříčiněných mj. vlivy prostředí či dlouhodobého působení zatížení, a to i chemického. Snížená životnost vedoucí ke zvýšeným nákladům na životní cyklus stavby přispívá nepřímo k nadměrným výdajům z veřejných rozpočtů. Ke snížení celkových nákladů na stavbu může přispět produkce kvalitnějších betonových směsí a trvanlivější konstrukčních systémů (viz např. Tikalsky et al., 2007, Ghosh et al., 2014). Ty lze lépe navrhovat se znalostí postupu degradačního procesu vyvolaného dlouhodobým působením prostředí a konstrukčního zatížení (viz např. Collepari et al., 1972, Tuuti, 1982, Keršner et al., 1996, Šmerda et al., 1999, Hooton, 2001, Teplý&Vořechovská, 2012, Sýkora et al., 2013, Novák et al., 2014).



(a)



(b)

Obr. 1: Ilustrační foto železobetonového mostu vystaveného působení chloridů v přímořské oblasti (a), detail skorodující obnažené výztuže (b), autor doc. Ing. Martin Krejsa, Ph.D.

Pozornost je v práci zaměřena na přípravu pravděpodobnostního modelu pro odhad trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na korozi vyvolanou působením vlivu posypových solí. Práce se zabývá zejména přípravou modelu pro odhad trvanlivosti přímopojížděné železobetonové mostovky a mostovky chráněné hydroizolací.

Práce je zaměřena na úzce specializovanou oblast vývoje numerického modelu přímopojížděné železobetonové mostovky se zohledněním trhliny v betonu. Na úvodní pravděpodobnostní analýzy (Stewart&Rosowsky, 1998, Vu et al., 2000) navazují práce (Tikalsky, 2003, Tikalsky et al., 2005, Konečný, 2007, Konečný et al., 2007) obohacené o zavedení vlivu zrání betonu za pomoci časově proměnného difuzního součinitele (Lehner et al., 2014). Stávající model je doplněn o speciální popis vlivu trhliny v přímopojížděné mostovce formou aplikace propustnosti betonu vůči pronikání agresivních činitelů trhlinou (Bentz et al., 2013). Novinkou je ukázka z přípravy modelu

železobetonové mostovky z běžného betonu s ocelovou výztuží chráněnou hydroizolací pod asfaltovou vrstvou.

Nutno podotknout, že v práci není řešena náhrada ocelových výztuží v betonu skelnými či karbonovými vlákny za účelem úplného vyloučení koroze výztuže. Problematika betonu vyztuženého neželeznými vlákny se sice nyní bouřlivě rozvíjí, viz u nás např. (Kohoutková&Broukalová, 2013), ale není v možnostech práce tuto tematiku pokrýt.

Numerické modely by nebyly úplné, kdyby nebylo pojednáno o přípravě vstupních parametrů, a zmíněny literární prameny, ze kterých je lze čerpat. Pozornost je zejména věnována přípravě difuzního součinitele betonu vůči pronikání chloridů, a to jak pomocí analýzy chloridového profilu, tak výpočtem s využitím elektrické resistivity betonu v návaznosti na práci (Ghosh et al., 2011).

Cílem práce je představit možnosti nástroje pro porovnání přímopojžděné mostovky ve variantách běžný beton a vysokohodnotný beton s tradičním řešením, kdy je železobetonová deska chráněna hydroizolací pod asfaltovou vrstvou, a to včetně vybraných aspektů souvisejících s rozptylem vstupních parametrů, a tedy i s pravděpodobnostní analýzou.

Text je rozčleněn do kapitol, které pokrývají vybrané oblasti analýzy trvanlivosti železobetonových mostovek vystavených působení chloridů. Kapitola 3 *Modelování trvanlivosti železobetonové mostovky* se věnuje principům a možnostem posudku trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na působení chloridů. V úvodu je popsán teoretický model na bázi difuze a diskutován způsob analýzy životnosti železobetonových mostovek.

Navazuje stať popisující možnosti ochrany ocelové výztuže proti vnikání korozi vyvolávajících chloridů. Následně je diskutován posudek trvanlivosti s ohledem na aplikaci pravděpodobnostního postupu modelování.

Za kapitolou 4 věnující se cílům práce následuje kapitola 5 *Odpor betonu vůči pronikání chloridů*. Zde jsou uvedeny principy a postupy související s popisem schopností betonu odolávat vůči pronikání chloridů. Jsou zmíněny způsoby analýzy difuzního součinitele a následně popsán postup laboratorního ověření za pomoci analýzy elektrické resistivity a chloridového profilu. Následuje výpočet difuzního součinitele jak pro vzorky vysokohodnotné směsi, tak indikativně pro běžnou betonovou směs. Vzhledem k následné pravděpodobnostní aplikaci je věnována pozornost popisu přípravy distribuční funkce difuzního součinitele aplikovatelného v pravděpodobnostním posudku trvanlivosti.

Numerickému vyhodnocení efektu kvality betonu na trvanlivost přímopojžděné mostovky bez trhlin se věnuje kapitola 6 *Vliv zrání betonu na iniciaci koroze ocelové výztuže v betonu*. Kapitola

popisuje využití numerického modelu difuze chloridů pro zhodnocení vlivu kvality a zrání betonu na dobu do iniciace koroze. Tato část obsahuje porovnání dvou alternativ – běžného a vysokohodnotného betonu a následně pak porovnání běžného betonu a 32 vybraných vysokohodnotných betonových směsí.

Následující kapitola 7 *Difuzní 2D MKP model zohledňující vliv trhlin* se zabývá popisem 2D numerického modelu sloužícího k analýze množství chloridů na úrovni výztuže. Obsahuje popis modelu a typy úloh, které je možno řešit, a to včetně deterministických ukázek řešení varianty s trhlinou v přímopojížděné mostovce a nově také s poruchou hydroizolace pod asfaltovou vrstvou mostovky.

Kapitola 8 *Pravděpodobnostní analýza* obsahuje pravděpodobnostní odhad iniciace koroze u zvolených alternativ železobetonových mostovek s využitím výše uvedeného 2D konečně prvkového modelu. V závěru je provedeno porovnání chování jednotlivých metod ochrany ocelové výztuže. Tato část slouží jako prvotní studie, kdy jsou pro ověření funkčnosti modelu a ukázkou jeho možností přičemž některé parametry jsou odhadnuty.

Pro snazší orientaci v podílu autora habilitační práce na řešení odkazovaných referencí jsou odkazy na práce, jsou práce s jeho autorstvím či podílem na autorství označeny v textu kurzívou. Nutno dále podotknout, že desetinným oddělovačem je zvolena v ČR atypicky tečka. Čárka slouží jako oddělovač čísel.

## 2 PRAVDĚPODOBNOSTNÍ POSUDEK SPOLEHLIVOSTI

Následující odstavce obsahují stručný úvod do pravděpodobnostního přístupu k analýze inženýrských konstrukcí se zaměřením na oblast železobetonových mostovek.

### 2.1 Náhodná interakce vstupních parametrů

Dlouhodobý zájem o pravděpodobnostní posudky spolehlivosti stavebních konstrukcí je dán možností vyjádřit nahodile proměnné charakteristiky vstupních parametrů inženýrských úloh. Pravděpodobnostní přístup tak umožňuje vystihnout náhodnou interakci mnohdy vzájemně protichůdných činitelů.

V případě předmětných železobetonových mostovek je zajímavá náhodná interakce mezi trhlinou v betonu, poruchou epoxidového povlaku a poškozením hydroizolace pod asfaltovou vrstvou.

Pravděpodobnostně přístupy (viz např. Marek et al., 1995, Holický 1998, Melchers, 1999, Teplý, 1999) umožňující propracovanější popis nahodilého charakteru vstupních parametrů výpočtu a dovolují analyzovat vzájemnou interakci nahodile proměnné kombinace účinků zatížení  $E$  a odolnosti  $R$ . Výstupem pravděpodobnostních metod je obvykle kvalitativní popis míry spolehlivosti, ať už ve formě pravděpodobnosti poruchy  $P_f$ , či indexu spolehlivosti  $\beta$ .

### 2.2 Aspekty posudku spolehlivosti z hlediska pravděpodobnostních přístupů

Spolehlivost stavebních konstrukcí a tedy i železobetonové mostovky závisí zejména na dvou hlavních nahodile proměnných složkách: odezvě konstrukce na zatížení a referenční funkci. Tyto lze definovat jako funkce mnoha náhodně proměnných veličin, mezi které patří dle (Marek et al., 1995) zejména:

- kvalita výroby, montáže a úroveň jejich kontroly,
- údržba konstrukce a předepsané inspekce v návaznosti na předpokládané vlivy prostředí,
- užívání konstrukce v souladu s předpoklady projektu,
- volba konstrukčního systému, jednotlivých prvků a konstrukčních detailů,
- výběr materiálu či kombinací materiálů,
- požadavky únosnosti, použitelnosti a trvanlivosti,
- zatížení a jeho kombinace,
- přesnost transformačních modelů,
- metoda zvolena pro návrh a posudek konstrukce,
- zvláštní vlivy.

Do procesu posudku spolehlivosti vstupují náhodně proměnné veličiny, pro jejichž popis je možno použít vhodné pravděpodobnostní rozdělení, kterými mohou být parametricky definované funkce či tzv. useknuté histogramy. Příkladem histogramu – statistického rozdělení je distribuční funkce difuzního součinitele betonu odvozená v kapitole 5.6 na str. 51.

Rozdělení mohou být vzájemně nezávislá, existenčně závislá, či korelovaná. Nahodile proměnné průřezové charakteristiky prvků či dílců mohou být korelovány např. po délce prvku nebo po ploše (viz např. Stewart, 2004 a Vořechovský et al., 2008). Plošná korelace by se dala s výhodou využít například pro popis rozptylu difuzního součinitel po průřezu mostovky.

Jedním z problémů souvisejících s popisem náhodně proměnných parametrů je nejistota o jejich rozptylu v případě nedostatku vstupních parametrů. Rozptyl náhodně proměnné je pak obtížné popsat na základě doporučení z ověřených zdrojů, odhadnout, nebo lze aplikovat tzv. „Fuzzy“ pravděpodobnostní přístup (viz např. Puti&Ralescu, 1986 a u nás Kala, 2008).

### **2.2.1 Zatížení**

Při aplikaci pravděpodobnostního přístupu je běžná reprezentace zatížení (viz normativně aplikované charakteristické hodnoty a součinitele zatížení dle ČSN EN 1990) nahrazena vhodným pravděpodobnostním rozdělením. V případě chloridy vyvolané koroze ocelové výztuže v betonu je jako účinek zatížení možno uvažovat koncentraci chloridů na povrchu konstrukce.

### **2.2.2 Transformační modely a odezva konstrukce na zatížení**

Z koncentrace na povrchu se za pomoci vhodného transformačního modelu - dostatečně přesné idealizace skutečného působení konstrukce – vypočte koncentrace chloridů na úrovni výztuže, což je odezva konstrukce na zatížení chloridy.

Volba transformačního modelu by měla zohlednit jedinečnost konkrétní návrhové situace, a je tedy závislá mj. na charakteru působícího zatížení, na materiálových vlastnostech, na geometrii konstrukce, na kriteriích bezpečnosti, použitelnosti, trvanlivosti a na významu konstrukce.

V případě železobetonové mostovky je možno využít analytický model ideální konstrukce bez trhlin /9/ nebo numerický MKP model. Rozdíly pak spočívají v dostupném rozsahu výsledků ve vztahu k výpočetní náročnosti.

### **2.2.3 Referenční hodnoty a definice poruchy**

Na základě vypočtené odezvy konstrukce, lze porovnáním s referenční hodnotou definovat zda-li

konstrukce splňuje námi požadované kritérium spolehlivosti (odolnosti a použitelnosti). Stanovení referenčních hodnot či funkcí může být založeno na:

- dostupných statistických datech,
- experimentech,
- odhadech,
- kalibraci,
- dohodě mezi uživatelem, projektantem, expertem či odpovědným úřadem.

## 2.2.4 Funkce spolehlivosti

Hlavními vstupy do posudku spolehlivosti jsou odezva konstrukce na zatížení  $E$  a odolnost  $R$ . Jejich vzájemnou interakci je možno analyzovat s využitím obvyklého tvaru funkce spolehlivosti:

$$RF = R - E. \quad /1/$$

## 2.2.5 Posudek spolehlivosti

Posudek spolehlivosti založený na pravděpodobnostním přístupu a filozofii mezních stavů může využívat pravděpodobnost poruchy  $P_f$  (či indexu spolehlivosti  $\beta$ ), jako kvalitativní ukazatel spolehlivosti, který je následně porovnán s návrhovou úrovní spolehlivosti konstrukce  $P_d$  (či směrnou hodnotou indexu spolehlivosti  $\beta_d$ ). Podmínka spolehlivosti může být vyjádřena např. ve tvaru:

$$P_f < P_d \text{ nebo } (\beta < \beta_d). \quad /2/$$

Ke zvolení hodnot návrhové pravděpodobnosti poruchy  $P_d$  sloužila jako vodítko Příloha A normy ČSN 73 1401 (1998), která základní pravděpodobnosti poruchy uvádí v tabulce pro návrhovou životnost konstrukce 80 let. Aktuálně jsou návrhové pravděpodobnosti tabelizovány v ČSN EN 1990. Při uvažování jiné návrhové životnosti je nutné odpovídajícím způsobem upravit návrhovou pravděpodobnost  $P_d$  (viz např. Šejnoha&Blažek, 2005, Kmeť, 2005).

## 2.3 Nástroje pravděpodobnostních posudků spolehlivosti

Pro aplikaci pravděpodobnostních metod posudku spolehlivosti je možno využít nástroje dostupné na několika úrovních, a to jak analytické tak simulační. Přehled nástrojů a metod lze najít v domácích i zahraničních pramenech (Holický, 1998, Melchers, 1999, Teplý et al., 1999, Haldar&Mahadevan, 2000, Krejsa&Konečný, 2009) či „Probabilistic Model Code“ (2001).

Pravděpodobnostní metody mohou využívat mnoho dostupných nástrojů pro odhad míry spolehlivosti (pravděpodobnosti poruchy či indexu spolehlivosti, o kterých v krátkosti pojednávají následující odstavce).

### 2.3.1 Analytické nástroje

Mezi nejznámější analytické přístupy patří FORM (First Order Reliability Method) a (Second Order Reliability Method). Podstatou těchto přístupů je popis pravděpodobnostního problému formou exaktních matematických funkcí, se kterými se pracuje v souladu s principy matematické statistiky. Tyto přístupy hledají ve standardizovaném prostoru náhodných proměnných tzv. návrhový bod ležící na funkci poruchy  $g(Y)=0$  s nejkratší vzdáleností k počátku. Tato vzdálenost je index spolehlivosti  $\beta$ . Nevýhodou zmíněných přístupů jsou obtíže s hledáním návrhového bodu splňujícího podmínky globálního minima, a to zejména u silně nelineárních problémů.

### 2.3.2 Simulační nástroje

Vzhledem k enormnímu rozvoji výpočetní techniky v posledních dekadách minulého století získali na významu přístupy simulační. Jedná se o nástroje založené na principu přímé simulace Monte Carlo (Metropolis&Ulam, 1949). Přímá simulace se vyznačuje dobrou konvergencí za cenu vysokých simulačních nároků u malých pravděpodobností. K snížení výpočetních nároků metody Monte Carlo byly vyvinuty techniky redukce rozptylu. Mezi tyto nástroje patří např: Importance Sampling (Schueller, 2002, Praks, 2002, 2004), Stratified sampling, Latin Hypercube Sampling (McKey et al., 1979, Iman&Connover, 1982, Vořechovský&Novák, 2009) a Response Surface (viz např. Králik, 2013).

Tyto přístupy mohou vézt ke snížení výpočetní náročnosti, což i v dnešní době může být u rozsáhlých vysoce nelineárních úloh zapotřebí. Dalším přístupem na pomezí simulace a numerické integrace je tzv. „Přímý optimalizovaný pravděpodobnostní výpočet“ (POPV viz Janas et al. 2010, Krejsa et. al., 2014).

### 2.3.3 Pravděpodobnostní metoda SBRA

Pravděpodobnostní metoda SBRA (Simulation-based Reliability Assessment, Marek&Guštar, 1988, Marek et al., 1995, 2003) je výpočetní nástroj, který byl vyvíjen již od konce osmdesátých let minulého století. Na rozvoji metody se podílela i FAST VŠB-TU Ostrava (viz např. práce Lokaj, 2001, Krejsa, 2001, Pustka, 2002, Konečný, 2007, Křivý, 2008).

Tato metoda je založena na aplikaci přímé simulace Monte Carlo pro výpočet pravděpodobnosti

poruchy  $P_f$  a dále na principu mezních stavů pro vyhodnocení spolehlivosti. K vyjádření náhodně proměnných veličin užívá SBRA „křivky trvání zatížení“ popsatelné useknutými histogramy, přičemž umožňuje zahrnout i více-komponentní nebo korelované proměnné do pravděpodobnostní analýzy (viz Konečný, 2007).

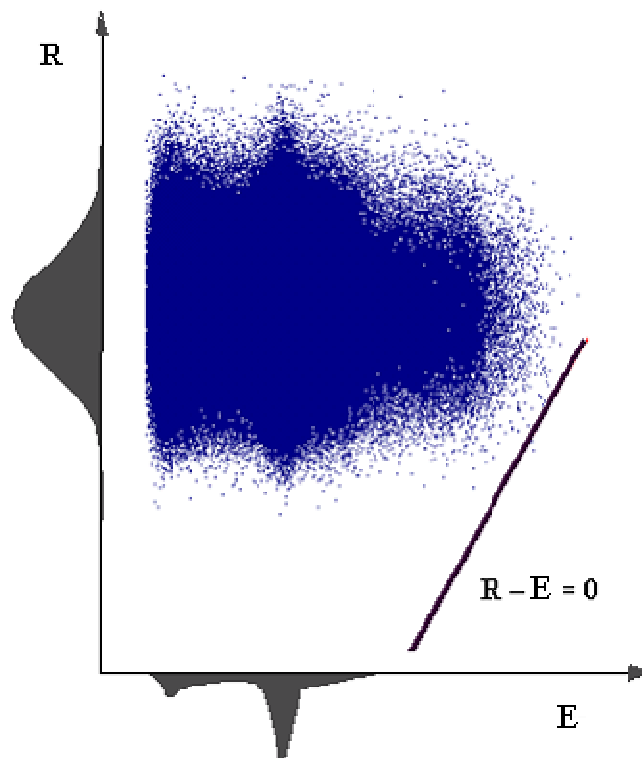
Metoda SBRA dovoluje analyzovat interakci nahodile proměnných veličin účinku zatížení  $E$  a odolnosti  $R$  prostřednictvím pravděpodobnostní analýzy funkce spolehlivosti  $RF$ . Mírou spolehlivosti je pravděpodobnost poruchy definovatelná následovně:

$$P_f = P(R - E < 0) = P(RF < 0). \quad /3/$$

Spolehlivost konstrukce je obvykle analyzována porovnáním pravděpodobnosti poruchy  $P_f$  a návrhové pravděpodobnosti poruchy  $P_d$ . V případě paametrických studií lze rovněž s výhodou porovnávat spolehlivost jednotlivých alternativ za pomoci vyčíslení pravděpodobnosti poruchy  $P_f$ , a to bez přijmého posudku spolehlivosti.

Podstata metody může být vysvětlena s využitím obr. 2, kde je zobrazen vztah mezi histogramem účinku zatížení  $E$  (vodorovná osa) a histogramem únosnosti  $R$  (svislá osa), a to formou 2D grafu. Na tzv. „mraveništi“ představují jednotlivé body grafu dostatečný počet dvojic  $E$  a  $R$ . Každý bod odpovídá jednomu simulačnímu kroku. Poměr mezi počtem bodů reprezentujících poruchu (pod přímkou  $R - E = 0$ , která představuje kritérium spolehlivosti) a celkovým počtem bodů představuje pravděpodobnost poruchy  $P_f$ .





Obr. 2: Interakce únosnosti  $R$  a účinků zatížení  $E$ .

V případě časově závislé trvanlivosti železobetonové mostovky je spolehlivost vyjádřena porovnáním chloridového prahu  $C_{th}$  a účinku zatížení ve formě koncentrace chloridů na úrovni výztuže  $C_{z,t}$  (viz /13/ na str. 18).

### 2.3.4 Přesnost odhadu pravděpodobnosti poruchy

V každé aplikaci numerických výpočtů je zásadní otázka přesnosti výpočtu. Platí tomu tak i pro pravděpodobnostní simulaci přímou metodou Monte Carlo, kde se přesnost odhadu pravděpodobnosti zvyšuje se čtvercem počtu kroků. Velký počet kroků je nutný obzvláště v případě úloh souvisejících z mezním stavem únosnosti. Tam se nutný počet simulací může počítat i na miliony. V případě analýzy trvanlivosti je očekávaná přesnost v řádu procent. Chybu řešení metodou Monte Carlo lze odhadnout za pomoci následujícího vztahu vycházejícího z běžné statistiky (Krejsa&Konečný, 2011). Rozptyl výsledných pravděpodobností poruchy se pohybuje v rozsahu:

$$[-\varepsilon; \varepsilon] = [-t\sigma; t\sigma] = \left[ -t\sqrt{\frac{P_f(1-P_f)}{N_n}}; t\sqrt{\frac{P_f(1-P_f)}{N_n}} \right], \quad /4/$$

kde jsou:

- $\varepsilon$       očekávaný rozptyl výsledných pravděpodobností – konfidenční interval [-],  
 $N_n$       počet simulací [-],  
 $P_f$       hledaná pravděpodobnost [-],  
 $t$       parametr konfidenčního intervalu (pro 90 % spolehlivost se  $t=1.6449$ ) [-].

Pokud je očekávaná pravděpodobnost  $P_f = 1/100$  a celkový počet kroků  $N$  je roven 10 000. Pak lze s 90% jistotou říci, že výsledek padne do intervalu  $P_f = 0.01 \pm 0.0017$ . V případě, že by bylo užito 1000 simulačních kroků, pak se očekávaný výsledek nachází v intervalu  $P_f = 0.01 \pm 0.0052$ . Opačným postupem lze určit potřebný počet kroků, přičemž parametry úlohy jsou shodné:

$$N_n = P_t(1 - P_t) \left[ \frac{t}{\varepsilon} \right]^2. \quad /5/$$

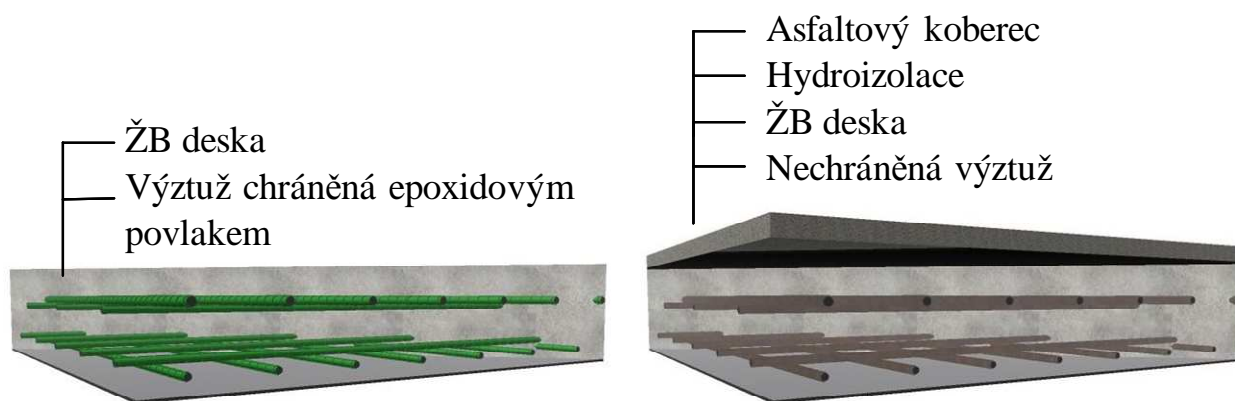
# 3 MODELOVÁNÍ TRVANLIVOSTI ŽELEZOBETONOVÉ MOSTOVKY

Tato část popisuje princip a možnosti posudku trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na působení chloridů. V úvodu je popsán teoretický model na bázi difuze a jsou diskutovány způsoby analýzy životnosti železobetonových mostovek. Navazuje krátká stať popisující možnosti ochrany ocelové výztuže proti vnikání korozi vyvolávajících chloridů. Následně je rozebrán posudek trvanlivosti s ohledem na aplikaci pravděpodobnostního postupu modelování.

## 3.1 Železobetonové mostovky

Trvanlivost železobetonových (ŽB) mostovek může být ovlivněna mnoha faktory, a to zásadami, kyselinami, opakovaným změnami vlhkosti, změnami teploty, karbonatací, působením chloridů, UV zářením, sulfidy, únavou, trhlinami a dalšími vlivy. Působení posypových solí, které pronikají skrz krycí vrstvu betonu k ocelové výztuži, vyvolává korozi výztuže a je jedním z nejvýznamnějších faktorů snižujících životnost mostovek jak ve střední Evropě, tak na severovýchodě USA. Chloridy vyvolaná koroze může způsobit pokles užitnosti konstrukce nejen s ohledem na použitelnost, ale i na únosnost, a ve svém důsledku může vézt ke zvýšeným nákladům životního cyklu mostu.

Zkušenost ukazuje, že nechráněná výztuž z měkké oceli vyžaduje kromě krytí betonem další ochranu. Odpovědí bylo oddělení výztuže od agresivního prostředí.



Obr. 3: Schéma ŽB mostovky s epoxidovou ochranou výztuže typické pro severovýchod USA (vlevo) a hydroizolací typickou pro střední Evropu (vpravo).

Severní Amerika přijala v sedmdesátých a osmdesátých letech v širokém měřítku přímopojížděné mostovky a epoxidové ochranné povlaky ocelové výztuže. Ve střední Evropě bývá ocelová výztuž oddělena od chloridů za pomoci hydroizolací pod asfaltovým kobercem, i když i u nás se již

experimentuje s přímopojížděnou mostovkou (Simon et al., 2012). Oba systémy vyobrazené na obr. 3 umožňují oddálit počátek koroze, ale i přesto trpí v širokém měřítku předčasnou korozí výztuže. Dalším krokem ke kvalitnější ochraně ocelové výztuže je využití vysokohodnotných betonů (HPC), umožňujících snížit propustnost agresivních látek betonem, a také náhrada ocelové výztuže skelnými, či uhlíkovými vlákny. Nutno podotknout, že i když je ocelová výztuž chráněna krytím, epoxidovým povlakem, či hydroizolací, dochází i tak ke kontaktu mezi chloridy a ocelí. Kontakt je umožněn ať již dlouhodobým pronikáním chloridů krytím, tak poruchami v ochranných prostředcích.

Je vhodné si připomenout, že již princip návrhu konstrukcí ze železobetonu připouští vznik trhlin o omezené šířce. Trhliny vznikají nejen v tažené oblasti, kde síly přebírá výztuž, ale i v tlačené oblasti, a to vlivem smršťovacích procesů apod. Krytí je vlivem trhlin narušeno a chloridy mohou k výztuži přímopojížděné mostovky snáze proniknout. U řešení častěji užívaného u nás, tedy u ŽB mostovky chráněné hydroizolací se však ukazuje, že i izolace časem degraduje a chemické prostředky mnohdy stékají po konstrukci mostu vlivem nevhodně provedeného odvodnění, či dilatačních detailů. Stékající odmrazovací prostředky pák obtékají hydroizolaci a napadají mostovku po okrajích.

### 3.2 Modely trvanlivosti železobetonové mostovky

Jednou z pomůcek pro pokročilejší návrh a přípravu konstrukčních řešení stavebních konstrukcí mohou být modely odhadující průběh degračních procesů. Vhodně připravený model může stavebním inženýrům napovědět jak upravit parametry konstrukčních řešení, tak aby bylo trvanlivější. Může napomoci výběru mezi přímopojížděnou mostovkou, či řešením s hydroizolací.



Obr. 4: Ilustrační foto z výstavby mostu s přímopojížděnou železobetonovou mostovkou s epoxidovou ochranou výztuže, I99 poblíž State College v Pennsylvanii, USA.

Ze zkušeností je patrné, že oba konstrukční systémy mají své slabiny a typicky vyžadují po cca 25 letech rekonstrukci. K porovnání chování obou alternativ může napomoci i numerický model, obsahující odpovídající vstupní data a také vhodné fyzikální ověření.

Prvotní model popisující přímopojížděnou mostovku umožňující zahrnout zjednodušený vliv trhliny na iniciaci koroze je dlouhodobě dostupný (Konečný *et al.*, 2007), a to včetně zhodnocení vlivu epoxidového povlaku. Model zohledňující vliv hydroizolace a její poruchy na trvanlivost popisovaný v této práci je předmětem řešení habilitační práce.

K modelování trvanlivosti mostovek jsou potřebné informace o materiálových charakteristikách, zejména difuzním součiniteli vůči pronikání chloridů, hloubce krytí, frekvenci a hloubce trhlin, údajů o poškození hydroizolace, či epoxidového povlaku. Popis betonu, hloubka výztuže, korozní práh či vzdálenosti trhlin jsou poměrně dostupné informace. Hloubky trhlin a vliv její šířky na pronikání chloridů jsou veličiny již dostupné obtížněji, zatímco frekvence a charakteristika defektů v hydroizolaci pod asfaltovou vrstvou je veličina téměř nedostupná.

Vývoj modelu pro analýzu trvanlivosti železobetonové mostovky chráněné hydroizolací a její porovnání s přímopojížděnou alternativou, včetně zhodnocení vlivu trhlin v betonu, je i přes nedostatek všech vstupních parametrů velmi žádoucí, neboť chybějící data lze výzkumem při rekonstrukcích stávajících konstrukcí do budoucna získat.



Obr. 5: Ilustrační foto mostu s železobetonovou mostovkou chráněnou asfaltovou vrstvou a hydroizolací, Mosty u Jablunkova, ČR.

### 3.3 Degradace vyvolaná působením chloridů

K modelování trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na působení chloridů je možné použít numerický model popisující riziko vzniku koroze výztuže, a tedy riziko vzniku degradačního procesu.

### 3.3.1 Životnost

Je-li koroze vyvolaná pronikáním chloridů k ocelové výztuži uvažována jako dominantní parametr ovlivňující její trvanlivost, pak lze životnost zapsat dle (Tutti, 1982) jako:

$$t_{\text{service}} = t_{\text{initiation}} + t_{\text{propagation}}, \quad /6/$$

kde čas do vzniku koroze je  $t_{\text{initiation}}$  a  $t_{\text{propagation}}$  odpovídá času do dosažení neúnosného stupně koroze železobetonové výztuže. Období iniciace koroze je ovlivněno zejména difuzními charakteristikami, krytím betonu, povrchovou koncentrací chloridů, teplotou, úrovní nasycení solí v úrovni výztuže a koncentrací solí dostatečné k zahájení koroze. Tato mezní koncentrace může být nazvána chloridovým prahem (chloride threshold). Jakým způsobem a za jak dlouho se chloridy dostávají na úroveň výztuže, tak aby iniciovaly korozi, popisuje následující část.

Propagační fáze koroze, která úzce souvisí s razantním poklesem spolehlivosti v důsledku postupné metamorfózy ocelové výztuže na korozní produkty, s tím související pokles průřezové plochy a porušení krytí je mimo rámec této práce. Základní informace lze získat např. v publikaci (Šmerda et al., 1999). Popisu mechanismu vzniku korozních trhlin a limitu jejich rozvoje se věnují např. (Liu&Weyers, 1998). Pilotní aplikaci analýzy trvanlivost včetně propagační fáze testoval i autor textu. Viz (Konečný et al., 2011). Pokročilým numerickým přístupem s aplikací náhodných polí a nelineární metody konečných prvků pro modelování korozi vyvolané trhliny se zabývá práce (Vořechovská&Vořechovský, 2013).

### 3.3.2 Pronikání chloridů vzhledem ke konstrukčnímu řešení

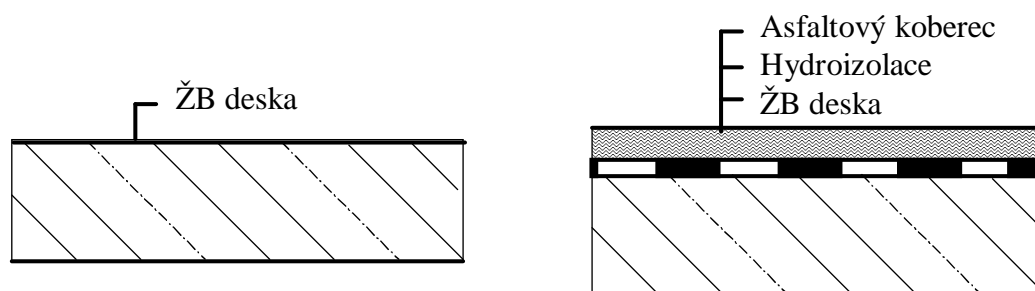
Přímopojížděné mostovky např. v USA nemají běžně oddělenou vozovku od nosné ŽB konstrukce hydroizolací. Posypové soli mohou volně pronikat betonem k výztuži na rozdíl od situace např. v ČR, kde hydroizolace teoreticky brání pronikání chloridů k výztuži (viz obr. 6). USA proto zavedlo na konci sedmdesátých let minulého století ochranu ocelových výztuží před působením chloridů epoxidovým povlakem.

V našich podmínkách může být ocelová výztuž vystavena působení chloridových iontů v případě poruchy funkce hydroizolačního povlaku a následné difuze chloridů ŽB deskou.

Ocelová výztuž může být před chloridy vyvolávajícími korozi chráněna povrchovou úpravou výztuže nebo oddělením betonu od přísunu chloridů hydroizolační membránou. I přes tato konstrukční opatření je výztuž obvykle vystavena působení chloridů. Typicky je i výztuž opatřena epoxidovým povlakem nebo galvanizací vystavena korozi, a to zejména z důvodu obnažení výztuže v důsledku poškození epoxidového povlaku, nebo korozi, která započne při vyšší koncentraci solí.

Chloridy mohou rovněž pronikat porušeným/degradovaným místem hydroizolace. Dalším faktorem je přítomnost trhlin v betonu, které rovněž snižují schopnost betonu chránit výztuž. Je tedy nutné zvážit koncentraci chloridových solí na úrovni výztuže v blízkosti trhliny v betonu, pod poruchou hydroizolace, či obnažených míst výztuže (holidays). U epoxidového povlaku je otázka, do jaké míry je tato bariera neprostupnou vůči chloridům i v případě, že není mechanicky porušena.

Model popsany v textu se zaměřuje na období iniciace koroze  $t_{initiation}$ . Koroze započne, jakmile dosáhne koncentrace solí v okolí výztuže úrovně dostatečné k depasivaci ochranné vrstvy výztuže.



Obr. 6: Schematický průřez přímopojížděnou mostovkou (vlevo) a mostovkou oddělenou hydroizolací a asfaltovou vrstvou (vpravo).

### 3.3.3 Model transportu chloridů

Koroze ocelové výztuže je primárně řízena difuzí chloridů. Vliv hydraulického tlaku a kapilární sorpce není v popisovaném modelu zohledněn, neboť jej lze ve většině případů na mostkách zanedbat. Difuze je tedy nejběžnější způsob, který přináší chloridové ionty do kontaktu s výztuží železobetonové mostovky. K difuzi dochází v důsledku koncentračního gradientu. Jinými slovy, pokud nejsou chloridové ionty v tekutině rovnoměrně rozloženy, pak se ionty přesunují z místa vyšší koncentrace do míst s koncentrací nižší. Proces postupuje tak dlouho, než se koncentrace vyrovnají.

Postup pronikání chloridů betonem jako funkce hloubky a času lze pak modelovat za pomoci 2. Fickova zákona difuze (viz např. Šmerda et al., 1999 či Hooton et al., 2001), jak je běžně akceptováno.

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial z^2}, \quad /7/$$

kde jsou:

$C$	koncentrace iontů [%],
$z$	hloubka [m] (od povrchu vystaveného chloridům),
$t$	čas [s],
$D$	koeficient difuze [m <sup>2</sup> /s].

Diferenciální rovnice /7/ může být vyřešena při aplikaci následujících okrajových podmínek:

$C_{(z=0, t>0)} = C_0$	konstantní koncentrace chloridů na povrchu $C_0$ ,
$C_{(z>0, t=0)} = 0$	počáteční koncentrace v betonu je 0,
$C_{(z=\infty, t>0)} = 0$	nulová koncentrace je v nekonečnu.

Toto řešení se nazývá Cranckovým, a na problematiku difuze v betonu bylo aplikováno v práci (Collepari, 1972). Viz /8/:

$$C_{z,t} = C_0 \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{z}{\sqrt{4D_c t}} \right) \right], \quad /8/$$

kde jsou:

$C_{z,t}$	koncentrace chloridových iontů [%] (vyjádřeno jako procento všech materiálů s cementačními vlastnostmi) a v čase $t$ (roky) hloubce $z$ [m],
$C_0$	koncentrace chloridových iontů (vyjádřeno jako procento všech materiálů s cementačními vlastnostmi) při povrchu betonu [%],
$D_c$	efektivní difuzní koeficient [m <sup>2</sup> /s],
$t$	čas expozice [s]

K numerickému řešení zvolené diferenciální rovnice /7/ může posloužit polynomiální rozvoj:

$$C_{z,t} = C_0 \left\{ 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{14} \frac{(-1)^n \left( \frac{z}{\sqrt{4D_c t}} \right)^{2n+1}}{n!(2n+1)} \right\}. \quad /9/$$

Vztah /8/ a jeho řešení /9/ jsou široce užívanými pomůckami pro modelování pronikání chloridů, a to i přesto, že neumožňuje popisovat časově závislé změny materiálových vlastností či komplikovanější okrajové podmínky. K modelování komplikovanějších okrajových podmínek je vhodné využít modelu na bázi numerického přístupu např. metody konečných prvků.

Vzhledem k dlouhodobému zrání betonu je difuzní součinitel časově závislý parametr. Jeho vývoj v čase je možno určit pomocí referenční hodnoty a koeficientu zrání (Tang&Nillson, 1992), Boddy et al., 1999):



$$D_c(t) = D_{c,\text{ref}} \cdot \left( \frac{t_{\text{ref}}}{t} \right)^m, \quad /10/$$

Ve vztahu /10/ jsou:

- $D_c(t)$     efektivní difuzní koeficient pro zvolené stáří [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $D_{c,\text{ref}}$     difuzní koeficient získaný v referenčním stáří konstrukce [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $t$             doba zrání [roky] ,
- $t_{\text{ref}}$         referenční doba měření [roky],
- $m$             koeficient zrání [-].

Pro 1D analýzu chloridového profilu během života konstrukce je dostupný vztah odvozený v návaznosti na Cranckovo řešení (viz Mangat&Molloy, 1994):

$$C_{z,t} = C_0 \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{z}{\sqrt{4 \frac{D_{c,i}}{1-m} t^{(1-m)}}}} \right) \right], \quad /11/$$

kde jsou:

- $C_{z,t}$         koncentrace chloridových iontů [%] (vyjádřeno jako procento všech materiálů s cementačními vlastnostmi) a v čase  $t$  (roky) hloubce  $z$  [m],
- $C_0$             koncentrace chloridových iontů (vyjádřeno jako procento všech materiálů s cementačními vlastnostmi) při povrchu betonu [%],
- $D_{c,i}$         teoretický difuzní koeficient pro stáří betonu 1 s [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $t$             čas expozice [s],
- $m$             koeficient zrání betonu [-].

Koeficient zrání  $m$  lze např. dle (Bentz et al., 2001) určit v návaznosti na množství popílku a strusky:

$$m = 0.2 + 0.4(\%FA/50 + \%SG/70), \quad /12/$$

kde jsou:

- $\%FA$         hmotnostní podíl popílku v cementové směsi [%],
- $\%SG$         hmotnostní podíl strusky v cementové směsi [%].

Vztah /12/ je platný do náhrady cementu 50% u popílku a 70% u strusky.

### 3.4 Posudek spolehlivosti

Ať je k určení koncentrace chloridů na úrovni výztuže, či v místě poškození epoxidového povlaku

použit analytický či numerický model, výstupem analýzy je koncentrace chloridů  $C_{x,t}$ . Porovnáním chloridového prahu  $C_{th}$  s aktuální koncentrací ve zvoleném čase lze vypočítat, zdali koroze započala, či nikoliv. Viz rovněž funce spolehlivosti pro obecný posudek spolehlivosti uvedená vztahem /1/.

Trvanlivost mostovky, popsateľná funkcí spolehlivosti  $RF_t$ , je vyjádřena jako časově závislé překročení korozního prahu  $C_{th}$  koncentrací chloridů  $C_{xy,t}$ , které je místně závislé na parametrech poškození povlaku výztuže. Funkce spolehlivosti charakterizující výše popsaný mezní stav je vyjádřena jako:

$$RF_t = C_{th} - C_{xy,t} \quad /13/$$

Trvanlivost může být vztažena k iniciaci koroze, čemuž odpovídá vztah /13/ nebo k úbytku plochy výztuže, či k vzniku trhlin v důsledku chloridy vyvolané koroze. Dobu do počátku koroze  $t_i$  je možno určit z rovnosti koncentrace chloridů a chloridového prahu nebo z funkce spolehlivosti  $RF_t$ , když platí, že:

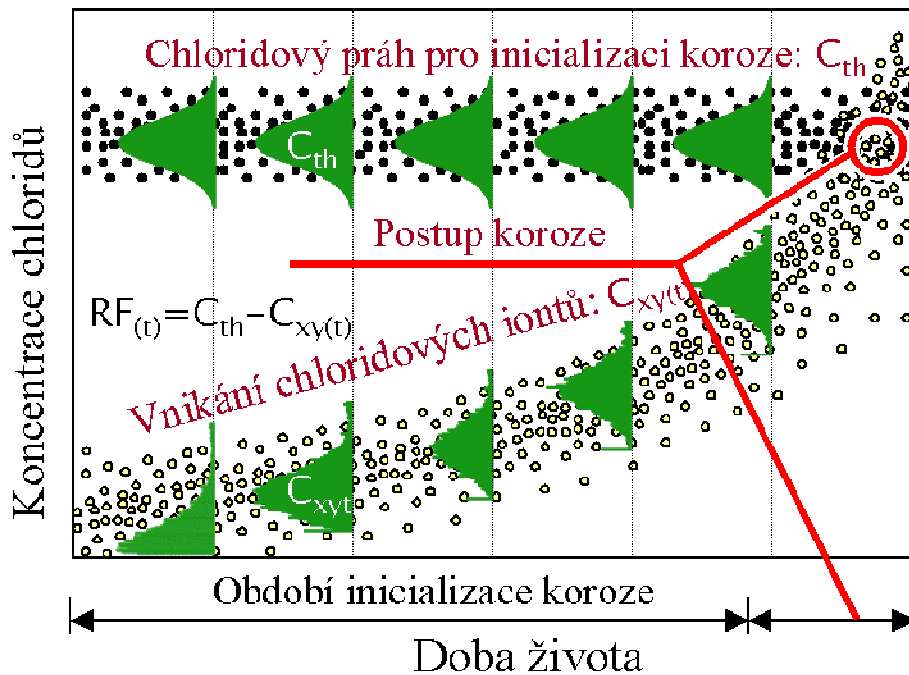
$$RF_t = 0 \Rightarrow t_i \quad /14/$$

Hodnota  $C_{th}$  závisí zejména na druhu a přípravě výztužných vložek a na složkách betonu. Typické hodnoty jsou 0.2 % hmotnosti chloridů v poměru k hmotnosti cementu dle ACI (American Concrete Institute).

### 3.4.1 Pravděpodobnostní idea

Vzhledem k tomu, že do analýzy trvanlivosti vstupují parametry s výrazným rozptylem hodnot je vhodné k postižení chování železobetonové mostovky užít pravděpodobnostní přístup (Stewart&Rosowsky, 1998, Vu et al., 2000, Tikalsky, 2003, Tikalsky et al., 2005, Konečný et al., 2007, Vořechovská et al., 2010, Teplý et al., 2012).

Pravděpodobnostní posudek trvanlivosti rozšiřuje 2D představu z obr. 2 o rozměr času, tak aby bylo možno si představit časově závislou analýzu iniciace koroze. Iniciace koroze představuje průsečík náhodně proměnných realizací časově závislých funkcí koncentrace chloridů  $C_{xy,t}$  a prahu koncentrace chloridů pro iniciaci koroze  $C_{th}$ . Jakmile pravděpodobnost iniciace koroze v kritických lokalitách výztuže překročí uživatelem definovanou hodnotu (v závislosti na důležitosti konstrukce) je předpokládáno, že koroze započala. Konstrukce je následně považována za nespolehlivou s ohledem na probíhající propagační fázi koroze. obr. 7 nastiňuje popsanou koncepci trvanlivosti.



Obr. 7: Idea pravděpodobnostní analýzy trvanlivosti, Koncentrace chloridových iontů a práh iniciace koroze.

Stochastickou povahu difuzního pronikání chloridů lze popsat např. s využitím metody Simulation-based Reliability Assessment (SBRA, Marek et al., 1995, 2003), která byla v (Tikalsky, 2003 a Tikalsky et al., 2005) užita pro popis pravděpodobnostního chování 1D difuze chloridů. Předmětem analýzy byla přímopojížděná ideální mostovka bez trhlin z běžného železobetonu. Pro modelování 2D problému přímopojížděné mostovky s uážením vlivu trhliny a možné ochrany epoxidovým povlakem byla metoda SBRA užita v (Konečný et al., 2007).

Funkce spolehlivosti  $RF_t$  je vypočtena ve zvolených časových intervalech (pro různé stáří konstrukce). Pravděpodobnost poruchy  $P_{f,t}$  je získána analýzou  $RF_t$ . Získaná hodnota není skutečnou pravděpodobností poruchy, nýbrž pouze pravděpodobností překročení zvoleného mezního stavu, a lze jí vyjádřit v návaznosti na /3/ následovně:

$$P_{f,t} = P(RF_t < 0) = P(C_{th} - C_{xy,t} < 0). \quad /4/$$

Konstrukce splňuje zvolená kritéria spolehlivosti, pokud je splněno následující kritérium

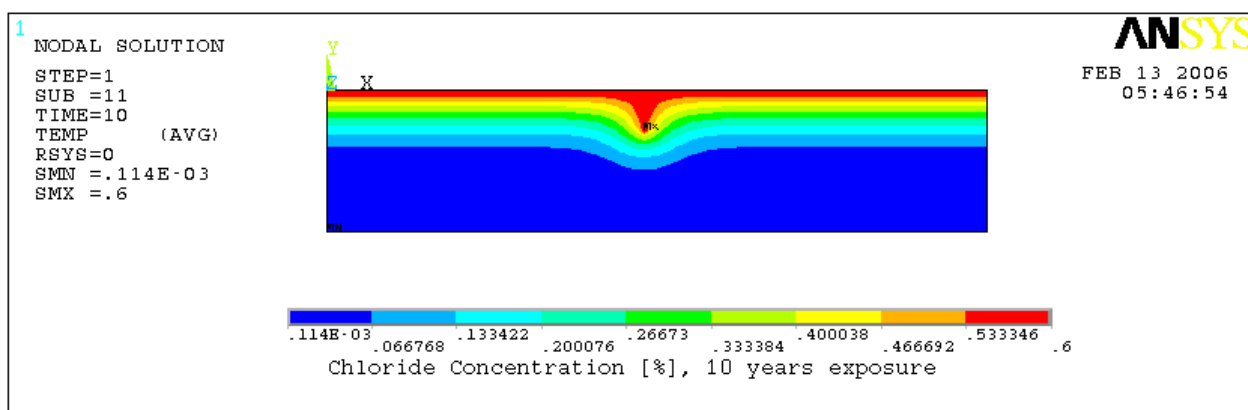
$$P_{f,t} < P_d. \quad /5/$$

kde je  $P_d$  návrhová pravděpodobnost poruchy. Ta může nabývat dle (Marek et al., 2003) různých hodnot, a to jak vzhledem k aplikovanému meznímu stavu, tak vzhledem k důležitosti posuzované konstrukce. Například návrhová pravděpodobnost  $P_d$  pro mezní stavy únosnosti (bezpečnosti) je typicky  $P_d = 7 \times 10^{-5}$  respektive  $P_d = 7 \times 10^{-2}$  pro mezní stav použitelnosti.

Otázka návrhových pravděpodobností je diskutabilní a věnuje se jí např. (Teplý et al., 2002, 2005). Je dobré mít na paměti, že přes veškeré možnosti moderních statistických modelů a laboratorních zkoušek není možné odhadnout pravděpodobnost vzniku koroze jako takové. Vypočtená hodnota může sloužit jako veličina pro porovnání více zvolených alternativ při využití modelu se shodnými zjednodušeními a modely vstupních náhodných veličin.

### 3.4.2 Vliv trhliny v želobetonové mostovce

Je-li v betonu trhlina, pak tato trhlina umožňuje zjednodušený vstup agresivních látek k výztuži. K popisu prostupu těchto látek již není vyhovující 1D model /8/. Vliv trhliny je možno popsat s využitím modelu dvourozměrného. Zjednodušené modelování vlivu trhliny umístěním koncentrace chloridů do místa odpovídajícího uvažované trhlince v betonu bylo naznačeno v pravděpodobnostní 2D analýze trvanlivosti ŽB mostovky (Konečný et al., 2007 a Konečný, 2007a). Ukázka deterministického řešení tohoto numerického modelu připraveného v prostředí ANSYS (2005) je uvedena na obr. 8.



Obr. 8: Koncentrace chloridových iontů v betonové desce s trhlinou,  $t = 10$  let.

Obdobný způsob aplikace okrajové podmínky koncentrace chloridů přímo v trhlince užívá např. (Marsavina et al., 2009, Bentz et al., 2013) naproti tomu modeluje vliv trhliny formou změny materiálových parametrů v prvcích oblasti trhliny.

Vliv šířky trhliny na pronikání chloridů betonem je diskutován v ACI 222 (2001). Tato norma identifikuje vliv trhlín na rychlejší korodování ocelové výztuže pod trhlinou s tím, že se odkazuje na rozpory v otázce vlivu šířky trhliny na vnikání chloridů. Co se týče limitu šířky trhliny cituje norma práci (Atimay&Ferguson, 1974), která uvádí limitní šířku trhliny 0.3 mm (300  $\mu$ m). Trhlina menší než 0.3 mm nemá dle této práce vliv na propagaci koroze. Ostatní citované práce v normě ACI 222 (2001) nepotvrzují vztah mezi šířkou trhliny a korozí ocelové výztuže v betonu.

Mezi další práce podporující ideu vztahu mezi šířkou trhliny a její schopností betonu propouštět chloridy patří (Djerbi et al., 2008, Bentz et al., 2013). V úvodu práce (Djerbi et al., 2008) je s odkazem na (Francois et al., 2005) uváděno, že koncentrace chloridů v trhlině širší než 205  $\mu\text{m}$  je rovna koncentraci chloridů na povrchu. Analýzu vlivu šířky trhliny na pronikání chloridů s využitím modifikovaného zrychleného testu pronikání chloridů (AASHTO T277, ASTM C1202) provádí (Djerbi et al., 2008). Tyto testy odvozují schopnost betonu odolávat pronikání chloridů. Na základě prošlého elektrického náboje lze rovněž určit difuzní součinitel popisující schopnost bránit pronikání chloridů betonem (Andrade, 1993), jak bude ukázáno v části 5.2. Mezi závěry práce (Djerbi et al., 2008) je vyzdvihnuto, že rozdíl mezi difuzním součinitelem dopočteným na základě prošlého elektrického náboje neporušeným vzorkem a vzorkem s šířkou trhliny pod 30  $\mu\text{m}$  nebyl pozorován. Difuzní součinitel v trhlině se rovnal difuznímu součiniteli neporušeného vzorku  $D_{c,0}$ . Při šířce trhliny mezi 80 -250  $\mu\text{m}$  byl difuzní součinitel dopočtený v trhlině  $D_{c,cr}$  roven přibližně difuznímu součiniteli media v trhlině, a tedy  $D_{c,cr,max} = 14 \times 10^{-10}$  [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]. V oblasti mezi 30 – 80  $\mu\text{m}$  lineárně závisel difuzní součinitel v trhlině  $D_{c,cr}$  na difuzním součiniteli neporušeného vzorku  $D_{c,0}$ . Dále pak závisel na šířce trhliny a součiniteli media v trhlině, a tedy  $D_{c,cr,max}$ . Výpočet difuzního součinitele v trhlině by se dal dle (Djerbi et al., 2008) zapsat jako:

$$D_{c,cr} = (D_{c,cr,max} - D_{c,0})/50 \times (C_{rckw} - 30) + D_{c,0}, \quad /15/$$

kde jsou:

- $D_{c,0}$  difuzní součinitel neporušeného vzorku [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $D_{c,cr,max}$  součinitel media v trhlině,  $D_{c,cr,max} = 14 \times 10^{-10}$  [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $D_{c,cr}$  difuzní součinitel v trhlině [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $C_{rckw}$  šířka trhliny v rozsahu  $30 < C_{rckw} < 80$  [ $\mu\text{m}$ ].

(Bentz et al., 2013) dále uvádí porovnání numerického modelu zohledňujícího vliv trhliny formou změny difuzního součinitele v oblasti trhliny a v okolí poškozeném vlivem tvorby trhliny (v procesní zóně). Hodnoty použité pro modelování trhliny jsou v práci (Bentz et al., 2013) vztaženy k cementovému tmelu, a ne k betonu jako celku. Difuzní součinitel cementového tmelu v oblasti trhliny byl zvolen vzhledem k porovnání modelu s provedeným experimentem. Autoři rozlišují dvě hodnoty difuzního součinitele, a to pro trhlinu menší než 100  $\mu\text{m}$  a trhlinu větší než 100  $\mu\text{m}$ , což je v souladu s hranicí 80  $\mu\text{m}$  uvedenou v (Djerbi et al., 2008).

Výše zmiňované úvahy o vlivu trhliny se opírají o experimentální výsledky popisující schopnost agresivních látek pronikat oblastí narušenou rozvojem trhliny. Dalším z možných směrů je využití poznatků lomové mechaniky k modelování vztahu mezi trhlinou, rozrušením procesní zóny a difuzním součinitelem. Jedním z pokusů modelujících resistivitu betonu v návaznosti na vývoj

trhliny za pomoci „lattice“ modelu představuje práce (Pacheco et al., 2011). Vztah mezi resistivitou betonu a rozvojem trhliny při sekvenčním lomovém testu sleduje (Veselý et al., 2014), a to s dlouhodobým cílem korelovat rozvoj lomové oblasti a difuzní parametr v oblasti procesní zóny.

Poměrně rozsáhle je v literatuře věnována pozornost vlivu šířky trhliny, zatímco u otázky frekvence či hloubky trhliny je dostupnost podkladů limitována. Databázi vzdáleností trhlin na nových přímopojížděných mostovkách z vysokohodnotného betonu obsahuje výzkum (Tikalsky et al., 2007). Součástí výzkumu byla příprava vysokohodnotných směsí a vzorový návrh řešení desítky reálných mostů novostavby úseku dálnice I99 v Centre County státu Pennsylvanie v USA (viz obr. 9). Podrobné informace o lokalizacích trhlin na předmětných mostech uvádí práce (Chejarla, 2008). Informace o hloubce trhlin tento výzkum bohužel neuvádí.



Obr. 9: Schéma úseku dálnice I99 poblíž State College v Pennsylvanii, USA, kde probíhá dlouhodobý výzkum v oblasti přímopojížděných železobetonových mostovek z vysokohodnotného betonu. Výztuž byla opatřena epoxidovým povlakem. (Tikalsky et al., 2007).

O vzdálenosti trhlin hovoří ve své zprávě z analýzy trhlin na mostovkách v New Jersey (Saadeghvaziri&Hadidi, 2002). Autoři uvádí, že typická trhlina na mostovkách je příčná, a to nad příčnou výztuží. Vzdálenosti trhlin se pohybovaly od 1 – 3 m. Pozorované trhliny procházely obvykle celou hloubkou mostovky, což je cenná informace vzhledem k tomu, že hloubka trhlin je pro modelování vlivu trhliny velmi podstatná. Při numerickém modelu mostovky s trhlinou (Konečný, et al.2007a) byl vzhledem k omezeným datům o hloubkách trhlin použit odhad.

## 4 CÍL PRÁCE

Cílem předložené práce je představení numerického modelu trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů vzhledem k iniciaci koroze ocelové výztuže. Dílčí cíle práce souvisí s popisem vstupních parametrů, a to zejména difuzního součinitele betonu vůči pronikání chloridů. Dále jsou na deterministických a pravděpodobnostních příkladech zvolených variant řešení železobetonové mostovky představeny možnosti připravovaného modelu.

Cíle práce jsou následující:

- Doplnění 2D modelu železobetonové mostovky (*Konečný, 2007, Konečný et al., 2007, Lehner, 2013, Lehner et al., 2014*):
  - speciálním popisem vlivu trhliny v přímopojížděné mostovce formou aplikace propustnosti betonu vůči pronikání agresivních činitelů trhlinou,
  - zahrnutím efektu ochrany železobetonu hydroizolací pod asfaltovou vrstvou.
- Příprava parametrů pro deterministickou a pravděpodobnostní analýzu trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na působení chloridů. Jmenovitě jsou dílčí cíle tyto:
  - ověření výpočtu difuzního součinitele betonu vůči pronikání chloridů s využitím měření elektrické resistivity betonu,
  - výpočet difuzního součinitele zvoleného vysokohodnotného betonu za pomoci analýzy chloridového profilu a elektrické resistivity, a to včetně výpočtu koeficientu zrání betonu,
  - porovnání vysokohodnotného a referenčního betonu,
  - příprava popisu pravděpodobnostního rozdělení difuzního součinitele s ohledem na efekt zrání betonu.
- Indikativní zhodnocení trvanlivosti přímopojížděné mostovky a mostovky chráněné asfaltovou vrstvou.

## 5 ODPOR BETONU VŮČI PRONIKÁNÍ CHLORIDŮ

Kapitola popisuje principy a postupy související s popisem schopností betonu odolávat pronikání chloridů. Jsou zmíněny způsoby analýzy difuzního součinitele a následně je popsán postup laboratorního ověření. Následuje popis analýzy a výpočet difuzního součinitele pro vzorky vysokohodnotné směsi projektu (Simon et al., 2012) zpracovaný v rámci doplňkové činnosti (Konečný et al., 2014). V závěru je popsána příprava distribuční funkce difuzního součinitele aplikovatelného v pravděpodobnostním posudku trvanlivosti.

### 5.1 Úvod

Schopnost betonů odolávat pronikání agresivních látek včetně chloridů lze popsat rozličnými způsoby. Jedna z možností je použití difuzního součinitele chloridů  $D_c$ . Difuzní součinitel je parametr popisující penetraci chloridů s ohledem na 2. Fickovův zákon difuze /7/ (Collepari et al., 1972, Šmerda et al., 1999, Hooton et al., 2001 a Tikalsky, 2003).

Difuzní součinitel je možno získat několika postupy. Jednou z možností jsou dlouhodobé a poměrně zdlouhavé testy penetrace chloridů betonovým vzorkem (AASHTO T277, NT BUILD 443). Tento test trvá řadu týdnů. Další možnosti popisu odporu betonu vůči pronikání chloridů jsou založeny na využití elektrochemických charakteristik betonu, a tedy vztahem mezi průchodem elektrického proudu a odporem proti vnikání chloridů (Rapid Chloride Penetration Test – RCPT). Jedním z nich je zrychlený test vůči pronikání chloridů (viz Tang&Nillson, 1992, AASHTO T277, ASTM C1202). Ve zrychleném testu, kdy samotný experiment trvá obvykle 6 hodin, je postup chloridů podpořen za pomoci elektrického proudu. Výsledkem testu je množství elektrického náboje, který za zvolený čas betonovým vzorkem projde. Při tomto relativně krátkém testu rovněž dochází k ohřevu vzorku, a to zvláště v případě vysokohodnotných betonů s větším odporem vůči průchodu elektrického proudu. Ohřev vzorku vede ke zvýšenému průchodu iontů a dochází tedy ke zkreslení experimentu (Betancourt&Hooton, 2004). Řádově rychlejším experimentem, který prokazuje dobrou shodu s výsledky RCPT, je měření elektrické resistivity betonu. Doba samotného měření je v řádu desítek sekund. (Morris et al., 1996) uvedl postup výpočtu pro měření na betonových deskách a válcových vzorcích. Pro podrobnější výčet možností hodnocení betonu vůči pronikání chloridů lze nahlédnout např. do (Hooton et al., 2001).

Nutno podotknout, že výše uvedené charakteristiky popisují beton jako homogenní materiál, což neodpovídá realitě, a proto se např. difuzní součinitel nazývá zjevný či efektivní. Ionty postupují v porovnání s kamenivem mnohem rychleji v cementové pastě, či v kontaktní zóně mezi



kamenivem a cementovou pastou. Difuzní součinitel se rovněž mění v čase v souvislosti s postupujícím zráním betonu (viz Tang&Nillson, 1992, Andrade, 1993, Mangat&Molloy, 1994, Boddy et al., 1999, Andrade, 2010 a Ghosh et al., 2014). K jeho charakterizaci je tedy možno použít hodnoty ze zvoleného referenčního času nebo sledovat jeho změnu v čase za pomoci koeficientu zrání.

## 5.2 Difuzní součinitel

Zvolíme-li difuzní součinitel jako parametr, který charakterizuje parametr odolnosti betonu vůči pronikání chloridů, a tedy schopnost betonu odolávat působení chloridů, pak je otázkou jak difuzní součinitel  $D_c$  získat.

Jako podklad pro výběr vhodné metody pro zjišťování difuzního součinitele lze použít souhrny (Hooton et. al., 2001, Tang et. al. , 2005) a dále práce (Kurgan, 2003 a Ghosh, 2011). Tradiční možností je analýza chloridového profilu při dlouhodobém působení vodného roztoku NaCl na povrch vzorku (AASHTO T259-02 či modifikace NT BUILD 443). Inovované možnosti souvisí s aplikací testů zrychlené penetrace chloridů (AASHTO T277, ASTM C1202) a elektrické resistivity betonu (AASHTO TP-95, Ghosh, 2011, Ghosh et al., 2011).

Vzhledem k rozptylu hodnot naměřeného difuzního součinitele anebo odpovídajících hodnot resistivity apod. (Sohanghpurwala&Scannel, 1994, Ghosh et al., 2014) je vhodné využít k popisu této veličiny deskriptivní statistiku a pro navazující odhad trvanlivosti železobetonových konstrukcí pravděpodobnostních přístupů Kešner, et al. 1996, Stewart&Rosowsky, 1998, Šmerda, et al., 1999, Vu&Stewart, 2000, Tikalsky et al., 2005, *Konečný et al., 2007*).

### 5.2.1 Rozptyl náhodné veličiny

Rozptyl difuzního součinitele nebo elektrické resistivity se pro potřeby pravděpodobnostního numerického modelování popisuje vhodným pravděpodobnostním rozdělením. Toto rozdělení můžeme získat z měření na dostatečně velké populaci vzorků. Pro účely kvalitního určení statistických parametrů je vhodný dostatečný počet dat. Pro odhad průměru stačí tři měření. Pro výpočet směrodatné odchylky popisující očekávaný rozptyl při předpokladu normálního rozdělení pravděpodobnosti výskytu zvolené veličiny je ideální cca 20-30 vzorků. Stejný počet vzorků je dostatečný i pro použití dalších dostupných rozdělení pravděpodobnosti. Pro ověření vhodnosti rozdělení se používá test dobré shody, který je implementován ve statistickém či spolehlivostním software jako Statgraphics, Matlab, FReET (Novák et al., 2002, 2014) a HistAn (Janas et al., 2008, 2010).

Má-li rozdělení komplikovanější tvar a dostupná parametrická rozdělení nevykazují dobrou shodu, je možno užít frekvenční histogram. Pro počet tříd histogramu jsou dostupná různá empirická kritéria v závislosti na počtu měřených dat. Obecně lze říct, že rozumné počty tříd se dosahují s počtem dat v řádu mnoha desítek. Jednou z možností pro výpočet počtu tříd histogramů je využití odmocněného pravidla (počet tříd histogramu odpovídá odmocnině z počtu vzorků) nebo Sturgesova pravidla (Sturges, 1926):

$$k = 1 + \log_2(N) \approx 1 + 3.3 \log(N), \quad /16/$$

kde jsou:

- $k$  počet tříd histogramu,
- $N$  počet zkoumaných vzorků.

Prakticky dostupný počet dat bývá obvykle nižší, než bychom si ze statistického hlediska představovali.

### 5.2.2 Dostupná data

Statistické parametry vysokohodnotných betonů vhodných pro tvorbu pravděpodobnostních modelů difuzního součinitele obsahuje výzkumná zpráva (Sohanghpurwala&Scannell, 1994) ze studie provedené v devadesátých letech na desítkách mostů na severovýchodě Spojených států. Data byla užita pro výpočet difuzního součinitele běžného betonu při aplikaci v pravděpodobnostních posudcích (Tikalsky, 2003, *Konečný et al.*, 2007). Difuzní součinitel byl dopočten na základě koncentrace chloridů na úrovni výztuže a odhadu koncentrace na povrchu mostovky dle informací o intenzitě solení komunikací ze zprávy (Sohanghpurwala&Scannell, 1994). Vzhledem k tomu, že databáze obsahuje i informace o resistivitě vzorků lze ověřit i výpočet difuzního součinitele na základě měření resistivity, a to postupem rozebraným v podkapitole 5.4. Dále je dostupný laboratorní výzkum 33 betonových směsí (Ghosh et al., 2014) popisující difuzní součinitel na základě měření povrchové a objemové resistivity a jejich vývojem v čase. Vzhledem k laboratornímu původu těchto dat lze předpokládat, že rozptyl měřených parametrů bude menší než u reálných konstrukcí. Přesto se lze o tato data opřít v případě nedostupnosti vhodnějšího souboru dat. Pomineme-li rozptyl, může být velmi užitečná průměrná hodnota difuzního součinitele a koeficient zrání. Zajímavým aspektem statistické analýzy dat (Ghosh et al., 2014) provedeným v (*Konečný&Lehner*, 2014) je zjištění, že rozptyl difuzního součinitele popsáný směrodatnou odchylkou se mění úměrně s časovou změnou průměrné hodnoty difuzního součinitele.

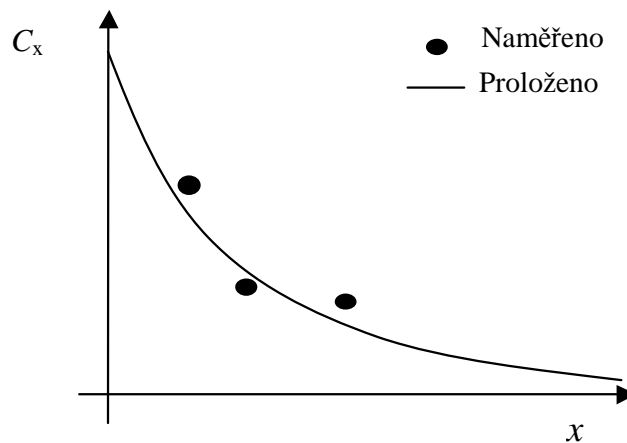
Analýzu difuzního součinitel vybraného druhu vysokohodnotného betonu připraveného pro

prototyp přímopojížděné mostovky v ČR (Simon et al., 2012) popisuje v návaznosti na (Konečný et al., 2014) v části 5.5 i tato práce.

### 5.3 Analýza chloridového profilu

Aby bylo možno difuzní součinitel získat, je potřeba vystavit betonový vzorek působení známé koncentrace chloridového roztoku po určitý čas a následně získat koncentraci chloridů v několika hloubkách. Vzhledem k tomu, že k dosažení ustáleného proudění je potřeba velmi dlouhé doby (roky až desítky let), lze difuzní koeficient získat pro neustálené proudění za pomoci 2. Fickova zákona /7/ (viz např. Hooton et al., 2001).

Naměřenými hodnotami koncentrací je možno proložit křivku pro odpovídající difuzní součinitel  $D_c$ . (viz schéma na obr. 10), a vypočítat efektivní difuzní součinitel.



Obr. 10: Schématická závislost koncentrace chloridů  $C_z$  na hloubce  $z$  v čase  $t$ .

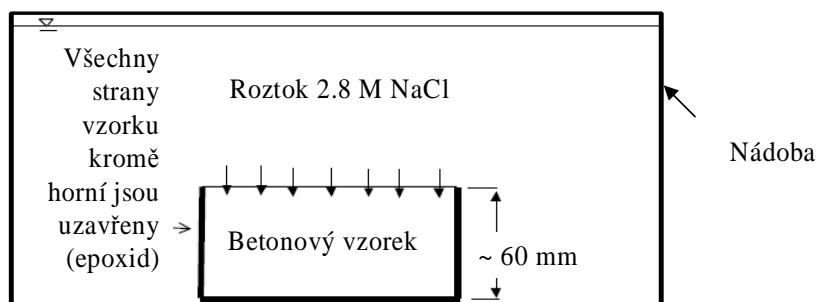
K analýze difuzního součinitele lze vybrat modifikovaný NordTest NT Build 443. Betonové vzorky jsou ponořeny do solného roztoku po vhodné dobu (minimálně 35 dnů). Tento test přirozené difuze dává díky velmi vysokému gradientu hodnoty difuzního koeficientu  $D_{nssd}$  (non-steady state diffusion coefficient) dostatek dat pro tvorbu křivky měřeného profilu chloridů. Ta je následně proložena metodou nejmenších čtverců pro rovnici /9/. Není-li dostupný vhodný nástroj pro broušení povrchu se sběrem betonového prachu dle NT Build 443, lze postup modifikovat odběrem chloridového profilu odvrtáváním dle AASHTO T259. Vzhledem k odběru vzorků odvrtáváním je však nutno prodloužit dobu expozice v solném roztoku tak, aby byly rozdíly mezi jednotlivými chloridovými vrstvami výraznější.

Výrazným rozdílem mezi AASHTO T259 a NT Build 443 je způsob ošetřování vzorků při zrání. U AASHTO T259 jsou vzorky ponechány k vyschnutí při kontrolované vlhkosti a teplotě, zatímco NT Build 443 uchovává vzorky nasycené po celou dobu zrání, odpadá tak ovlivnění penetrace

chloridů nasákavostí betonu v úvodu testu.

### 5.3.1 Příprava vzorků

- K testu jsou použity vzorky o dostatečném průměru cca. 100 mm a výšce cca. 60 mm.
- Nově vybetonované vzorky se nechají zrát 28 dnů v lázni z vápené vody (lime-water). Lázeň je vzduchotěsně uzavřena a vyplněna až po okraj, tak aby nedocházelo ke karbonataci vody.
- Testovaný povrch je uřezán tak, aby byl hladký a čistý.
- Epoxidovým povlakem jsou uzavřeny netestované povrchy.
- Vzorky se ukládají do roztoku 165 g NaCl na litr vody po dobu alespoň 90 dnů. Nádoba se vzorky je zaplněna roztokem až po okraj a vzduchotěsně uzavřena.
- Jednou za týden je solný roztok promíchán a jednou za 5 týdnů je roztok vyměněn.



Obr. 11: Schématické zobrazení působení solného roztoku na betonový vzorek.

- Odběr vzorků ať již broušením či odvrtáváním je nutno provést v dostatečné vzdálenosti od okraje vzorku.
- Betonový prášek se získává z několika vrstev, tak aby bylo pokryto rozdělení koncentrace chloridů po výšce. NT Build 443 uvádí alespoň 8.
- Dle NT Build 443 je nutno z každé vrstvy získat alespoň 5g betonového prášku.

### 5.3.2 Analýza vzorků

Množství chloridů je možno určit potenciometrickou titrací (viz např. ČSN EN 14629, NT Build 208, AASHTO T260).

- Obsah chloridů lze určit podle normy ČSN EN 14629 (Stanovení obsahu chloridů v zatvrdlém betonu), a to potenciometrickou titrací odměrným roztokem  $\text{AgNO}_3$ .

- Potenciometrická titrační křivka se vyhodnotí za pomoci 1. derivace, kdy je určen bod ekvivalence, který odpovídá spotřebě titračního činidla  $\text{AgNO}_3$ .
- Následně lze vypočítat obsah  $\text{Cl}^-$  ve vzorku jako procentuelní poměr hmotnosti chloridů a betonu.

### 5.3.3 Výpočet difuzního součinitele

Difuzní součinitel lze určit iteračně pomocí analogie k metodě nejmenších čtverců. Hledanými parametry jsou difuzní součinitel  $D_c$  a koncentrace chloridů na povrchu  $C_0$ . Regresní analýzou je minimalizována suma:

$$S_j = \sum_i^N \Delta C_{(i)}^2 = \sum_i^N \Delta (C_{m(i)} - C_{c(j,i)})^2, \quad /17/$$

kde jsou:

- $S_{(j)}$  suma čtverců  $j$ -tého kroku iterace, které se mají minimalizovat [(% hmotnosti)<sup>2</sup>],
- $N$  počet zkoumaných vrstev [...],
- $\Delta C_{(i)}$  rozdíl mezi měřenou a vypočtenou koncentrací chloridů v  $n$ -té vrstvě [% hmotnosti],
- $C_{m(i)}$  měřená koncentrace chloridů v  $i$ -té vrstvě [% hmotnosti],
- $C_{c(j,i)}$  vypočtená koncentrace chloridů  $j$ -tého kroku iterace v  $i$ -té vrstvě [% hmotnosti].

Koncentrace chloridů je vypočtena pomocí vztahu /9/, přičemž difuzní součinitel  $D_c$  a povrchová koncentrace  $C_0$  jsou pro první iteraci zvoleny. Čas  $t$  odpovídá době expozice chloridovému roztoku. Alternativním řešením při omezeném počtu bodů chloridového profilu je iterace na bázi porovnávání sousedních koncentrací (viz např. Olek et al., 2002 nebo Chejarla, 2008):

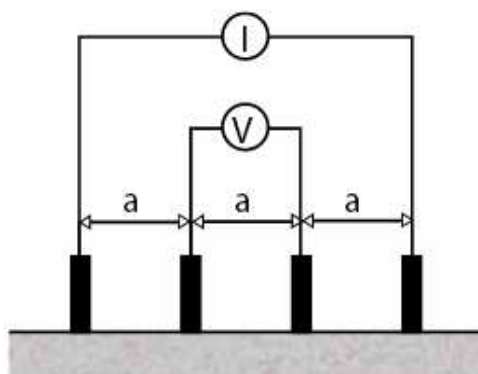
$$\frac{C_{z_1,t}}{C_{z_2,t}} = \frac{\left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{z_1}{\sqrt{4D_c t}} \right) \right]}{\left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{z_2}{\sqrt{4D_c t}} \right) \right]}, \quad /18/$$

kde jsou:

- $C_{z_1,t}$  koncentrace chloridových iontů [%] (vyjádřeno jako procento všech materiálů s cementačními vlastnostmi) a v čase  $t$  [roky] hloubce  $z_1$  [m] (hloubka  $z_2$  pak odpovídá koncentraci  $C_{z_2,t}$ ),
- $D_c$  efektivní difuzní koeficient [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
- $t$  čas expozice [s].

## 5.4 Analýza s využitím elektrické resistivity

Difuzní součinitel lze odvodit za pomoci odporu betonu vůči průchodu elektrického proudu (elektrické resistivity)  $\rho$  (AASHTO TP-95, Ghosh, 2011). Zjištění tohoto parametru je v porovnání s penetračními testy (AASHTO T260, NT Built 443) i zrychlenými testy chloridové penetrace (RCPT, AASHTO T277, ASTM C1202) extrémně rychlé. K testování se používá Wennerova sonda (Viz obr. 12), která k měření používá čtyři elektrody vzdálené cca. 5 cm. Vnější elektrody aplikují elektrický proud a vnitřní elektrody měří rozdíl v napětí. Tento způsob měření může bohužel vykazovat i poměrně značný rozptyl, a to jednak v důsledku heterogenity testovaného materiálu, tak i vlivem zvoleného přítlaku na měřicí sondu.



Obr. 12: Schéma principu měření elektrické resistivity s využitím Wennerovy sondy, vnější elektrody sondy udržují proud a vnitřní elektrody měří změnu elektrického potenciálu.

Provádí-li se testy na válcích, je výsledek analogický k měření objemové resistivity. Korekční vztahy umožňující zohlednit vliv testování resistivity na vzorku válcového tvaru uvádí (Morris, 1996). Při ověřování možnosti měření elektrické resistivity jako efektivního nástroje pro výpočet difuzního součinitele poukazuje (Ghosh, 2011) na obdobné výsledky získané zrychleným testem chloridové penetrace (AASHTO T277) a měřením elektrické resistivity (AASHTO TP-95).

Elektrický odpor měřený inverzním parametrem – vodivostí lze přesněji ověřit pro celý objem vzorku měřičem vodivosti (bulk conductivity meter). Výsledek měřený na válcích vykazuje větší přesnost a není zatížený tvarem vzorku. (Ghosh et al., 2014) rovněž porovnává výsledky měření průchodu elektrického proudu na válcích získaných za pomoci povrchové resistivity a objemové vodivosti. Elektrickou charakteristiku vyjádřenou formou prošlého elektrického náboje lze rovněž měřit za pomoci již výše zmíněného RCPT testu (AASHTO T277, ASTM C1202).

### 5.4.1 Výpočet difuzního součinitele

Pro porézní materiály, jako je beton, je difuzní součinitel dle Nernst-Einsteina uveden ve vztahu /19/, který popisuje závislost mezi elektrickou resistivitou a difuzí iontů (Lu, 1997):

$$D = \frac{RT}{Z^2 F^2} x \frac{t_i}{\gamma_i C_i \rho_{BR}}, \quad /19/$$

Ve vztahu /19/ jsou:

$D$	difuzní součinitel [ $\text{m}^2/\text{s}$ ],
$R$	univerzální plynová konstanta [ $\text{J}/\text{K}\cdot\text{mol}$ ],
$T$	absolutní teplota [ $\text{K}$ ],
$Z$	valence iontů [-],
$F$	Faradayova konstanta [ $\text{C}/\text{mol}$ ],
$t_i$	transportní číslo chloridových iontů [-],
$\gamma$	koeficient aktivity chloridových iontů [-],
$C_i$	koncentrace chloridových iontů [ $\text{mol}/\text{m}^3$ ],
$\rho_{BR}$	objemová elektrická resistivita [ $\Omega\text{m}$ ].

Molární koncentraci chloridových iontů  $C_i$  lze pro vodný roztok chloridů určit následovně:

$$C_i = m/n \times 1000, \quad /20/$$

kde jsou:

$C_i$	molární koncentraci chloridových iontů [ $\text{mol}/\text{m}^3$ ],
$m$	hmotnost chloridů ve 100 ml vodného roztoku [ $\text{m}$ ],
$n$	molární konstanta [ $\text{mol}$ ].

Koeficient aktivity  $\gamma$  lze uvažovat jako 1, což odpovídá jedné z prvních aplikací měření elektrických vlastností betonu pro výpočet difuzního součinitele (Andrade, 1993), nebo difuzním součiniteli odvozeném na základě podkladů k článku (Ghosh et al., 2014). Práce (Ghosh, 2011) však uvádí i postup vedoucí k výpočtu tohoto koeficientu  $\gamma$ , a to přes interakční parametr  $I$ :

$$I = \frac{1}{2} \sum mZ^2, \quad /21/$$

kde jsou:

$Z$	náboj iontů [ $\text{mol}/\text{m}^3$ ],
$m$	molalita [-].

Interakční parametr je následně využit k výpočtu koeficientu aktivity, a to po odlogaritmování následujícího vztahu:

$$-\log \gamma = AZ^2 \left[ \frac{\sqrt{I}}{1 + \sqrt{I}} - 0.2xI \right], \quad /22/$$

kde jsou:

- A empirická konstanta rovna při pokojové teplotě 0.5094 [-],  
Z valence chloridových iontů je rovna 1 [-].

### 5.4.2 Příprava a analýza vzorků

- Vzorky se po vybetonování nechají zrát ve vodní lázni, či ve vápenné vodě.
- V případě užití vápenné lázně je nádoba naplněna nasyceným vápenným roztokem až po okraj a vzduchotěsně uzavřena.
- Vzorky se testují za podmínek nasycení a po vyschnutí testovaného povrchu.
- Odpor vůči průchodu proudu u každého z válců je vyzkoušen podélně 8×, a to 2× na každé ze čtyř pomyslných stran.

### 5.5 Laboratorní experimenty

Cílem experimentů je ověření difuzního součinitele u vysokohodnotného betonu využitého pro přímopojížděnou mostovku v rámci projektu TA02030164 Progresivní spřažené mostní konstrukce s přímo pojížděnou mostovkou (Simon et al., 2012). Analyzován je beton s označením HPC 40/50 rec.XXIII.

Hodnoty difuzního součinitele jsou získány dvěma způsoby, a to na základě měření elektrické resistivity, a dále na základě analýzy chloridového profilu. Dostupné jsou zralé vzorky z jádrových vývrtů, a také nově vybetonované vzorky připravené speciálně pro test difuzního součinitele.



(a)



(b)

Obr. 13: Vzorky z jádrových vývrtů po nasycení (a) a nově vybetonované vzorky před měřením resistivity (b).



### 5.5.1 Vzorky

Pro analýzu jsou připraveny dvě sady vzorků. Jádrové vývrty z panelů jsou označeny FV a byly betonovány v říjnu 2013. Rozměry vývrtů, a tedy průměr/délka jsou cca. 93/185 mm. Tyto vývrty jsou ze stejné záměsi jako prototypová přímopojížděná mostovka postavená v areálu firem Vladimír Fišer a FIRESTA v Brně-Modřicích.



Obr. 14: Jádrový výmrt s výztuží ve spodní části.

Nově vybetonované vzorky jsou označeny FN a byly betonovány 20. 9. 2014. Jejich rozměry jsou: průměr/délka  $\approx$  103/204 mm. Ke zrání nových vzorků je dle NT BUILD 443 zvoleno uložení v nasyceném roztoku  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ .

Nově vybetonované vzorky (FN - 6 ks) i vzorky z výmrtu (FV - 10 ks) byly rozděleny do dvou skupin. Jedna skupina je určena pro analýzu povrchové resistivity a druhá pro analýzu chloridového profilu.

### 5.5.2 Analýza chloridového profilu

U skupiny vzorků určených k testování koncentrace chloridů (FN4, FN5, FN6, FV1, FV 2, FV 3, FV 6, FV 7 a FV 8) bylo před rozřezáním provedeno měření rozměrů (viz obr. 15) a kontrolní měření resistivity.



Obr. 15: Měření rozměrů nově vybetonovaného vzorku předcházejí zkoušce resistivity.

Před oměřením byly do vápenné vody umístěny i jádrové vývrtky tak, aby došlo k jejich nasycení. Nasycenost ponořených vývrtů byla ověřena kontrolou mezidenního rozdílu hmotnosti.

Z válců byly rozřezáním získány vzorky pro chloridový profil. Byla odstraněna horní vrstva o síle 1 cm a spodní část byla dále rozdělena na dvě části, tak aby tloušťka zkoušeného vzorku byla alespoň 6 cm, a ve vzorku nebyla výztuž. Vzorky k analýze jsou střední části rozřezaných válců zobrazených vlevo na obr. 16 a vzorky určené k testování chloridového profilu, kterým vysychá povrch před nátěrem, jsou zobrazeny vpravo na obr. 16.



(a)



(b)

Obr. 16: Vzorky z vývrtů po nařezání (a) a při vysychání povrchu před opatřením epoxidovým nátěrem (b). Vzorky jsou ze tří stran opatřeny dvouvrstvým epoxidovým nátěrem tak, aby roztok chloridu sodného pronikal pouze z jedné strany. Viz obr. 17 (a). Povrch určený k expozici v solném roztoku nesmí být znečištěn. Vzhledem ke kapilárnímu zatečení epoxidové barvy pod vzorek, jak je k vidění na obr. 17 (b), byl povrch ještě jednou uřezán v tloušťce 1 cm.



(a)



(b)

Obr. 17: Nově vybetonované vzorky FN4-6 opatřené epoxidovým nátěrem (a). Vzorky po zatvrdnutí epoxidového povlaku otočené exponovaným povrchem vzhůru. Povrch určeným k penetraci chloridů je znečištěn barvou (b).

Po odstranění znečištěného povrchu seřezáním diamantovou pilou jsou 15. 10. 2014 vzorky ponořeny do lázně roztoku chloridu sodného. Nádoba je naplněna až po okraj a vzduchotěsně uzavřena (viz obr. 18).

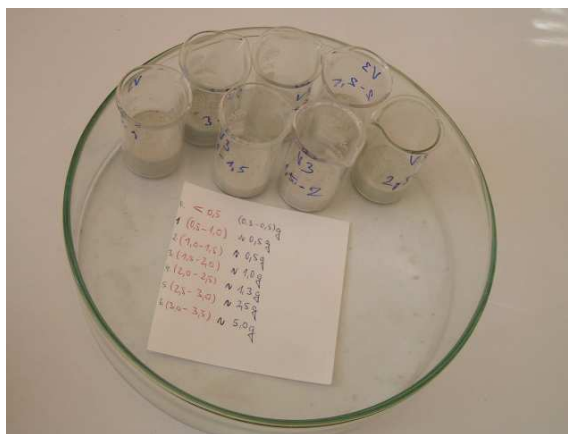


Obr. 18: Vzorky ponořené v lázni a opatřené epoxidovým povlakem

K odebrání vzorků chloridů v jednotlivých vrstvách došlo 13. 1. a 14. 1. 2015, což je 90, respektive 91 dní po uložení vzorků do solného roztoku. Pro další analýzu bude brána v úvahu pro jednoduchost doba expozice 90 dní, a to vzhledem k zanedbatelnému vlivu na výsledný difuzní součinitel. V mezičase docházelo s týdenní frekvencí k míchání solného roztoku a 19. 11. 2014 byla provedena výměna solného roztoku.



(a)

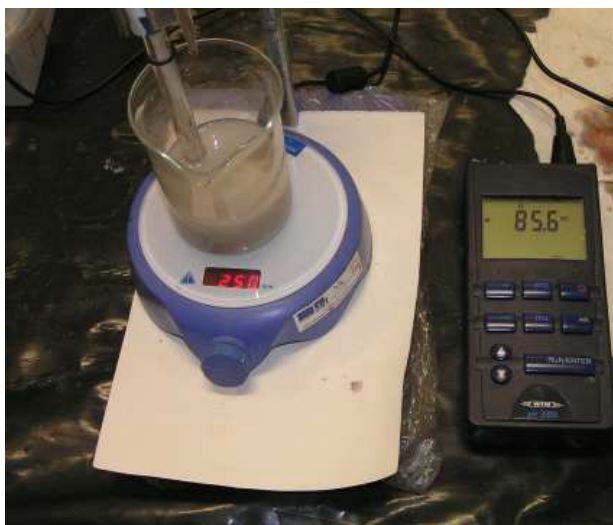


(b)

Obr. 19: Odvrtávání chloridového profilu (a), odvrtané vzorky z vývrtu FV3 (b)

Vzorky byly odvrtány za pomoci stojanové vrtačky ve vrstvách po 5 mm. Vývrt z betonového panelu FV upnutý do stojanové vrtačky je zobrazen na obr. 19(a). Kádinky se získaným betonovým práškem zobrazuje obr. 19(b). Analýza koncentrace chloridů po odvrtávání byla provedena v Laboratoři stavebních hmot na FAST VŠB-TUO. Při odebrání vzorků ve stojanové vrtačce došlo k otupení vrtáku, a následně bylo využito příklepu, než bylo přistoupeno k jeho výměně. Při užití příklepu u jednoho vzorku pravděpodobně došlo ke znečištění odvrtávaného profilu chloridy z vyšších vrstev.

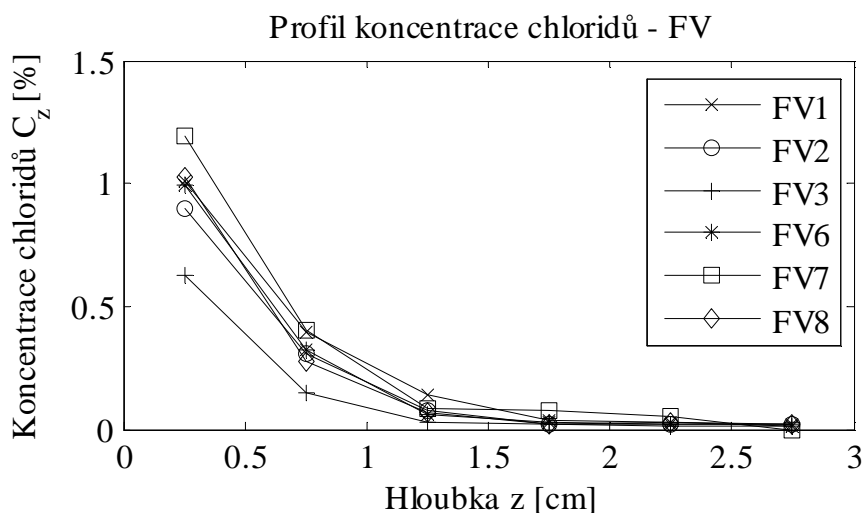
Betonový prášek s chloridy byl následně po rozemletí a vysušení analyzován. Obsah chloridů je určen podle normy ČSN EN 14629. Chloridy ve vzorcích byly stanoveny potenciometrickou titrací odměrným roztokem  $\text{AgNO}_3$  (viz obr. 20). U potenciometrické titrační křivky byl pomocí její 1. derivace určen bod ekvivalence, který odpovídal spotřebě titračního činidla  $\text{AgNO}_3$ . Následně byl vypočten obsah  $\text{Cl}^-$  ve vzorku jako procentuální poměr ku hmotnosti.



Obr. 20: Analýza koncentrace chloridů – odečítání napětí odpovídající koncentraci chloridů v roztoku.

Chloridy jsou z odebraného vzorku získány za pomoci krátkého povaření ve 100 ml 5M HNO<sub>3</sub> (Norma ČSN EN 14629). Přesnost zkušební elektrody je na úrovni cca. 0.01 % hmotnostních procent chloridů k hmotnosti betonu.

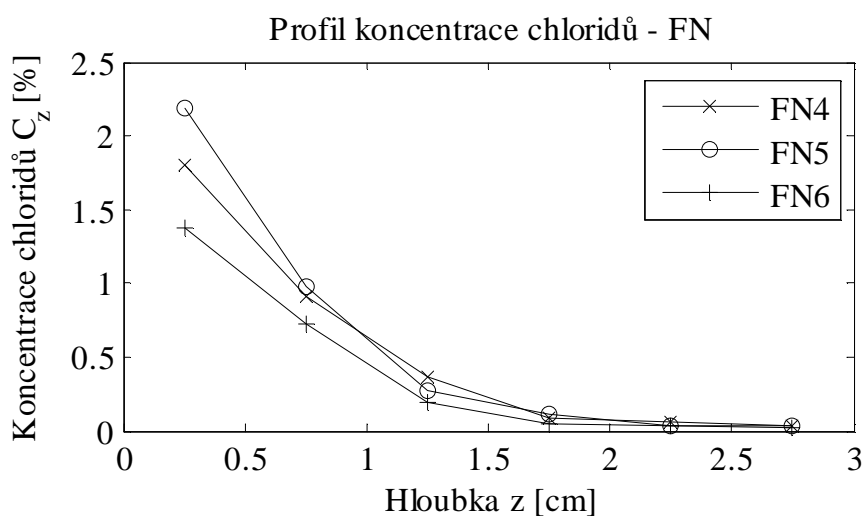
Výsledné profily koncentrace chloridů pro vývrty FV jsou uvedeny na obr. 21, a také v tab. 23 příloze na str. 112. V této tabulce jsou označeny i nepřesné hodnoty některých vrstev profilů vzorků FV1, 3, 7 a 8.



Obr. 21: Profil koncentrace chloridů ze dne 13. a 14.1. 2015 pro jádrové vývrty z vysokohodnotného betonu FV.

U jednoho vzorku, který nebyl vystaven působení chloridů, bylo provedeno ověření koncentrace chloridů. Výsledná koncentrace nepřevyšovala přesnost, se kterou lze odečíst titrační křivku.

Profily koncentrace chloridů pro tři nově vybetonované vzorky FN jsou uvedeny na obr. 22, a také v tab. 24 příloze na str. 112.

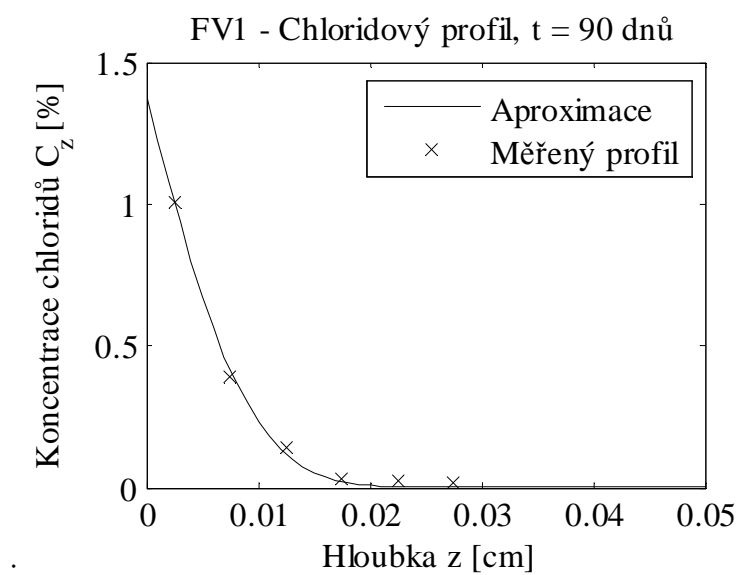


Obr. 22: Profil koncentrace chloridů ze dne 13. a 14.1. 2015 pro nově vybetonované vzorky z vysokohodnotného betonu FN.

## Výpočet parametrů difuzního součinitele

Z chloridových profilů jsou následně dopočteny iterací /17/ dva parametry, a to povrchová koncentrace chloridů  $C_0$  a difuzní součinitel  $D_c$ . Při výpočtu je uvažováno, že koncentrace chloridů na pozadí je nulová. Tento předpoklad se opírá o hodnoty koncentrací nejnižších profilů u většiny vzorků, které se dostaly na hranici přesnosti měření stejně jako měření v referenčním vzorku, který nebyl vystaven chloridům.

Vzhledem k aproximaci chloridového profilu řešením /9/ nezohledňujícím zrání betonu v čase, je hodnota difuzního součinitele nadhodnocená. Pro ilustraci je nyní představen výpočet difuzního součinitele pro vývrt FV1. Vypočtená povrchová koncentrace  $C_0$  je 1.37 [% hmotnosti betonu] a difuzní koeficient  $D_{c456}$ , určený iterací dle /17/, je po 90 dnech expozice chloridovému roztoku roven  $3.42 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]. Difuzní součinitel odpovídá stáří 456 dnů, vzhledem k tomu, že test penetrace započal 15. 10. 2014 ve stáří 366 dnů. Na obr. 23 jsou zobrazeny naměřené hodnoty chloridového profilu a křivka aproximující chloridový profil po 90 dnech expozice na základě vypočítaných hodnot difuzního koeficientu a povrchové koncentrace.



Obr. 23: Profilu koncentrace chloridů pro jádrový vývrt FV1: Měřená data a dopočtená křivka.

Až na poslední dva body měřeného profilu na obr. 23, odpovídající hodnotám s nízkou koncentrací, je patrná dobrá shoda mezi měřeným profilem a aproximací vypočtenou dle /9/. Obdobným způsobem jsou určeny i hodnoty pro ostatní vývrty. Výsledky, včetně průměrné hodnoty měřeného souboru  $D_{c456} = 2.49 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] jsou uvedeny v tab. 1.

Vzhledem k měření na nově vybetonovaných vzorcích a na vzorcích z jádrových vývrtů zrajících více než rok je hodnota difuzního součinitele přepočtena na referenční stáří 28 dnů. K přepočtu lze využít vztah /10/ (Boddy et al., 1999), kde kromě stáří figuruje i parametr zrání  $m$ . Odvození

hodnoty koeficientu  $m = 0.388$  je popsáno v části 5.5.3 *Analýza s využitím elektrické resistivity*.  
Příklad přepočtu pro vzorek FV1 je uveden ve vztahu /23/:

$$D_c(t) = D_{c,ref} \cdot \left(\frac{t_{ref}}{t}\right)^m = 3.42 \times 10^{-12} \cdot \left(\frac{456}{28}\right)^{0.388} = 10.10 \times 10^{-12} \quad /23/$$

Hodnoty difuzního součinitele po přepočtu na stáří 28 dní uvádí rovněž tab. 1, a to včetně průměrné hodnoty, směrodatné odchylky a variačního koeficientu.

Tab. 1: Povrchová koncentrace chloridů a difuzní součinitel pro stáří 456 dnů u jádrových vývrtů FV.

Expozice	Povrchová koncentrace	Difuzní součinitel	Difuzní součinitel pro $m=0.388$
$t$ [dny]	$C_0$	$D_{c456}$	$D_{c28}$
90	[% hm.]	[m <sup>2</sup> /s]	[m <sup>2</sup> /s]
FV1	1.38	$3.42 \times 10^{-12}$	$10.10 \times 10^{-12}$
FV2	1.28	$2.65 \times 10^{-12}$	$7.82 \times 10^{-12}$
FV3	0.98	$1.79 \times 10^{-12}$ *	$5.29 \times 10^{-12}$
FV6	1.45	$2.44 \times 10^{-12}$	$7.21 \times 10^{-12}$
FV7	1.72	$2.60 \times 10^{-12}$ *	$7.68 \times 10^{-12}$
FV8	1.56	$2.05 \times 10^{-12}$ *	$6.06 \times 10^{-12}$
Průměr		$2.49 \times 10^{-12}$	$7.36 \times 10^{-12}$
Směrodatná odchylka		$0.56 \times 10^{-12}$	$1.66 \times 10^{-12}$
Variační koeficient		0.23	0.23

Poznámka: Hodnoty s hvězdičkou jsou vypočteny na základě méně než 6 bodů profilu, nebo vykazují anomálii měřeného profilu (viz tab. 23).

Hodnoty difuzního součinitele v tab. 1 jsou získány pro vysokohodnotný beton, přičemž průměrná hodnota pro stáří 456 dnů z 6 vzorků jádrových vývrtů  $D_{c456} = 2.49 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]. Po přepočtu na stáří 28 dnů vychází  $D_{c28} = 7.36 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s], což je hodnota vyšší v porovnání s daty (Ghosh&Tran, 2014), jejichž výběr je k nahlédnutí v tab. 32 na str. 133. Pro příklad je uveden difuzní součinitel běžného betonu s označením 100TII-V. Je však nutno mít na paměti, že data z laboratorního měření jsou získána na základě měření elektrické resistivity. Běžný beton dle (Ghosh&Tran, 2014) má  $D_{c28} = 7.3 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]. Podrobnosti k výpočtu s využitím nedestruktivní

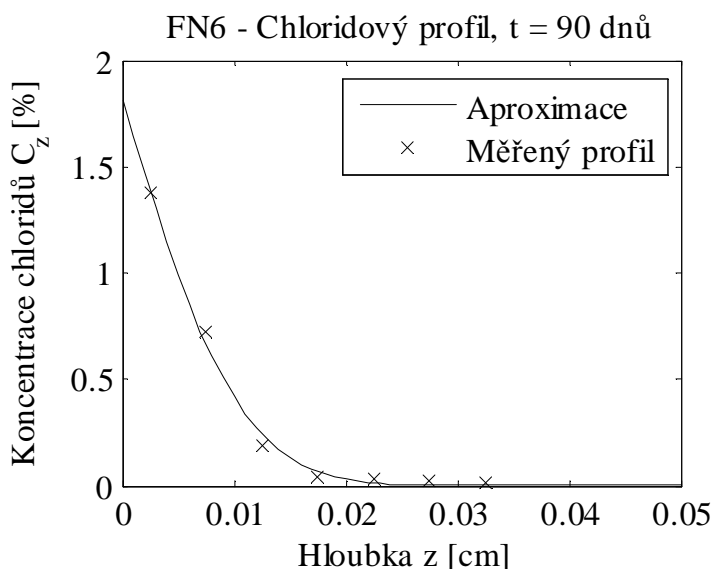
elektrické resistivity popřípadě vodivosti bude uvedeno v části 5.5.3 *Analýza s využitím elektrické resistivity*.

V tab. 2 jsou následně uvedeny hodnoty difuzního součinitele vypočtené pro tři nově vybetonované vzorky. Difuzní koeficient pro stáří 133 dní  $D_{c133}$  je  $4.80 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]. Po přepočtu na 28 dnů vychází  $D_{c28}$  jako  $8.80 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s], což se blíží hodnotě u vzorků z vývrtů FV.

Tab. 2: Povrchová koncentrace chloridů a difuzní součinitel pro stáří 133 dnů u nových vzorků FN vystavených 90 dennímu působení chloridů.

Expozice	Povrchová koncentrace	Difuzní součinitel	Difuzní součinitel pro $m = 0.388$
$t$ [dny]	$C_0$	$D_{c133}$	$D_{c28}$
90	[% hm.]	[m <sup>2</sup> /s]	[m <sup>2</sup> /s]
FN4	2.33	$4.98 \times 10^{-12}$	$9.11 \times 10^{-12}$
FN5	2.50	$4.98 \times 10^{-12}$	$9.11 \times 10^{-12}$
FN6	1.81	$4.46 \times 10^{-12}$	$8.16 \times 10^{-12}$
Průměr		$4.80 \times 10^{-12}$	$8.80 \times 10^{-12}$

Na obr. 24 je zobrazeno porovnání aproximace chloridového profilu a naměřených hodnot pro nový vzorek s označením FN6.



Obr. 24: Profilu koncentrace chloridů pro nově vybetonovaný vzorek FN6: Měřená data a dypočtená křivka. Výše zmíněné hodnoty difuzního součinitele získané analýzou chloridového profilu u vzorků z vysokohodnotného betonu je možno porovnat s výsledky získanými v testovací sadě analýz chloridového profilu prováděných na běžném betonu C30/37 XF4 připraveném v jedné



z ostravských průmyslových betonáren. Zkoušky probíhaly ve stejné laboratoři FAST VŠB-TUO, a to v rámci projektu koncepčního rozvoje (Konečný *et al.*, 2012).

Zde je vhodné zmínit rozdíly mezi testy na vysokohodnotném betonu (válcové vzorky) a běžném betonu (krychle). Koncentrace chloridového roztoku u betonu C30/37 byla připravena jen jednou, a nebyla po 5 týdnech obnovena, roztok také nebyl promícháván. Tyto rozdíly vedly k nižší hodnotě vypočteného difuzního součinitele, neboť v průběhu testování přechází chloridy z nádoby do vzorku, a snižuje se tedy koncentrace chloridů v roztoku. Při nepromíchávání může docházet k rozvrstvení roztoku podle hustoty, a tedy ke snížení hodnoty koncentrace na povrchu vzorku. Do vzorku tedy vstupuje menší množství solí oproti variantě s promícháváním a s výměnou roztoku. obr. 25(a) zobrazuje připravenou sadu kostek opatřených povlakem z epoxidové pryskyřice. Vzorky byly ponořeny 31. 8. 2012. Z této sady ponořených vzorků byla provedena analýza na čtyřech krychlích, a dvě sady výsledků jsou zde využity k porovnání. Sáčky s betonovým práškem u krychle označené zde pracovně KXX-94 jsou na obr. 25(b). Číslo u sady představuje délku expozice roztoku vlivům chloridu sodného.



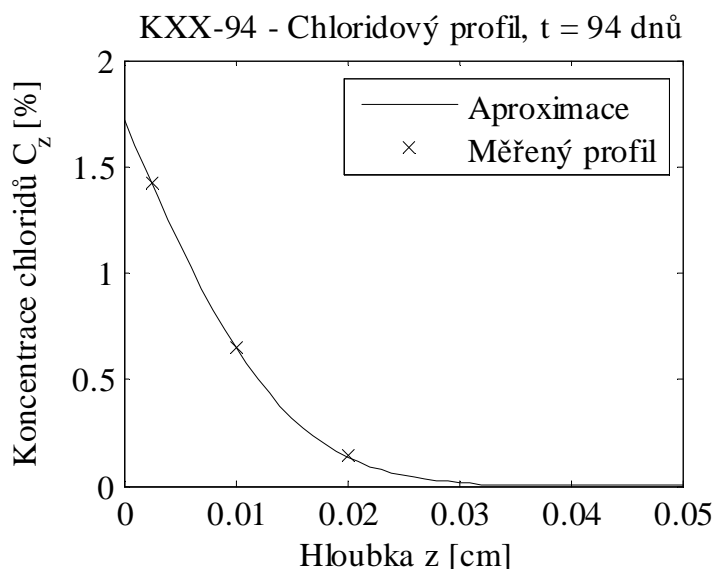
(a)



(b)

Obr. 25: Vzorky opatřené epoxidovou pryskyřicí (a) vzorky betonového prášku z profilu první analyzované krychle (b)

Na obr. 26 jsou uvedeny měřené hodnoty chloridového profilu včetně aproximace pro vzorek, který byl vystaven působení chloridů 94 dnů. Druhý analyzovaný vzorek byl v roztoku po dobu 158 dnů. Hodnoty koncentrací profilu jsou uvedeny také v příloze tab. 25 na str. 112.



Obr. 26: Profil koncentrace chloridů u testovací krychle KXX-94 z běžného betonu.

Výsledné difuzní součinitele získané stejným postupem jako u vývrtů FV uvádí tab. 3. Hodnoty jsou řádově cca. 2-3×vyšší než u vysokohodnotného betonu. Uvážíme-li dle vztahu /12/ pro běžný beton s portlandským cementem koeficient zrání  $m = 0.2$  (Bentz et al., 2001), pak lze v návaznosti na vztah /10/ odhadnout velikost difuzního součinitele pro stáří 28 dní. Tím bude možno hodnoty běžného a vysokohodnotného betonu o obdobné době zrání alespoň řádově porovnat. Příklad přepočtu difuzního součinitele pro krychli KXX-94 uvádí následující vztah /24/. Výsledek je i pro druhou krychli z běžného betonu uveden v tab. 3.

$$D_c(t) = D_{c,ref} \cdot \left( \frac{t_{ref}}{t} \right)^m = 7.96 \times 10^{-12} \cdot \left( \frac{94 + 28}{28} \right)^{0.2} = 10.69 \times 10^{-12}. \quad /24/$$

Ve vztahu /10/ jsou:

- $D_c(t)$     efektivní difuzní koeficient pro zvolené stáří [ $m^2/s$ ],
- $D_{c,ref}$     difuzní koeficient získaný pro stáří 122 dní (obsahuje dobu zrání ve vodní lázni a dobu expozice chloridů) [ $m^2/s$ ],
- $t$             stáří [dny],
- $t_{ref}$         referenční doba měření [dny],
- $m$             koeficient zrání [-].

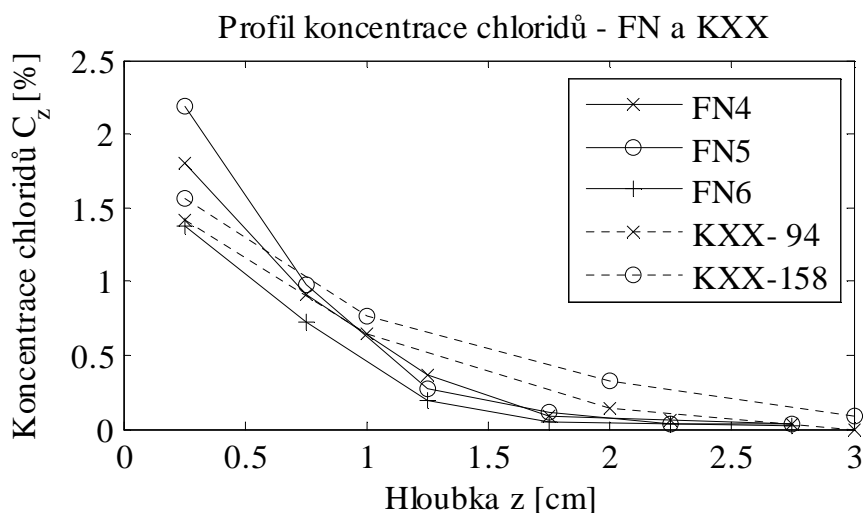
Tab. 3: Povrchová koncentrace chloridů a difuzní součinitel přepočtený pro stáří 28 dnů u kostek z betonu C30/37.

	Expozice  $t$ [dny]	Povrchová koncentrace  $C_0$ [% hm.]	Difuzní součinitel  $m = 0.2$	
			$D_{ct}$ [m <sup>2</sup> /s]	$D_{c,28}$ [m <sup>2</sup> /s]
KXX-94	94	1.72	$7.96 \times 10^{-12}$	$10.69 \times 10^{-12}$
KXX-158	158	1.78	$7.17 \times 10^{-12}$	$10.47 \times 10^{-12}$
Průměr				$10.58 \times 10^{-12}$

### Porovnání hodnot difuzního součinitele pro vysokohodnotný a běžný beton

Nyní je možno porovnat průměrnou hodnotu difuzního součinitele vysokohodnotného betonu získanou pro stáří 28 dnů u nových laboratorních vzorků  $D_{c,28,HPC} = 8.80 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] (respektive  $7.36 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] pro hodnoty získané z vývrtů) s hodnotou běžného betonu (OPC)  $D_{c,28,OPC}$  rovnající se  $10.58 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s].

Z orientačního porovnání analýz provedených dle obdobné metodologie v jedné laboratoři je patrné, že běžný beton má větší propustnost vůči působení chloridů. Zjištění je podloženo jednak hodnotami chloridového profilu, a také hodnotou difuzního součinitele. Vyšší hodnota difuzního součinitele představuje beton, do kterého vnikají agresivní látky rychleji. Porovnáním chloridového profilu běžného betonu KXX-94 s profily vzorků FN na obr. 27 lze zjistit, že i když je u vysokohodnotných vzorků vyšší počáteční koncentrace, tak pro větší hloubky (1.25 a 1.75) mají vzorky z vysokohodnotného betonu jemně nižší koncentraci chloridů. U vysokohodnotného betonu je tedy strmější sklon křivek koncentrace chloridů, což odpovídá nižšímu difuznímu součiniteli, a tedy betonu, který je odolnější vůči pronikání chloridů.



Obr. 27: Profil koncentrace chloridů pro nové vzorky z vysokohodnotného betonu FN a kontrolní vzorky z běžného betonu KXX.

### 5.5.3 Analýza s využitím elektrické resistivity

Povrchová elektrická resistivita  $\rho_{SR}$  byla změřena dne 30. 9. 2014 všech vzorků nasycených vápennou vodou tak, aby bylo možno získat data pro výpočet rozdělení pravděpodobnosti výskytu dané veličiny. U vybraných vzorků (FN1-3, FV4,5,9,10) je dále průběžně prováděno měření tak, aby bylo možno získat koeficient zrání popisující vývoj  $D_c$  v čase, a to dle vztahu /10/. Po prvním měření jsou vzorky určené pro zjištění změny difuzního součinitele v čase umístěny do nádoby s vodou. Níže je popsán postup provedeného měření a navazující výpočet difuzního součinitele.

Měření elektrické povrchové resistivity je prováděno na Fakultě stavební VŠB-TU Ostrava dostupnou Wennerovou sondou Resi firmy Proceq (viz obr. 28).



Obr. 28: Postup měření povrchové difuze za pomoci Wennerovy sondy Resi.

Sonda Resi používá k měření čtyři elektrody vzdálené 5 cm (viz obr. 29). Kontakt mezi elektrodami a betonem je zajištěn černými houbičkami, které jsou po nasáknutí vodou vodivé. Vzorky mají být pro měření nasycené a na povrchu oschlé.



Obr. 29: Elektrody Wennerovy sondy opatřené kontaktními černými houbičkami.

Měření byla provedena v termínech: 30. 9., 14. 10., 28. 10., 13. 11., 2. 12. 2014, 6. 1. 2015, a 10. 2. 2015.

Výsledky měření resistivity jsou uvedeny v Příloze 10.1 V tab. 26 jsou uvedeny měření resistivity pro nově vybetonované vzorky FN a stáří 28 dní. tab. 27 uvádí následně výsledky pro vzorky z vývrtů a stáří 351 dní. Statistiky měřených souborů FV a FN jsou uvedeny v tab. 5 na str. 48. Umístění měřených dat až na str. 48 je dáno zamýšleným seskupením s výsledky pro výpočet difuzního součinitele.

### Výpočet parametrů difuzního součinitele

Tab. 4: Povrchová resistivita  $\rho$  u jádrového vývrtu FV4.

Těleso	Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]	
	30. 9. 2014	351 dní
FV4	69	69
	74	74
	69	69
	68	70
	Průměr	70.25

V návaznosti na laboratorní měření resistivity a postup dle vztahů /19/-/25/ je pro betonový vzorek FV4 z jádrového vývrtu vypočten difuzní součinitel. Povrchová resistivita  $\rho_{SR}$  je naměřena dne 30. 9. 2014 což odpovídá stáří vzorku 351 dní. Výsledky měření resistivity jsou uvedeny v tab. 4.

Vzorky z vývrtu byly před měřením přidány k nově vybetonovaným vzorkům, a to do lázně s vápennou vodou. V lázni došlo k nasycení vápenným roztokem.

Výsledky měření jsou opraveny s ohledem na nasycení vápennou vodou dle AASHTO TP-95 korekčním součinitelem  $K_{LW} = 1.1$ . Viz rovněž (Ghosh et al., 2014). Dále je pomocí tvarového faktoru  $K$  dle (Morris et al., 1996) normalizován vliv tvaru vzorku a vzdálenosti elektrod. Tvarový faktor  $K$  je roven 3.05, a to pro průměr vzorku  $d = 93$  mm, délku vzorku  $L = 186$  mm a vzdálenosti elektrod  $a = 50$  mm. Objemová resistivita  $\rho_{BR}$  je pak:

$$\rho_{BR} = \rho_{SR} \times K_{LW} / K = 70.25 \times 1.1 / 3.05 = 25.34 \text{ [ k}\Omega\text{cm]} = 253.4 \text{ [ }\Omega\text{m]}. \quad /25/$$

Molární koncentrace chloridových iontů  $C_i$  je pro tříprocentní vodný roztok NaCl níže vypočtena podle /20/:

$$C_i = m/n \times 1000 = 30/58.5 \times 1000 = 512.82 \text{ [mol/m}^3\text{]}, \quad /26/$$

přičemž molární konstanta  $n$  je 58.5 [mol] a odpovídající hmotnost chloridů ve 100 [ml] vodného roztoku je 30 [g].

Difuzní součinitel lze pak po dosazení do vztahu /19/ dopočítat snadno:

$$D = \frac{RT}{Z^2 F^2} \times \frac{t_i}{\gamma_i C_i \rho_{BR}} = \frac{8.31446 \times 294}{1^2 \times 96500^2} \times \frac{1}{1 \times 512.82 \times 253.4} = 2.02 \times 10^{-12} \text{ [m}^2\text{/s]}, \quad /27/$$

přičemž parametry  $Z$ ,  $t_i$  jsou pro danou úlohu rovny 1, a koeficient aktivity  $\gamma$  je zde zvolen 1, jak je zmíněno dříve.

V případě, že by bylo uvažováno s koeficientem aktivity, pak lze odvodit interakční parametr dle /21/ jako:

$$I = \frac{1}{2} \sum mZ^2 = \frac{1}{2} x(0.5x^2 + 0.5x(-1)^2) = 0.5, \quad /28/$$

kde jsou:

- $Z$  náboje chloridových iontů  $\text{Na}^+$  a  $\text{Cl}^-$  rovny +1 respektive -1,
- $m$  molalita je pro 3% roztok NaCl pro rovna 0.5.

Koncentrace roztoku chloridu sodného je ve vztazích /26/ a /28/ shodně ve výši 3 procenta, a to v souladu s RCPT testem dle ASTM C1202, pro který byl vztah /19/ užíván původně. Následně je dosazeno do logaritmické rovnice /22/:

$$-\log \gamma = AZ^2 \left[ \frac{\sqrt{I}}{1 + \sqrt{I}} - 0.2xI \right] = 0.5094 \times 1^2 \left[ \frac{\sqrt{0.5}}{1 + \sqrt{0.5}} - 0.2 \times 0.5 \right] = 0.16, \quad /29/$$

kde jsou:

A empirická konstanta rovna při pokojové teplotě 0.5094 [-],

Z valence chloridových iontů je rovna 1 [-].

Po odlogaritmování rovnice /22/ vychází  $\gamma_i = 0.692$ . Výpočet difuzního součinitele z resistivity /27/ by se následně zkorigoval:

$$D = \frac{RT}{Z^2 F^2} \times \frac{t_i}{\gamma_i C_i \rho_{BR}} = \frac{8.31446 \times 294}{1^2 \times 96500^2} \times \frac{1}{0.692 \times 512.82 \times 253.4} = 2.92 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}. \quad /30/$$

Difuzní součinitel s koeficientem aktivity  $\gamma_i = 1$  má hodnotu  $2.02 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ , zatímco při výpočtené hodnotě  $\gamma_i = 0.692$  má difuzní součinitel vzorku FV4 hodnotu  $2.92 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ . V další části bude pro výpočet difuzního součinitele užito  $\gamma_i = 1$ . Vliv koeficientu aktivity bude diskutován dále při porovnání výsledků získaných na bázi resistivity a analýzy chloridového profilu, a to vzhledem k tomu, že se jedná o přímo úměrnou závislost, kdy lze difuzní součinitel dodatečně zkorigovat podělením hodnotou  $\gamma_i = 0.692$ .

#### Výsledky pro měření dne 30. 9. 2014

Hodnoty difuzních součinitelů pro ostatní měření 30. 9. 2014 vypočtené obdobně jako pro vzorek FV4 dle vztahu /27/ ( $\gamma_i = 1$ ) jsou k nahlédnutí v Příloze 10.1 (tab. 26: FN – nově vybetonované vzorky, tab. 27: FV – vzorky z jádrových vývrtů).

Statistickou analýzou dat v tab. 26 a tab. 27 přílohy 10.1 jsou získány parametry povrchové resistivity  $\rho_{SR}$ , objemové resistivity a difuzního součinitele  $D_{c(t)}$ , a to postupem obdobným jako pro FV4 (viz /25/- /27/). Z každého vzorku je získáno 8 měření. Pro nově vybetonované vzorky je tedy získáno 8 hodnot z 6 vzorků, které dají celkem 48 datových bodů. Pro 10 jádrových vývrtů je to celkem 80 datových bodů. Ke statistické analýze je využit tabulkový procesor v programu MS Excel a její výsledky jsou uvedeny v tab. 5.

Z tab. 5 je patrné, že referenční difuzní součinitel pro stáří vysokohodnotného betonu 28 dnů získaný z měření povrchové resistivity na nově vybetonovaných vzorcích  $D_{c(28)}$  je roven  $3.65 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ . Vliv zohlednění aktivity chloridových iontů na difuzní součinitel je uveden v tab. 6.

Z tab. 6 je patrné navýšení průměrné hodnoty difuzního součinitele  $D_{c(28)}$  na  $5.28 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ , což je hodnota blízká se běžnému betonu uvedená v práci (Ghosh et al., 2014). Zde však nebyl koeficient aktivity uvažován, a dá se tedy považovat  $\gamma_i = 1$ . U vývrtů ročního stáří je upravený průměrný difuzní součinitel o velikosti  $2.46 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ .

Tab. 5: Statistické parametry elektrické resistivity a difuzního součinitele dle měření 30. 9. 2014 pro nově vybetonované vzorky FN, a jádrové vývrty FV.

Tělesa	30. 9. 2014		Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]	Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]	Difuzní součinitel $D_c$ [m <sup>2</sup> /s]
FV	351 dní 80 vzorků	Průměr	84.48	30.47	$1.70 \times 10^{-12}$
		Sm. odch.	9.80	3.53	$0.206 \times 10^{-12}$
		Var. koef.	0.12	0.12	0.121
FN	28 dní 48 vzorků	Průměr	33.54	14.07	$3.65 \times 10^{-12}$
		Sm. odch.	2.14	0.90	$0.226 \times 10^{-12}$
		Var. koef.	0.06	0.06	0.062

Tab. 6: Zohlednění vlivu koeficientu aktivity chloridových iontů na výsledný difuzní součinitel získaný za pomoci elektrické resistivity pro nově vybetonované vzorky FN, a jádrové vývrty FV.

Tělesa	30. 9. 2014		Difuzní součinitel $D_c$ [10 <sup>-12</sup> × m <sup>2</sup> /s]	Difuzní součinitel $D_c$ [10 <sup>-12</sup> × m <sup>2</sup> /s]
			$\chi = 1$	$\chi = 0.692$
FV	351 dní 80 vzorků	Průměr	<b>1.70</b>	<b>2.46</b>
		Sm. odch.	0.206	0.298
		Var. koef.	0.121	0.121
FN	28 dní 48 vzorků	Průměr	<b>3.65</b>	<b>5.28</b>
		Sm. odch.	0.226	0.327
		Var. koef.	0.062	0.062

### Koeficient zrání betonu

Analýzou měření resitivity  $\rho_{SR}$  a výpočtem odpovídajícího průměrného difuzního součinitele u nových vzorků FN ve vztahu ke stáří vzorků je již dříve zmiňovaný koeficient zrání pro modelování časově závislého difuzního součinitele u předmětného betonu. Průměrné difuzní součinitele odpovídající době měření jsou uvedeny v tab. 7. Koeficient zrání  $m = 0.388$  je získán naladěním křivky /10/ na měřená data pomocí metody nejmenších čtverců (Konečný, et al, 2014). Rozdíl mezi referenčním difuzním součinitelem v tab. 5 (3.65) a v tab. 7 (3.64) je daný odlišným postupem zpracování, kdy pro výpočet  $m$  faktoru prošla hodnota  $D_c$  dvojím průměrováním. Rozdíl v průměrování má však minimální vliv na přesnost výpočtu parametru  $m$ .



Tab. 7: Průměrný difuzní součinitel  $D_{c(t)}$  odvozený z povrchové resistivity  $\rho_{SR}$  u nově vybetonovaných vzorků FN1-3.

Datum	30.9. 2014	14.10. 2014	29.10. 2014	13.11. 2014	2.12. 2014	6.1. 2015
Stáří $t$ [dní]	28	42	57	72	91	126
Difuzní součinitel $D_{c(t)}$ [ $10^{-12} \text{ms}^{-2}$ ]	3.64	3.27	2.66	2.40	2.22	2.20

#### 5.5.4 Porovnání výsledků z chloridového profilu a z měření resistivity

Naměřené hodnoty difuzního součinitele z elektrické resistivity lze porovnat s výsledky analýzy chloridového profilu výše uvedené v sekci 5.3.3. Porovnány jsou výsledky získané pro válce z vysokohodnotného beton (jádrové vývrty FV a nové vzorky FN). U vzorků běžného betonu C30/37 je sice rezistivita naměřena, ale není znám vztah mezi krychlovou a plošnou resistivitou obdobný vztahu pro válce (Morris et al., 1996). Starší výsledky z vývrtů jsou přepočteny na 28 denní stáří, a to za pomoci zohlednění vlivu zrání. Koeficient  $m$  je pro předmětnou směs vypočten jako 0.388. Přepočítáním s využitím vztahu /10/ jsou v tab. 8 uvedeny hodnoty pro stáří 28 dní, přičemž koeficient aktivity chloridových iontů je uvažován jako  $\chi = 0.692$  obdobně jako v tab. 6.

Tab. 8: Porovnání difuzního součinitele vypočteného na základě elektrické resistivity betonu a analýzy chloridového profilu u vzorků z jádrových vývrtů FV (a) a nových vzorků FN (b).

(a)				(b)			
FV	$D_{ct}$ [ $10^{-12} \text{m}^2/\text{s}$ ]			FN	$D_{ct}$ [ $10^{-12} \text{m}^2/\text{s}$ ]		
	Resistivita		Chloridový profil		Resistivita		Chloridový
	$\chi = 0.692$				$\chi = 0.692$		
t [dny]	351	28	28	t [dny]	28	28	
FV1	2.65	7.07	10.10	FN1	8.00	-	
FV2	2.28	6.09	7.82	FN2	7.26	-	
FV3	2.55	6.79	5.29	FN3	7.62	-	
FV6	2.36	6.28	7.21	FN4	8.00	9.11	
FV7	2.48	6.63	7.68	FN5	7.26	9.11	
FV8	2.23	5.95	6.06	FN6	7.62	8.16	
Průměr	2.43	6.47	7.36	Průměr	7.63	8.80	

Porovnáním hodnot v tab. 8 lze usoudit, že se výsledné difuzní součinitele z elektrické resistivity a chloridového profilu blíží, je-li ve vztahu /19/ zohledněn vliv koeficientu aktivity  $\gamma_i$  /22/. Nutno ještě podotknout, že hodnota difuzního součinitele z chloridového profilu je konzervativní, což je dáno užitím řešení výpočtu koncentrace chloridů s konstantním difuzním součinitelem v čase dle /8/ a /17/. Zohledněním vlivu zrání i na výpočet koncentrací při iterativním hledání difuzního součinitele by vedlo k výpočtu jeho nižší hodnoty, která by se ještě více přiblížila výsledkům z el. resistivity a  $\chi = 0.692$ . Dále je vhodné uvést, že předpoklad nulové koncentrace na pozadí betonu vede rovněž ke konzervativnějšímu výpočtu hledaného parametru betonu.

Na závěr části popisující výpočet difuzního součinitele je důležité zopakovat výsledek porovnání s referenčním běžným betonem. Pomineme-li otázku naladění jak zkoušky elektrické resistivity, tak analýzy chloridového profilu, pak je významným indikátorem kvality zkoumaného vysokohodnotného betonu porovnání s testovací dvojicí krychlí z běžného betonu. Zde se ukazuje, že i hodnoty difuzního součinitele pro běžný beton jsou vyšší, než je očekáváno v návaznosti na práci (Ghosh et al., 2014). Je zde tedy patrný rozdíl mezi běžným betonem a vysokohodnotným betonem, a to jak co se týče vypočteného difuzního součinitele, tak z hlediska koncentrace solí ve zkoumaných profilech. Zkoumané betony z vývrtů FV (vzorky  $D_{c,28,HPC} = 7.36 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]) i z nových vzorků FN ( $D_{c,28,HPC} = 8.80 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s]) vykazují nižší difuzní součinitel a strmější pokles chloridového profilu. Vysokohodnotná směs rovněž vykazuje nižší koncentrace solí v hlubších profilech než referenční kostky z běžného betonu, kde je  $D_{c,28,OPC} = 10.58 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s].

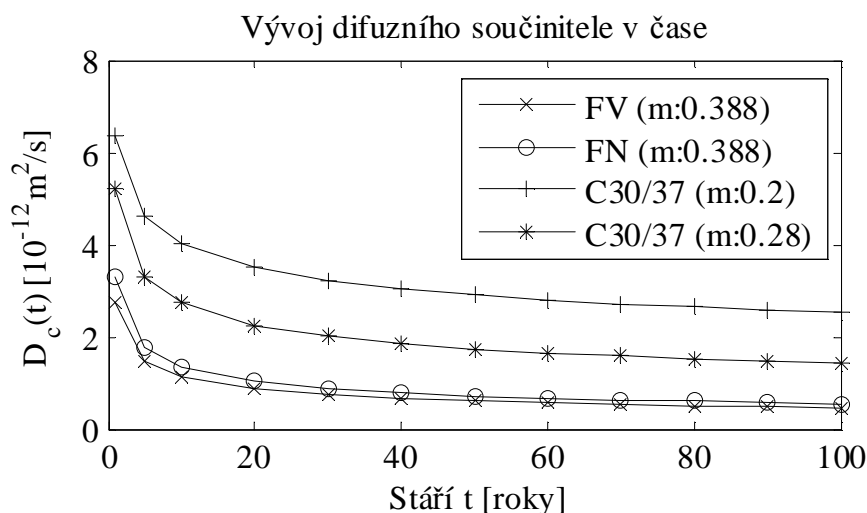
Výrazněji se rozdíl mezi vysokohodnotným a běžným betonem projeví až s postupem zrání. Vliv zrání na vývoj difuzního součinitele betonu můžeme zjistit dle vztahu /10/. Pro vysokohodnotný beton v alternativách FN a FV můžeme uvažovat koeficient zrání  $m = 0.388$ , tak jak bylo zjištěno z měření resistivity. Pro běžný beton uvážíme koeficient  $m$  ve dvou variantách. V první variantě bude  $m = 0.2$  (Bentz et al., 2001) a ve druhé variantě příznivější pro běžný beton (Ghosh et al., 2014) je  $m = 0.28$ .

V tab. 9 jsou vyčísleny hodnoty časově závislého difuzního součinitele pro ověřovanou vysokohodnotnou směs a pro referenční běžný beton.

Tab. 9: Vliv zrání na časový průběh difuzního součinitele z analýzy profilu - porovnání vzorků z jádrových vývrtů FV, nových vzorků FN a běžného betonu C30/37.

<b>t [dny]</b>	<b>28</b>		<b>356</b>	<b>1780</b>	<b>3560</b>	<b>7120</b>
<b>t [roky]</b>	<b>0.08</b>		<b>1</b>	<b>5</b>	<b>10</b>	<b>20</b>
	<b><math>D_{c,ref}</math> [10<sup>-12</sup> m<sup>2</sup>/s]</b>	<b>m [-]</b>	<b><math>D_{c(t)}</math> [10<sup>-12</sup> m<sup>2</sup>/s]</b>			
FV	7.36	0.39	2.74	1.47	1.12	0.86
FN	8.80	0.39	3.28	1.76	1.34	1.03
C30/37	10.58	0.20	6.36	4.61	4.01	3.50
C30/37	10.58	0.28	5.19	3.31	2.72	2.24

Zatímco pro referenční dobu 28 dnů je vysokohodnotný beton ve variantě FN, která vykazuje o trochu horší vlastnosti, 1.2× méně propustný než běžný beton C30/37, tak pro stáří jeden rok je již vysokohodnotný beton 1.6× méně propustný a pro stáří 20 let je HPC 2.19× méně propustné. Graficky je průběh vývoje difuzního součinitele uveden na obr. 30.



Obr. 30: Vliv zrání na časový průběh difuzního součinitele z analýzy profilu - porovnání vzorků z jádrových vývrtů FV, nových vzorků FN a běžného betonu C30/37.

Z tabelovaných i graficky zobrazených průběhů difuzního součinitele je patrné značný vliv času, který působí příznivěji na zvýšení odolnosti zkoumaného vysokohodnotného betonu vůči pronikání chloridů v porovnání s referenčním běžným betonem.

## 5.6 Rozdělení difuzního součinitele

Tato část se zabývá přípravou statistického rozdělení difuzního součinitele z hlediska aplikace v navazujícím pravděpodobnostním posouzení v kapitole 8. Příprava se věnuje pravděpodobnostnímu popisu rozptylu difuzního součinitele v čase, a dále pak odvození rozdělení difuzního součinitele pro vysokohodnotný beton dle receptury (Simon et al., 2012).

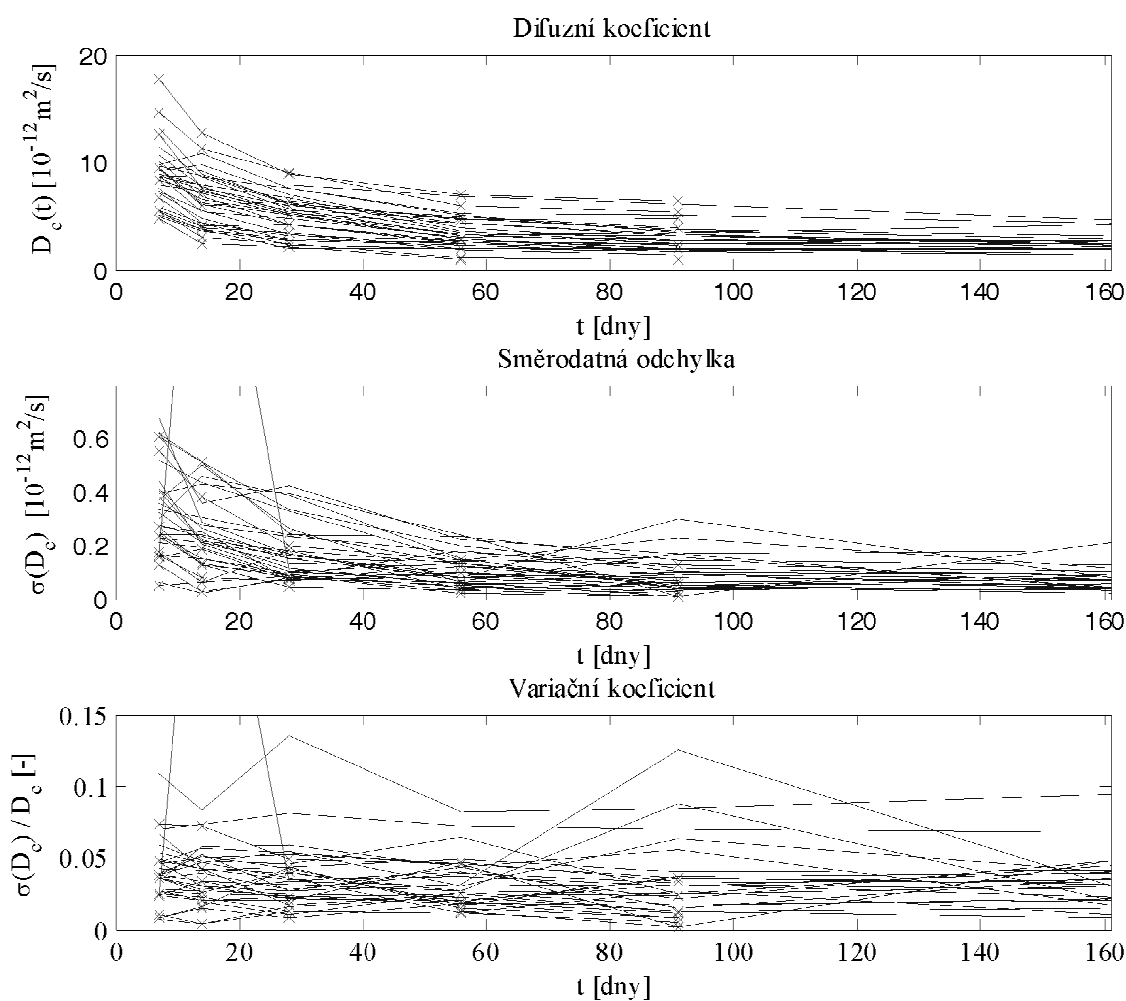
Pro přehlednost je vhodné zmínit, že i když je při analýze rozdělení difuzního součinitele získaného z elektrické resistivity pracováno s daty s koeficientem aktivity  $\chi = 1$ , není výsledné rozdělení zatíženo chybou, neboť cílem této části je příprava bezrozměrného rozdělení rozptylu hledaného parametru charakterizujícího propustnost betonu vůči chloridům pro širší spektrum betonů při znalosti jeho základních statistik.

### 5.6.1 Rozptyl difuzního součinitele v čase

Při statistické analýze chování 32 vybraných vysokohodnotných směsí (Ghosh et al., 2014) a jedné referenční směsi z běžného betonu (Konečný&Lehner, 2014) bylo zjištěno, že rozptyl časově závislého difuzního součinitele  $D_c(t)$  vyjádřený směrodatnou odchylkou  $\sigma$  se mění proporčně se změnou samotného difuzního součinitele. Nabízí se tedy, že by bylo možno uvažovat variační koeficient difuzního součinitele za konstantní v čase, neboť variační koeficient je poměr mezi směrodatnou odchylkou a průměrem. Časový průběh všech tří parametrů je patrný na obr. 31.

U vysokohodnotných směsí sice docházelo k oscilacím variačního koeficientu kolem průměrné hodnoty, ale i tak se jeví využití průměrného variačního koeficientu přes analyzované měření v čase jako vhodný postup i pro vysokohodnotné betony. Pozorované oscilace jsou vzhledem k pozorovanému trendu považovány za nepřesnosti laboratorního měření. Statistické parametry pro tři vybrané směsi jsou uvedeny v tab. 30-tab. 35 v Příloze na str. 133.

Časově závislé rozdělení difuzního součinitele by tedy bylo možno popsat za pomoci variačního koeficientu, který u běžného betonu vykazoval konstantní hodnotu bez ohledu na stáří vzorku. Postup respektující změnu rozptylu v čase bude níže rozpracován.



Obr. 31: Průběh difuzního součinitele  $D_c(t)$  v čase a jeho rozptyl vyjádřený směrodatnou odchylkou  $\sigma(D_c)$  a variačním koeficientem  $\sigma(D_c)/D_c$ .

### 5.6.2 Generování rozptylu difuzního součinitele

Postup pro generování náhodné veličiny difuzního součinitele v čase při respektování rozptylu

a jeho redukce v čase navazuje na vztah /10/. Prvním krokem je výpočet nominální hodnoty difuzního součinitele v čase  $t$ :

$$D_{c,nom}(t) = D_{c,28} \cdot \left( \frac{t_{28}}{t} \right)^m, \quad /31/$$

kde jsou:

- $D_{c,nom}(t)$  difuzní koeficient pro zvolené stáří [ $m^2/s$ ],
- $t$  doba zrání [roky],
- $t_{28}$  referenční doba měření při stáří 28 dní [roky],
- $m$  koeficient zrání [-].

Následně je možno provést generování vlastního difuzního součinitele při respektování variačního koeficientu rozptylu:

$$D_{c,(t)} = D_{c,nom(t)} + D_{c,var} \times D_{c,nom(t)}, \quad /32/$$

kde jsou:

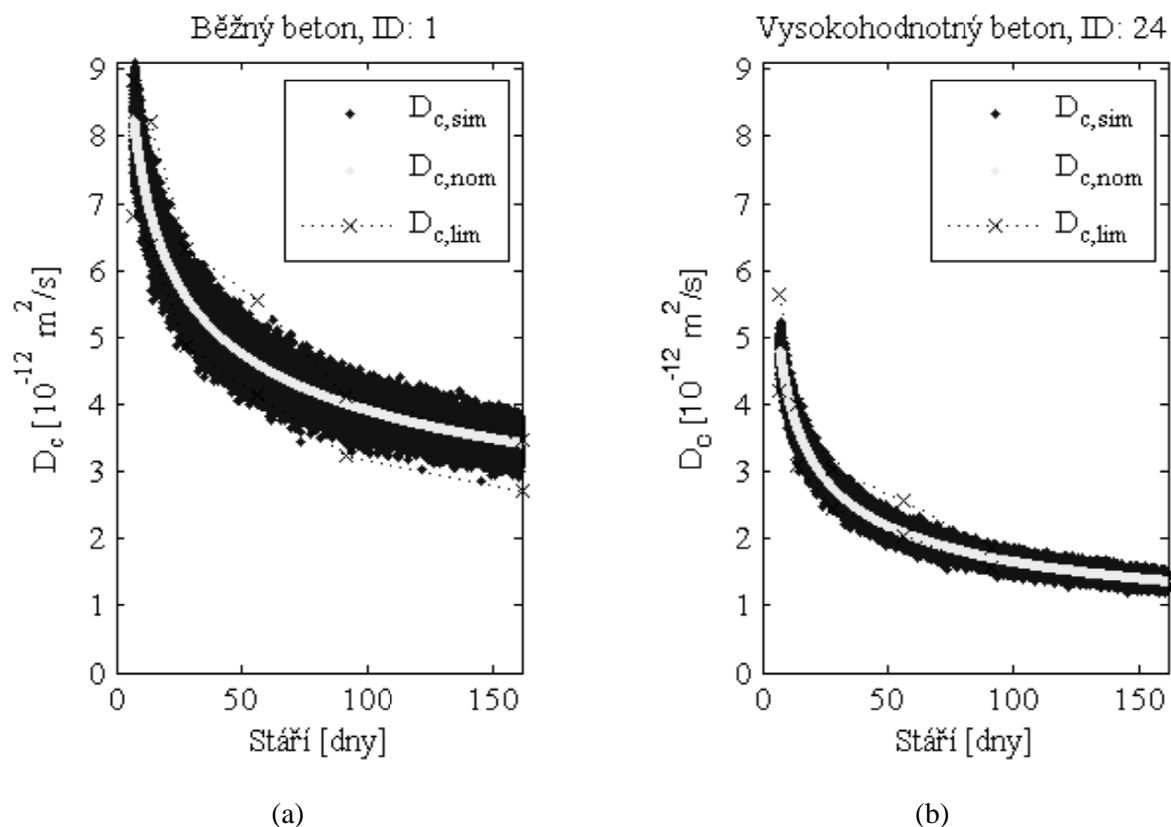
- $D_{c,nom(t)}$  difuzní koeficient pro zvolené stáří [ $m^2/s$ ],
- $t$  doba zrání [roky],
- $D_{c,var}$  rozptyl difuzního součinitele [ $m^2/s$ ].

Ve vztahu pro generování rozptylu difuzního součinitele může být rozptyl  $D_{c,var}$  popsán jako

$$D_{c,var} = N(0,1) \times D_{c,VarCoeff}, \quad /33/$$

kde jsou:

- $D_{c,VarCoeff}$  průměrný variační koeficient rozptylu difuzního koeficientu [-],
- $N(0,1)$  normální rozdělení o průměru 0, a směrodatné odchylce 1 [-].



Obr. 32: Ukázka rozptylu výsledné simulace časově závislého difuzního součinitele pro běžný beton (a) a vysokohodnotný beton (b).

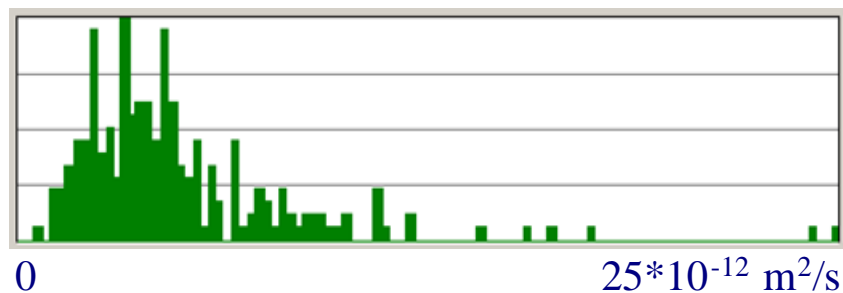
Ukázka realizace náhodně proměnného časově závislého difuzního součinitele  $D_c(t)$  dle vztahu /32/ je zobrazena pro parametry vybrané vysokohodnotné a běžné betonové směsi na obr. 32, a to včetně intervalu vymezených průměrnou hodnotou a třemi směrodatnými odchylkami získanými z laboratorního měření konkrétní směsi (viz Ghosh et al., 2014 a tab. 29). Běžný beton má parametry  $D_{c,OPC(28)} = 5.58 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ ,  $m = 0.28$ ,  $D_{c,VarCoeff} = 0.043$  a u vysokohodnotného betonu jsou parametry následující  $D_{c,HPC(28)} = 2.75 \times 10^{-12} \text{ [m}^2/\text{s]}$ ,  $m = 0.39$ ,  $D_{c,VarCoeff} = 0.040$ . Rozložení rozptylu je zde v souladu s /33/ popsáno normálním rozdělením.

Normální rozdělení může být nahrazeno vhodným normalizovaným rozdělením  $D_{c,var,n}$  popisujícím přesněji distribuční funkci parametru betonu. Postup přípravy normalizované distribuční funkce je uveden v následující části 5.6.5.

### 5.6.3 Běžný beton

Prvotním plánem bylo normalizovat existující rozdělení připravené pro pravděpodobnostní analýzy (Tikalsky, 2003, Konečný, 2007) na základě databáze severoamerických mostů (Sohanghpurwala&Scannell, 1994). Rozdělení bylo využito v pravděpodobnostních analýzách ideální železobetonové mostovky bez trhlin (Tikalsky et al., 2005) i s trhlinou či epoxidovým

povlakem (Konečný et al., 2007). Difuzní součinitel využitý pro popis běžného betonu např. v (Konečný et al., 2007) je uveden na obr. 33.



Obr. 33: Histogram difuzního koeficientu pro běžný beton (Konečný et al., 2007) dle (Sohanghpurwala&Scannell, 1994).

Pro ověření vhodnosti rozdělení byla provedena analýza korelace mezi naměřenou resistivitou, teoretickým množstvím aplikovaných chloridů, difuzním součinitelem a množstvím solí na úrovni výztuže. Výsledek je uveden v tab. 10.

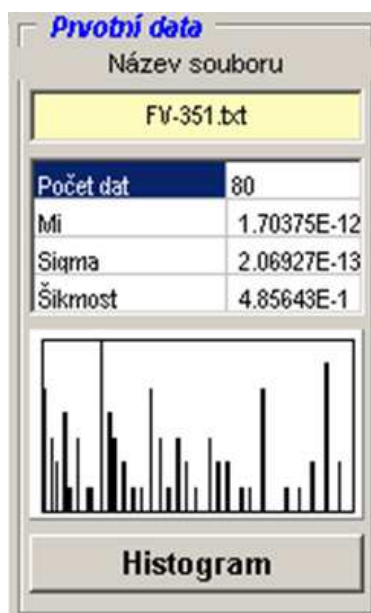
Tab. 10: Analýza korelace mezi vybranými parametry souvisejícími s výpočtem difuzního součinitele u vývrtů na mostech v Severní Americe (Sohanghpurwala&Scannell, 1994).

	<b>Resistivita <math>\rho</math></b>	<b>Difuzní součinitel <math>D_c</math></b>	<b>Povrchová koncentrace solí <math>C_0</math></b>	<b>Koncentrace solí na úrovni výztuže <math>C_{z,t}</math></b>
Resistivita $\rho$	1.00	-0.04	-0.17	-0.19
Difuzní součinitel $D_c$		1.00	0.16	0.50
Povrchová koncentrace solí $C_0$			1.00	0.20
Koncentrace solí u výztuže $C_{z,t}$				1.00

Ze vztahu mezi resistivitou  $\rho$  a vypočteným difuzním součinitelem  $D_c$ , kdy se korelace blíží hodnotě 0 lze usuzovat, že jsou tyto parametry vzájemně nezávislé, což by být nemělo (AASTHTO TP-95, Ghosh, 2011). Jistý vztah mezi resistivitou a koncentrací solí na úrovni výztuže, byť malý, pozorován je, a to ve výši -0.19. Tato záporná korelace potvrzuje, že čím je resistivita větší, tím je beton vůči chloridům odolnější, a je tedy chloridů ve vývrtu méně. Obdobný vztah je mezi difuzním součinitelem a množstvím chloridů (0.16). Zde je to závislost daná způsobem výpočtu  $D_c$ . Parametr přímo úměrně závisí na množství solí na povrchu a na úrovni výztuže. Lze tedy usuzovat, že histogram uvedený na obr. 33 není nejvhodnější pro popis běžných betonů.

## 5.6.4 Vysokohodnotný beton

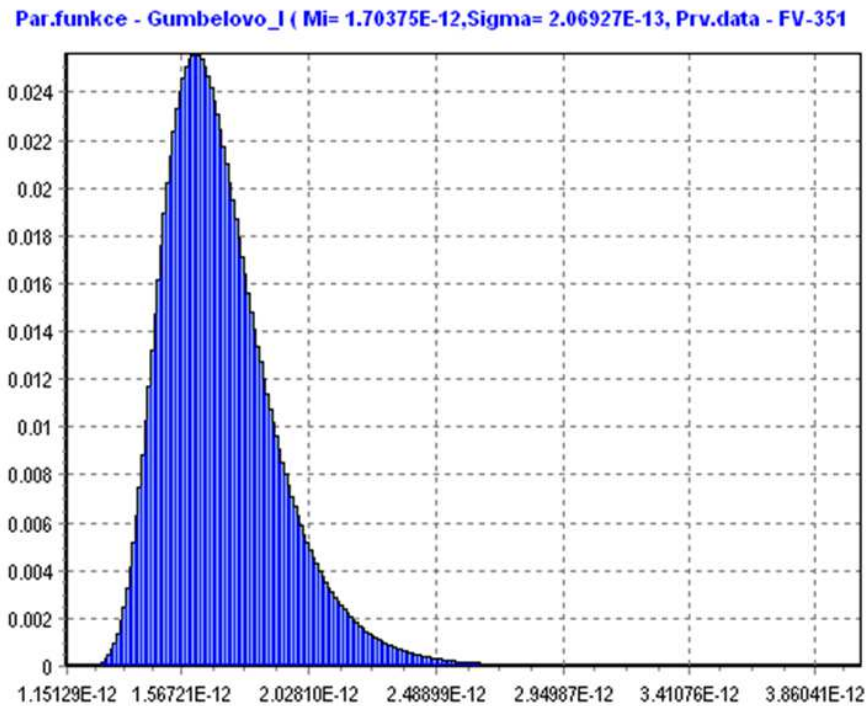
Difuzní součinitele získané z měření elektrické resistivity u vysokohodnotného betonu připraveném na základě receptury (Simon et al. 2012) jsou uvedeny v tab. 27 přílohy na str. 114. Na základě 80 měřených hodnot z 10 vzorků 351 dní starých vysokohodnotných betonů označených FV je v programu HistAn (Janas et al., 2008, 2010) provedena analýza rozdělení pravděpodobnosti výskytu naměřených hodnot, jejichž statistiky jsou uvedeny v tab. 5. Statistické parametry a zobrazení histogramu z analýzy v programu HistAn jsou k nahlédnutí na obr. 34.



Obr. 34: Histogram difuzního součinitele vysokohodnotného betonu dle receptury (Simon. et al. 2012) analyzovaný programem HistAn (Janas et al., 2008).

Naměřená data jsou dále proložena vybraným Gumbelovým rozdělením (viz obr. 35), které nejuvěrněji popisovalo naměřená data. Koeficient shody je 0.698, což je dobrá shoda. Hodnota koeficientu shody/těsnosti se může pohybovat v rozsahu 0-1. Hodnota 1 představuje maximální shodu naměřených dat a použitého rozdělení. Proložené useknuté Gumbelovo rozdělení o 256 třídách je zobrazeno na obr. 35.





Obr. 35: Gumbelovo rozdělení vykazovalo největší shodu s naměřenými daty difuzního součinitele vysokohodnotného betonu dle receptury (Simon et al., 2012) s koeficientem analyzovaným programem HistAn (Janas et al., 2008).

Toto navržené Gumbelovo rozdělení připravené pro stáří vzorků 351 dnů je pro další užití normalizováno, jak bude uvedeno dále.

### 5.6.5 Normalizované rozdělení betonu

Smyslem procesu normalizace je tedy vytvoření bezrozměrného rozdělení, které lze využít pro popis časově závislého průběhu náhodně proměnného difuzního součinitele dle vztahu /7/ v návaznosti na /32/, a to nejen ve vztahu k aktuálně řešené otázce vysokohodnotného betonu pro přímopojížděné mostovky. Tato úvaha vznikla v návaznosti na pozorování chování rozptylu difuzního součinitele u 33 betonových směsí (viz obr. 31 a *Konečný&Lehner, 2014, Ghosh et al., 2014*).

Histogram uvedený na obr. 35 popisující rozdělení difuzního součinitele pro stáří 351 dní je upraven přepočítáním hraničních hodnot v závislosti na průměru a směrodatné odchylce. Mínimální hodnota histogramu je upravena takto:

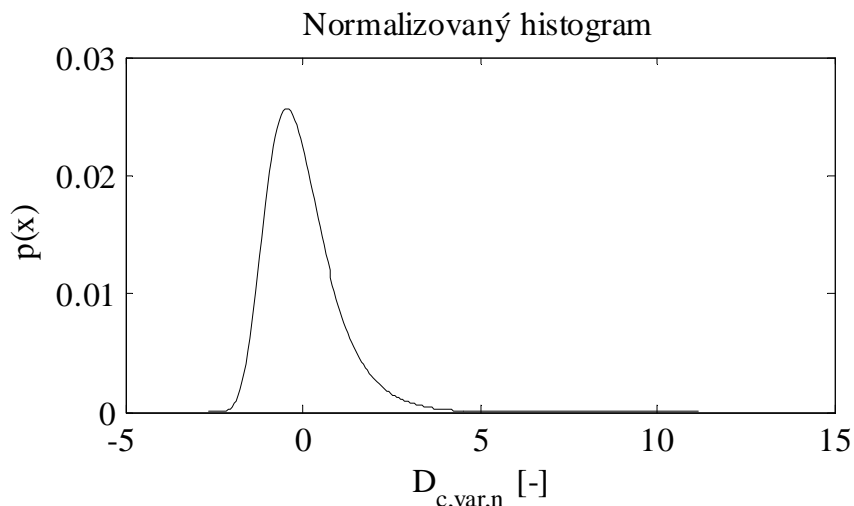
$$Hist_{\min\text{var},n} = (Hist_{\min} - \mu_{\text{Hist}}) / \sigma_{\text{Hist}}, \quad /34/$$

zatímco maximální hodnota histogramu je upravena následovně:

$$Hist_{\max\text{var},n} = (Hist_{\max} - \mu_{\text{Hist}}) / \sigma_{\text{Hist}}, \quad /35/$$

kde jsou:

- $Hist_{min/max}$  minimum/maximum původního rozdělení [-],
- $\mu_{Hist}$  průměr původního rozdělení [ $m^2/s$ ],
- $\sigma_{Hist}$  směrodatná odchylka původního rozdělení [ $m^2/s$ ],
- $Hist_{min/maxvar,n}$  minimum/maximum normalizovaného rozdělení [-].



Obr. 36: Normalizované Gumbelovo rozdělení připravené pro popis rozptylu difuzního součinitele v návaznosti na histogram na obr. 35 a vztahy /34/ a /35/.

Normalizované rozdělení lze následně upravit o reálný rozptyl při známém variačním koeficientu, a to pronásobením normalizovaného rozdělení známým variačním koeficientem. Ve sledovaném případě je variační koeficient dat z vývrtů FV uveden v tab. 5.  $D_{c,varCoeff}$  je 0.121. Rozdělení užitá pro pravděpodobnostní analýzu lze tedy získat následovně:

$$D_{c,var} = D_{c,var,n} \times D_{c,VarCoeff}. \quad /36/$$

Výsledné rozdělení vypadá stejně jako na obrázku obr. 36, s tím, že opět dojde k posunu hraničních hodnot. Vzhledem k tomu, že se pouze mění měřítko na vodorovné ose histogramu, je tento histogram zobrazen až při pravděpodobnostní analýze na str. 86 (viz obr. 56). Tento histogram má variační koeficient dle měření uvedeného v tab. 5. Bude užit v pravděpodobnostní analýze v návaznosti na přepočítání dle časově závislé hodnoty difuzního součinitele pro konkrétní stáří dle vztahů /33/ a /32/.

Parametry původního rozdělení naměřeného pro stáří 351 dnů  $D_{c,351}$ , normalizovaného histogramu  $D_{c,var,n}$  a rozptyl difuzního koeficientu  $D_{c,var}$ , který bude využit dále jsou uvedeny v tabulce tab. 11.

Tab. 11: Parametry histogramů pro popis rozptylu difuzního součinitele

<b>Název proměnné</b>	<b>Rozptyl</b>	<b>Popis</b>
Rozptyl difuzního koeficientu $D_{c,35l}$ [ $10^{-12}\text{m}^2/\text{s}$ ]	1.15-4.02	Gumbelovo rozdělení ( $\mu=1.7$ , $\sigma=2.07$ ), obr. 35
Normalizovaný rozptyl difuzního koeficientu $D_{c,var,n}$ [-]	-2.7-11.2	Gumbelovo rozdělení ( $\mu=0$ , $\sigma=1$ ), obr. 36
Rozptyl difuzního koeficientu $D_{c,var}$ [ $10^{-12}\text{m}^2/\text{s}$ ]	-0.328-1.36	Gumbelovo rozdělení ( $\mu=0$ , $\sigma=0.121$ ), obr. 56

Histogram popisující rozptyl difuzního součinitele  $D_{c,var}$  zobrazený na obr. 56 na str. 86 a popsáný v posledním řádku tab. 11 je vhodné použít rovněž pro popis běžného betonu, neboť původ histogramu na obr. 33 je diskutabilní, jak bylo uvedeno výše.

## 6 VLIV ZRÁNÍ BETONU NA INICIACI KOROZE OCELOVÉ VÝZTUŽE V BETONU

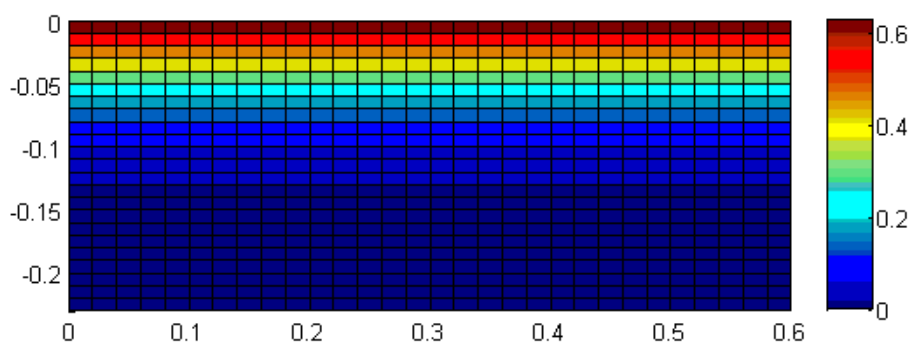
Numerickému vyhodnocení efektu kvality betonu na trvanlivost přímopojžděné mostovky bez trhlin se věnuje tato kapitola. Je zde popsáno využití numerického modelu difuze chloridů pro zhodnocení vlivu kvality a zrání betonu na dobu do iniciace koroze. Tato část obsahuje porovnání dvou alternativ – běžného a vysokohodnotného betonu publikované v (Lehner&Konečný, 2014) a následně pak porovnání běžného betonu a 32 vybraných vysokohodnotných betonových směsí publikované v (Konečný&Lehner, 2015).

### 6.1 Výpočetní model

Algoritmus založený na principu metody konečných prvků (MKP) aplikovaný v systému Matlab je založený na základě teplotně-difuzní analogie (Lehner et al., 2014). Difuze chloridů je popsána na principu druhého Fickova zákona difuze dle rovnice /7/. MKP model na bázi tříúzlového prvku vychází z diplomové práce (Lehner, 2013), která navazuje na práce (Tikal'sky et al. 2005 a Konečný et al., 2007), a to umožněním popsat vliv zrání betonu na pronikání chloridů. Vliv zrání je do modelu zaveden prostřednictvím časově závislého difuzního součinitele betonu, který je počítán dle vztahu /10/.

Ověření výsledků doby do iniciace koroze tříúzlového MKP modelu s analytickým vztahem /11/ a modelem na bázi systému ANSYS (Konečný et al., 2013) je dostupné v tab. 29 přílohy na str. 120.

Hodnota koeficientu  $m$  je pro jednotlivé betonové směsi odvozena metodou nejmenších čtverců (Konečný&Lehner, 2014), a to na základě výsledků laboratorních měření spolupracovníků z USA (Ghosh et al., 2014). Při dlouhodobém výzkumu byla týmem kolegy Ghoshe měřena rezistivita řady betonových směsí, ze které jsou vypočteny konkrétní hodnoty difuzního součinitele ve zvolených stádiích zrání. Z jednotlivých hodnot je následně pomocí zmíněné metody nejmenších čtverců odečtena hodnota  $m$ , která je využita pro následné výpočty pronikání chloridů.



Obr. 37: Příklad výstupu z 2D MKP analýzy difuze chloridů pro 1D podmínky (stáří 10 let).

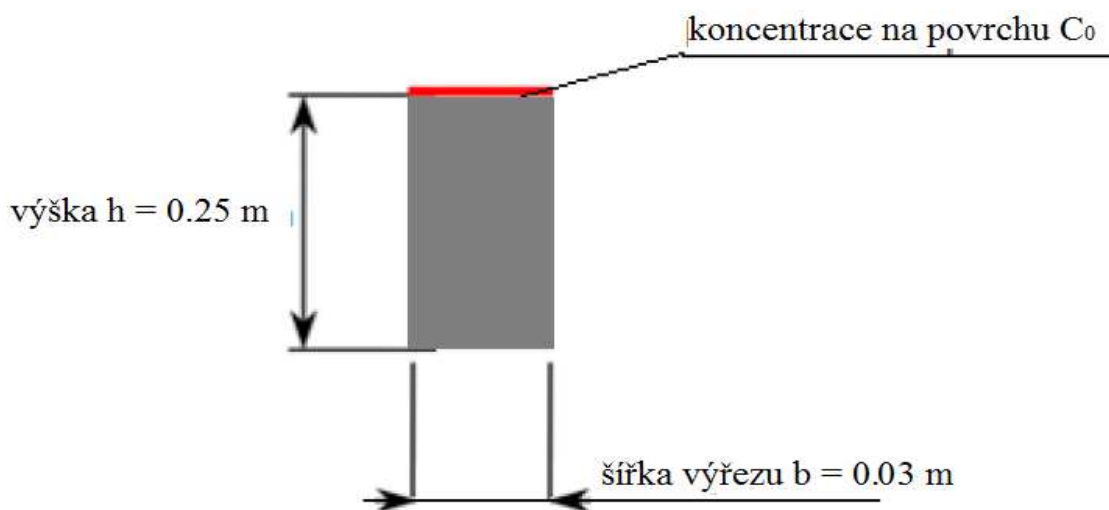
Na obr. 37 je představeno zobrazení hodnoty koncentrace chloridových iontů v konstrukci ve vztahu k rozložení uzlů. Z obrázku není patrné, že model obsahuje tříuzlové prvky.

## 6.2 Porovnání betonových směsí

Pro tento příspěvek byly z laboratorní studie (Ghosh et al., 2014) vybrány údaje o dvou betonových směsích. První z nich představuje klasický beton z portlandského cementu s označením 100TII-V. Tento beton je porovnáván se směsí z vysokopevnostního betonu označeného jako 45TII-V/35G100S/20F. Číselné údaje v názvu udávají množství přídavných látek, konkrétně 35% strusky a 20% popílku třídy F.

### 6.2.1 Vstupní údaje

Výpočet byl proveden na zjednodušeném modelu řezu železobetonové mostovky dle obr. 38. Výška mostovky je 0.25 m a šířka výřezu je 0.03 m. Počáteční koncentrace chloridových iontů na povrchu mostovky je  $C_0 = 0.6 \%$ . Pro posudek započítí koroze na výztuži je zohledněna hodnota chloridového prahu  $C_{th} = 0.2 \%$ . Krytí výztuže je o tloušťce  $z = 0.065$  m.



Obr. 38: Schéma výřezu ŽB mostovkou.

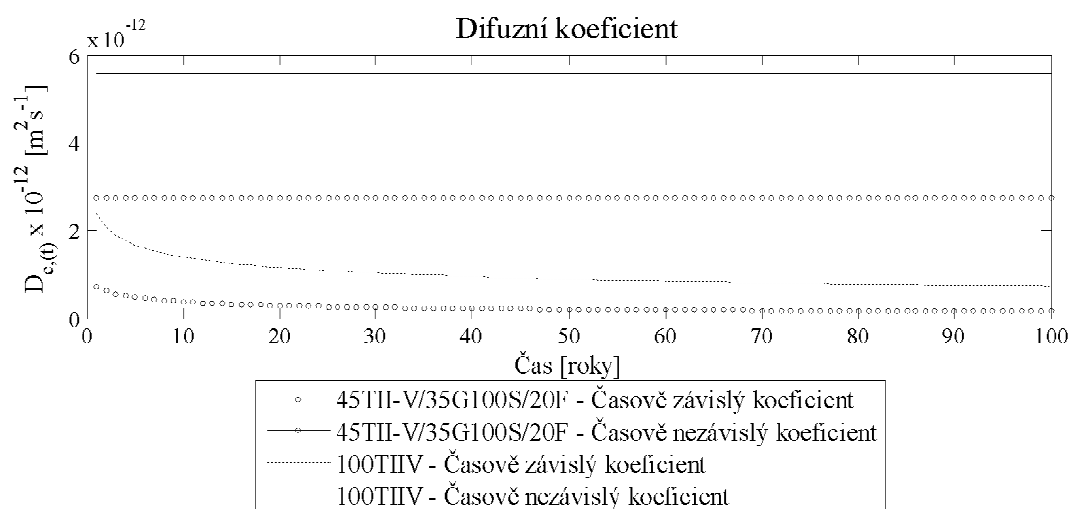
Pro betonové směsi jsou rozdílné počáteční hodnoty difuzního součinitele  $D_c(t)$  a také velikost materiálové konstanty  $m$  (tab. 12). Pro obě směsi je zaveden stejný referenční čas  $t_{ref} = 28$  dní.

Tab. 12: Hodnoty difuzního součinitele a materiálové konstanty pro porovnávané směsi

Směs	100TII-V	45TII-V/35G100S/20F
Difuzní součinitel $D_c$	$5.56 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$	$2.75 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$
Materiálová konstanta $m$	0.28	0.40

### 6.2.2 Hodnoty difuzního součinitele v čase

V rámci zde představovaného postupu lze do výpočtu zavádět časově závislý a časově nezávislý difuzní koeficient  $D_c(t)$ . Pro jednu směs je počáteční hodnota v obou variantách stejná, rozdíl je však v následujících hodnotách v čase mezi nultým a stým rokem, tak jak je vidět na obr. 39.

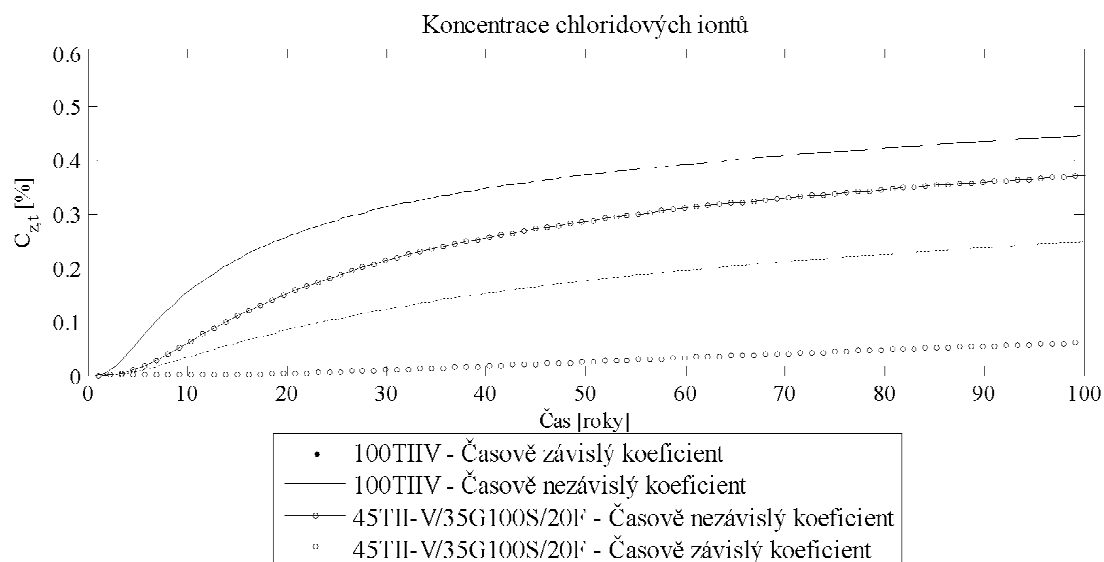


Obr. 39: Hodnota konstantního a časově závislého difuzního koeficientu  $D_c$  pro běžný beton (100 TII-V) a vysokohodnotný beton (45TII-V/35G100S/20F).

Časově nezávislý koeficient je po celou dobu konstantní. Vliv zrání betonu je patrný poklesem hodnoty difuzního součinitele v čase. Změna difuzního součinitele je na počátku zrání výrazná, a s narůstajícím stářím betonu se pokles jeho hodnoty ustaluje. Zajímavé je, že řádově vychází difuzní součinitel běžného betonu při uvažování stárnutí podobně, či lépe než difuzní součinitel vysokohodnotného betonu stáří 28 dní bez uvažování stárnutí.

### 6.2.3 Koncentrace chloridů v místě výztuže

Dílčím výstupem popisovaného algoritmu je určení hodnoty koncentrace chloridových iontů  $C_{z,t}$  v daném místě a čase. V tomto příkladu jsou výsledkem čtyři sady hodnot souvisejících s danou směsí a s rozdílným zadáváním difuzního koeficientu  $D_c(t)$ . Na obr. 40 jsou graficky zobrazeny hodnoty koncentrace na konstrukci v hloubce  $z = 0.065 \text{ m}$  v časovém intervalu 0 až 50 let. Jsou rozlišeny obě směsi a konstantní a proměnný koeficient  $D_c(t)$ .

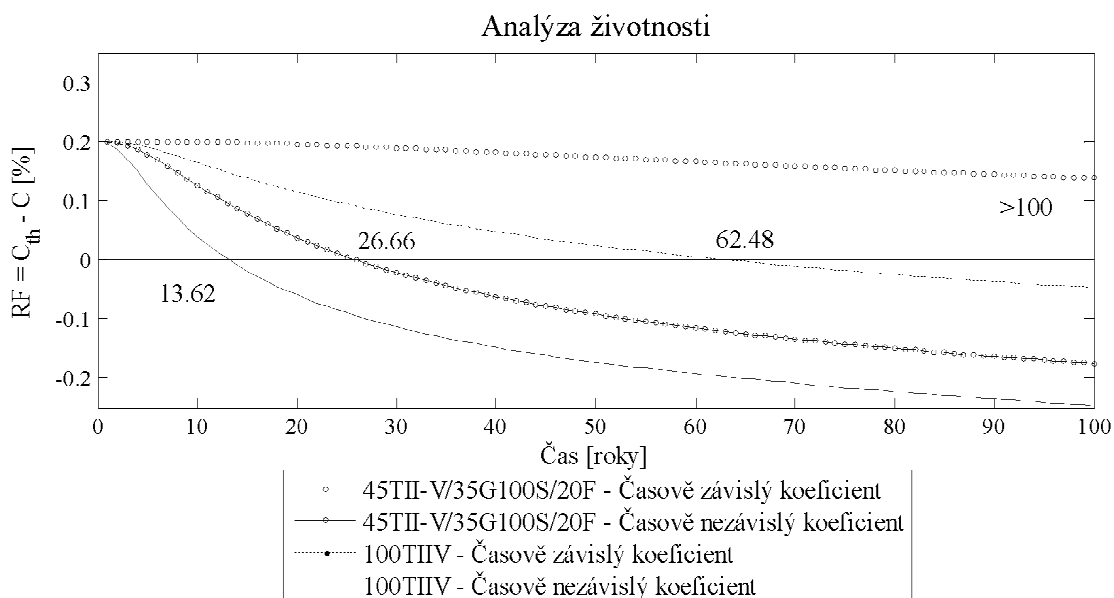


Obr. 40: Hodnota koncentrace chloridových iontů  $C_{z,t}$  v hloubce  $z = 0.065$  m pro běžný (100TII-V) a vysokohodnotný beton (45TII-V/35G100S/20F).

V grafu je patrné, že směs 45TII-V/35G100S/20F má větší odolnost proti pronikání chloridových iontů než směs 100TII-V. Stejně tak rozdíl mezi časově závislým a nezávislým difuzním součinitelem je obdobný. Absolutní rozdíl mezi vysokohodnotným a běžným betonem vyjádřený koncentrací chloridů v čase je při modelování zranění betonu výraznější.

#### 6.2.4 Životnost konstrukce

Porovnáním koncentrace chloridů na úrovni výztuže  $C_{z,t}$  s chloridovým prahem  $C_{th}$  lze určit dobu do vzniku koroze. Viz též formální zápis funkce spolehlivosti  $RF_t$  ve vztahu /13/ na str. 18. Posudkem trvanlivosti je rozšíření analýzy uvedené v práci (Lehner et al., 2014). Výpočet trvanlivosti vyjádřené pomocí iniciace koroze je založen na výsledcích v průběhu časového intervalu 0 až 100 let. Chloridový práh  $C_{th}$  je uvažován dle ACI 222 jako 0.2 % hmotnosti materiálu s cementačními vlastnostmi. Výslednou analýzu trvanlivosti s ohledem na chloridy vyvolanou iniciací koroze u obou směsí zobrazuje graf na obr. 41. Jsou zde opět porovnány výsledky pro časově nezávislý a závislý difuzní koeficient.



Obr. 41: Analýza trvanlivosti s ohledem na chloridy vyvolanou korozi výztuže v hloubce  $z = 0.065$  m pro běžný (100TII-V) a vysokohodnotný beton (45TII-V/35G100S/20F).

Nejnižší trvanlivost, a to 13.6 let, je dle očekávání vypočtena pro běžný beton s časově nezávislým difuzním koeficientem. Při uvažování zvoleného vysokohodnotného betonu je koroze iniciována za 26.7 let. Při uvažování koeficientu zrání betonu začne u běžného betonu výztuž rezivět po 62.5 letech a u vysokohodnotného betonu doba iniciace převyšuje 100 let. Nutno podotknout, že se jedná o teoretický případ betonu bez trhlin a ocelové výztuže bez jakékoliv ochrany.

Výsledky modelu dle očekávání potvrzují, že trvanlivost vysokohodnotných betonů je vyšší, než u běžných betonů. Tato informace je však spíše kvalitativní a vypovídací hodnotu dostane např. porovnáním s dalšími možnými variantami, jak je uvedeno v navazující parametrické studii.

### 6.3 Parametrická studie vlivu složení vysokohodnotného betonu na dobu do iniciace koroze

Doplněním výše uvedené analýzy trvanlivosti železobetonové přímopojížděné mostovky pro vybraný vysokohodnotný beton a referenční běžný beton o dalších 31 vysokohodnotných směsí zkoumaných v práci (Ghosh et al., 2014) vzniká parametrická studie vlivu složení betonu a efektu zrání na vyhodnocení trvanlivosti železobetonové přímopojížděné mostovky bez trhlin s ohledem na chloridy vyvolanou korozi. Výsledky studie jsou převzaty z práce (Konečný&Lehner, 2015).



### 6.3.1 Popis betonových směsí

Směsi z vysokohodnotného betonu připraveného v laboratoři pro měření vlivu zrání na povrchovou elektrickou resistivitu betonu a elektrickou vodivost. Studie (Ghosh et al., 2014) provedená v Kaliforni, USA zkoumá 32 různých vysokohodnotných směsí s jednosložkovou či dvousložkovou dílčí náhradou cementu vybranými materiály s cementačními vlastnostmi. Doplněkem HPC betonů je referenční beton se 100 % portlandským cementem. Vyhodnocování elektrických vlastností betonu bylo prováděno v rozsahu 7 až 161 dnů. V testech byly použity následující náhražky:

- type II-V cement (TII-V),
- rozemletá granulovaná vysokopecní struska o zrnitosti 100 nebo 120 (G100S respektive G120S),
- popílek třídy (C),
- popílek třídy (F),
- mikrosilika (SF),
- metakaolin (M).

Směsi jsou rozepsány v tab. 13 na základě procentní náhrady hmotnosti cementu. Např. směs ID 31 označená 65TII-V/28F/7M se skládá z 65 procent portlandského cementu TII-V, 28 procent popílku třídy F a 7 procent náhrady metakaolinem.

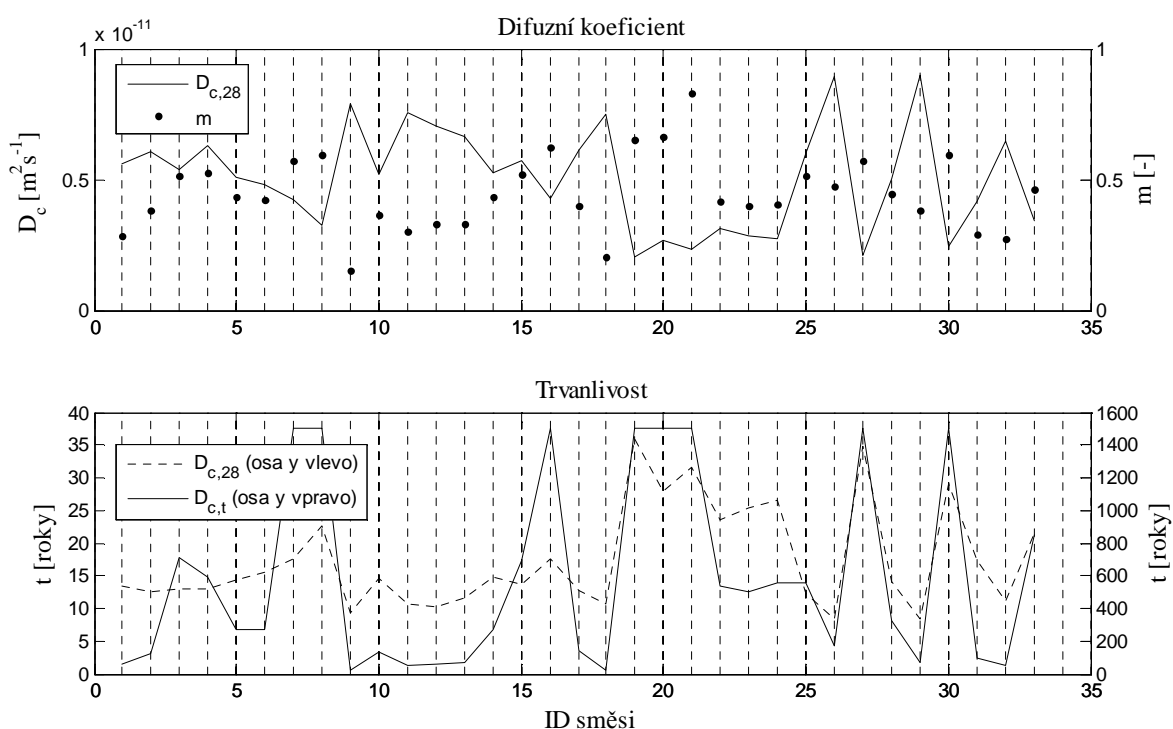
Tab. 13: Rozpis složení analyzovaných směsí (Ghosh et al., 2014)

ID	Směs	ID	Směs
1	100TII-V	18	45TII-V/40G120S/15C
2	80TII-V/20C	19	45TII-V/40G120S/15F
3	80TII-V/20F	20	65TII-V/35G100S
4	60TII-V/20C/20F	21	60TII-V/35G100S/5SF
5	60TII-V/30C/10F	22	50TII-V/35G100S/15C
6	60TII-V/30F/10C	23	50TII-V/35G100S/15F
7	75TII-V/20C/5SF	24	45TII-V/35G100S/20F
8	75TII-V/20F/5SF	25	60TII-V/30F/10M
9	65TII-V/35G120S	26	60TII-V/30C/10M
10	60TII-V/35G120S/5SF	27	50TII-V/40G120S/10M
11	50TII-V/35G120S/15C	28	60TII-V/25F/15M
12	50TII-V/35G120S/15F	29	60TII-V/25C/15M
13	95TII-V/5SF	30	50TII-V/35G120S/15M
14	93TII-V/7SF	31	65TII-V/28F/7M
15	65TII-V/5SF/30C	32	65TII-V/28C/7M
16	65TII-V/5SF/30F	33	57TII-V/35G120S/7M
17	55TII-V/5SF/40G120S	-	-

### 6.3.2 Výsledky

V horní části obr. 42 je zobrazena dvojice parametrů. Jsou zde referenční difuzní součinitel  $D_{c,28}$  a koeficient zrání betonu  $m$ , a to pro 32 vysokohodnotných směsí a kontrolní směs z běžného betonu. Spodní část obr. 42 představuje výsledek analýzy trvanlivosti obdobné grafu obr. 41, avšak pro všechny směsi uvedené v tab. 13. Jsou zobrazeny výsledky pro časově nezávislý difuzní součinitel  $D_c(28)$  a časově závislý difuzní součinitel  $D_c(t)$  při zhodnocení vlivu zrání. Číselné hodnoty jsou uvedeny v tab. 29 přílohy na str. 120, kde je dostupné i porovnání s výpočtem dle teoretického řešení /11/ se kterým je výpočet za pomoci tříuzlového prvku v dobré shodě.

Efekt prodlouženého zrání je patrný na vyhodnocení trvanlivosti pro směsi s ID 8 a 16. Tyto směsi se chovaly průměrně, pokud nebyl zahrnut vliv zrání. Jejich trvanlivost byla v případě konstantního difuzního součinitele  $D_c(28)$  mezi 17 a 23 roky. Průměrná doba do iniciace koroze byla přitom 17.4 roku. Při aplikaci koeficientu zrání  $m$  byla hodnota trvanlivosti vylepšena oproti ostatním směšem díky prodlouženému zrání. Trvanlivost směsí ID 8 a 16 pak byla více než 1500 let (průměr 583). Jejich výrazné zlepšení v porovnání s ostatními směšmi je připisováno nadprůměrnému koeficientu zrání  $m$ . Kombinace průměrného difuzního součinitele ve stáří 28 dní  $D_c(28)$  a vysokého koeficientu zrání  $m$  umožnilo dlouhodobě překonat i mnoho směsí s lepším, a tedy nižším  $D_c(28)$ .



Obr. 42: Referenční difuzní koeficient  $D_c(28)$  a koeficient zrání  $m$  směsí s označením 1 to 33 (nahore). Analýza doby do iniciace koroze ideální přímopojížděné mostovky bez trhliny s porovnáním výsledků pro časově závislý difuzní součinitel  $D_c(t)$  a konstantní difuzní součinitel  $D_c(28)$  vysokohodnotných směsí 1 - 33 (dole).

## 6.4 Diskuze a závěry

Tato část práce prezentuje analýzu trvanlivosti ideální přímopojížděné železobetonové mostovky bez trhlin. Mostovka je vystavená působením chloridů, přičemž je možno zohlednit vliv zrání betonu. Je ilustrován jak vliv složení betonu, tak zahrnutí koeficientu zrání betonu, na dobu do iniciace koroze.

Výsledky potvrdily, že i beton s průměrným difuzním součinitelem avšak s vysokým koeficientem zrání může vykazovat dlouhodobě vyšší životnost než beton s nižším koeficientem zrání. Příklady takových betonů jsou směsi označené jako ID 8 (75TII-V/20F/5SF) a ID 16 (65TII-V/5SF/30F). U směsi ID 8 sestával beton z následujících směsí s cementačními vlastnostmi: 75 procent portlandského cementu, 20 procent popílku třídy F a 5 procent mikrosiliky. U směsi ID 16 měl beton méně portlandského cementu (65%) a více popílku (30%).

Aplikovaný model trvanlivosti je založen na teoretických poznatcích a k jeho využitelnosti pro přesnější odhad trvanlivosti by byla vhodná kalibrace za pomoci výsledků z terénu (Ghosh et al., 2011, Tikalsky et al., 2007).

Zajímavým výstupem rozboru grafu časově závislého difuzního součinitele je možnost prodloužit životnost konstrukce odložením jejího uvedení do provozu (solení) o rok či dva. Za tuto dobu totiž dojde ke zvýšení odolnosti vůči vnikání chloridových iontů v důsledku snížení hodnoty difuzního součinitele (viz obr. 41).

Výše uvedená parametrická studie je provedena pro ideální přímopojížděnou mostovku bez trhliny. Zhodnocení vlivu trhliny a rozptylu vstupních parametrů je pro dvě základní alternativy provedeno deterministicky v kapitole 7 *Difuzní 2D MKP model zohledňující vliv trhlin* a pravděpodobnostně v kapitole 7 *Pravděpodobnostní analýza*.

## 7 DIFUZNÍ 2D MKP MODEL ZOHLEDŇUJÍCÍ VLIV TRHLIN

Kapitola 7 předsavuje možnosti 2D numerického modelu na bázi metody konečných prvků (MKP) sloužícího k analýze množství chloridů na úrovni výztuže. Obsahuje popis modelu s trhlinou, s epoxidovou ochranou výztuže. Novinkou je model asfaltového povlaku mostovky a hydroizolace oddělující vozovku od mostovky. V druhé části kapitoly jsou deterministické ukázky řešení jednotlivých druhů úloh. Závěr je doplněn o výsledky analýzy bez vlivu trhliny v betonu.

### 7.1 Základní popis 2D MKP modelu

Aplikovaný 2D MKP model jehož možnosti (Lehner *et al.*, 2014) slouží k řešení druhého Fickova difuzního zákona (vztah /7/) s využitím výpočetního nástroje kompatibilního s prostředím Matlab. Model se zaměřuje na transport chloridových iontů železobetonovou mostovkou s příčnou trhlinou a na odhad koncentrace chloridů na úrovni výztuže. Je možno vyhodnotit koncentraci chloridů u nechráněné ocelové výztuže a také u výztuže chráněné epoxidovým povlakem, tedy v místech poškození epoxidového povlaku ocelové výztuže. Model umožňuje zahrnutí trhliny v betonu, a rovněž poškození hydroizolace pod asfaltovou vrstvou. Numerický model navazuje na modely (Tikalský *et al.* 2005, Konečný *et al.*, 2007, Lehner, 2012, 2013).

Difuzní model založený na 2. Fickově zákonu je založen na tříuzlovém izoparametrickém prvku (Lehner, 2013). Model je ve stádiu hledání optimální rovnováhy mezi přesností velikostí prvků a časové diskretizace. Navzdory tomu, lze tyto výsledky brát jako použitelné s ohledem na porovnání jednotlivých sledovaných konstrukčních řešení mostovky mezi sebou. Ověření výsledků doby do iniciace koroze tříuzlového MKP modelu s analytickým vztahem /11/, čtyřuzlovým modelem (Lehner, 2013, Konečný&Lehner, 2015) a modelem na bázi systému ANSYS (Konečný *et al.*, 2013) je dostupné v tab. 29 přílohy na str. 120.

Níže jsou uvedeny předpoklady řešení, způsob zavedení trhlin v betonu, poruch v epoxidu či hydroizolaci pod asfaltovou vrstvou. Dále následuje rozbor jednotlivých modelových variant a příklady deterministického řešení.

#### 7.1.1 Předpoklady a principy řešení

V této části jsou popsány předpoklady a zjednodušení, ze kterých model vychází:

- Difuze iontů je jediným mechanismem pohybu chloridů.
- Železobetonová mostovka je homogenní a plně saturována po průřezu rovnoměrně rozloženou tekutou fází.

- Je užitá homogenizace materiálové vlastnosti - difuzního koeficientu po ploše průřezu s možností zhodnocení vlivu zranění betonu dle vztahu /10/.
- Difuzní součinitel se pro účely výpočtu nemění v závislosti na teplotě.
- Trhlina je modelována formou úpravy sítě MKP, přičemž síť konečných prvků zůstává spojitá i v oblasti trhliny.
- Trhlinu je možno modelovat dvěma způsoby:
  - formou okrajové podmínky – koncentrace na uzlech v trhlíně je stejná jako na povrchu, přičemž nejnižší uzel trhliny sítě MKP odpovídá hloubce trhliny v betonu,
  - úpravou geometrie sítě (zúžením prvků odpovídajících trhlíně) a formou změny difuzního součinitele v trhlíně.
- Koncentrace na povrchu je konstantní v čase (platí i pro trhlinu je-li zadána formou koncentrace na uzly).
- Trhliny se formují kolmo k podélným výztužným vložkám.
- Deska má nekonečnou délku (adiabatické okrajové podmínky na levém a pravém okraji).
- Hloubka modelované desky je rovna hloubce uvažované mostovky (adiabatické okrajové podmínky na spodním okraji desky, která není nekonečně hluboká jako v Crankově řešení /7/).
- Šířka desky je zvětšena tak, aby bylo možno podchytit efekty vzniku trhlin na okraji modelu.
- Koncentrace chloridů v okolí výztuže je považována za stejnou jako na úrovni horního povrchu výztuže.
- Asfaltová vrstva je uvažována jako dokonale propustný - koncentrace chloridů na povrchu asfaltu je uvažována i v místě hydroizolace.
- V místě porušení hydroizolace je koncentrace na povrchu betonu rovna koncentraci na povrchu asfaltového povlaku.
- Vyjma předpokládaných lokalit porušení jsou hydroizolace a epoxidový povlak ocelové výztuže uvažovány jako dokonale nepropustné.
- Koncentrace chloridů v místě poruchy epoxidového povlaku je rovna koncentraci v betonu v odpovídajícím místě.
- Chloridový práh pro iniciaci odhalené ocelové výztuže v místě poruchy povlaku je roven chloridovému prahu nechráněné ocelové výztuže.
- V místech, kde není epoxidový povlak porušen, ke korozi nedochází.

### 7.1.2 Modelování trhliny

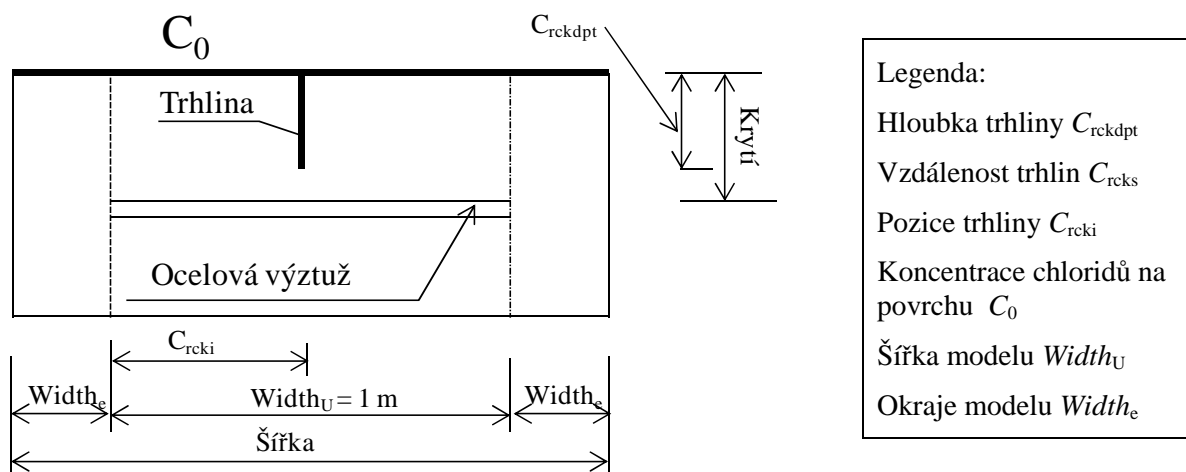
Trhlina může být zavedena formou okrajových podmínek povrchové koncentrace do uzlů odpovídajících předpokládanému umístění trhliny, tak jako v modelech (*Konečný et al., 2007*), (*Marsavina et al., 2007*). Pokročilejším přístupem navazujícím na práci (*Bentz et al., 2013*) je druhý možný způsob zavedení redukovaného difuzního součinitele s ohledem na velikost trhliny a úprava sítě MKP. Se změnou difuzního součinitele původně nebylo uvažováno, ale vzhledem k cíli porovnat přímopojížděnou mostovku s mostovkou chráněnou hydroizolací pod asfaltovou vrstvou

bylo přistoupeno k přípravě modelu se změnou difuzního součinitele. V navazujících příkladech je tedy užito postupu se změnou difuzního součinitele v elementech trhliny.

Výpočet difuzního součinitele pro pronikání chloridů v trhlíně  $D_{cr}$  je redukován v návaznosti na šířku trhliny a referenční difuzní součinitel  $D_{c,28}$  pro stáří betonu 28 dní (Djerbi et al., 2008). Při šířce trhliny menší než  $30\mu\text{m}$  je pro trhlinu využit difuzní součinitel betonu, zatímco pro trhlinu větší než  $80\mu\text{m}$  je použito difuzního součinitele media v trhlíně  $D_{c,trhlina,max} = 14 \times 10^{-10} \text{ [m}^2/\text{s]}$  (Djerbi et al., 2008). Pro mezilehlé hodnoty je difuzní součinitel interpolován:

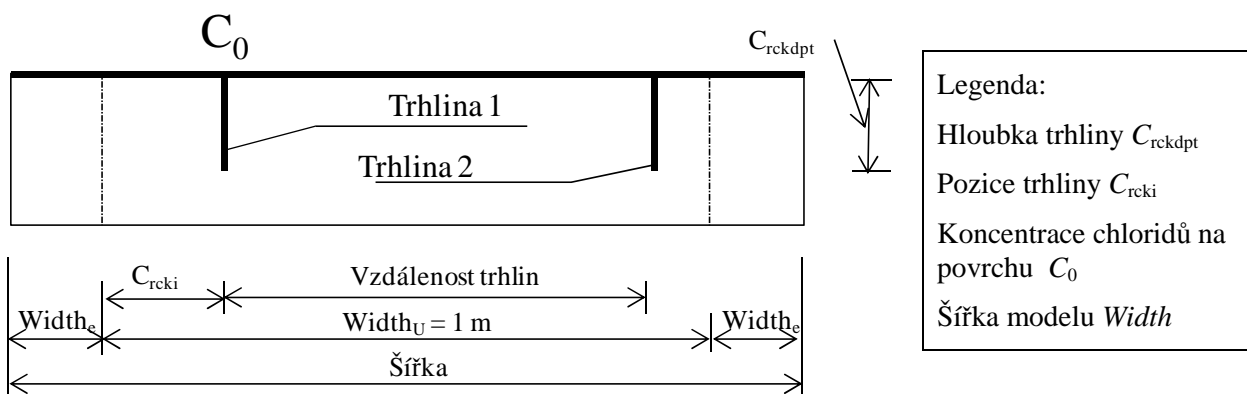
$$30\mu\text{m} < C_{rckw} < 80\mu\text{m} : D_{c,trhlina} = (D_{c,trhlina,max} - D_{c,28})/50 \times (C_{rckw} - 30) + D_{c,28}. \quad /37/$$

Schéma umístění počáteční trhliny je naznačeno na obr. 43. Trhlina je definovaná hloubkou a počáteční pozicí  $Crack_i$ . Model obsahuje na každou stranu přesahy tak, aby nedocházelo ke kumulaci chloridové koncentrace při modelování trhliny na okraji.



Obr. 43: Schéma modelu mostovky s trhlínou a nechráněnou ocelovou výztuží.

Model umožňuje modelování více trhlín, a to za pomoci parametru vzdálenost trhlín. Je-li vzdálenost trhlín menší než šířka modelu (1 m) rozhoduje o počtu trhlín v modelu počáteční pozice trhliny.



Obr. 44: Schéma modelu mostovky s více trhlinami a nechráněnou ocelovou výztuží.

Pro výpočet vzdálenosti a šířky trhliny je zvolen následující postup související s plochou trhlin na jednotkové ploše mostovky:

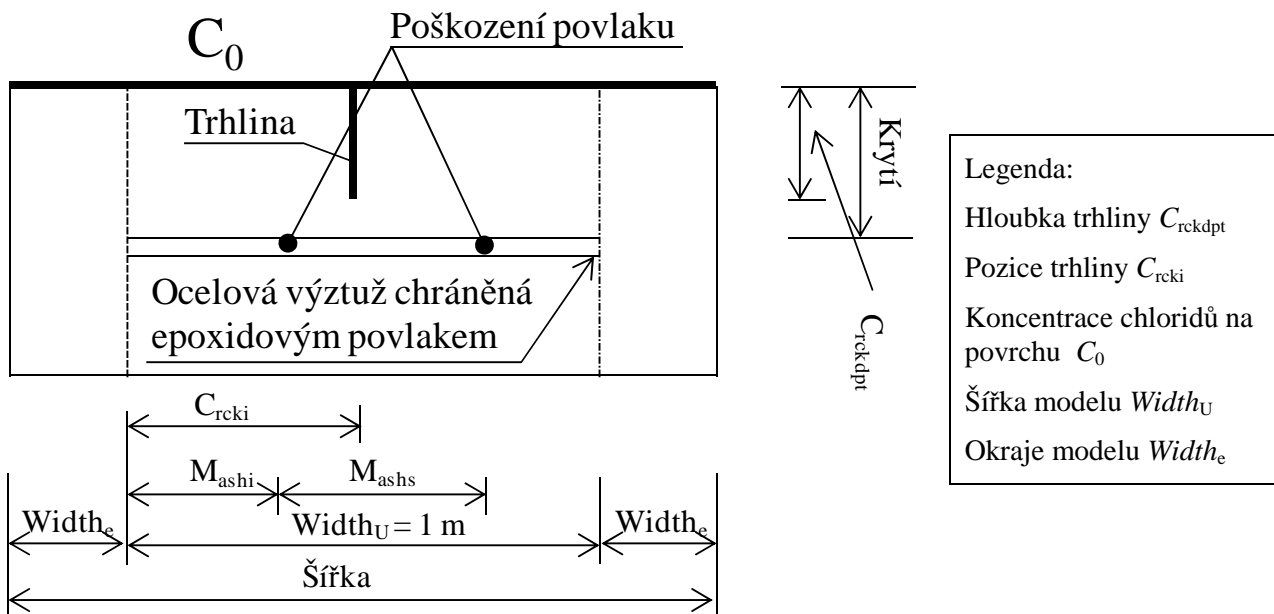
$$P_{crck} = C_{rcks}^{-1} \times C_{rckw} / 1000, \quad /38/$$

kde jsou:

- $P_{crck}$     pravděpodobnost výskytu trhliny v jednotkové ploše [ $m^{-2}$ ],
- $C_{rcks}$     vzdálenost trhlin [m],
- $C_{rckw}$     šířka trhlin [mm].

### 7.1.3 Modelování epoxidového povlaku

Analýza koncentrace chloridů při užití ochrany ocelové výztuže s epoxidovým ochranným povlakem spočívá v zjištění koncentrace chloridů v místě poruchy epoxidového povlaku (holiday). Na obr. 45 je uvedeno schéma modelu poruch epoxidové ochrany ocelové výztuže. Poškození epoxidového povlaku je definováno počtem poruch na běžný metr výztuže. Je určena vzdálenost poškození a poloha prvního poškození od levého okraje modelu.



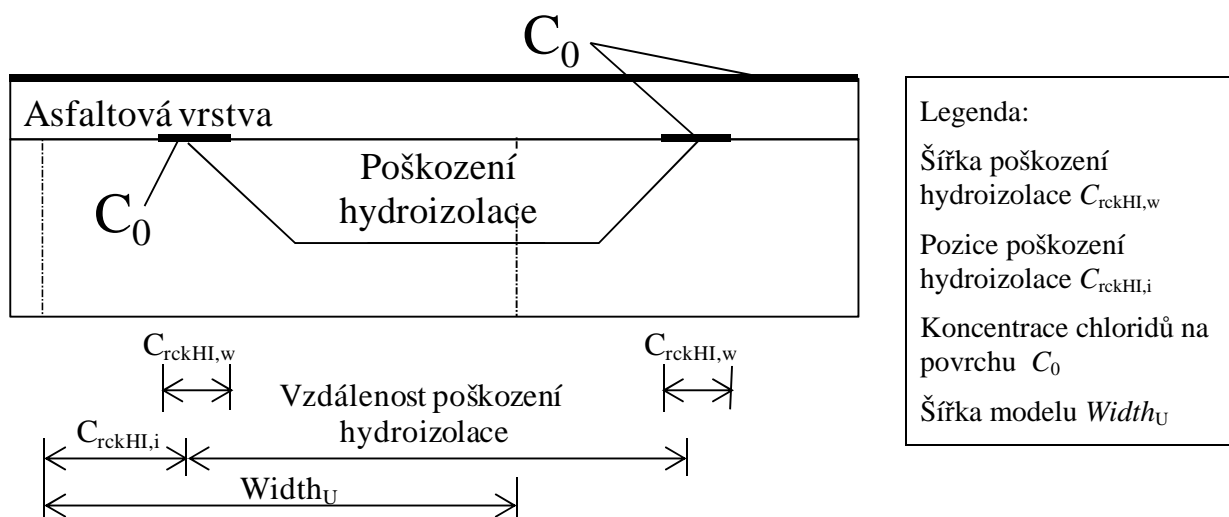
Obr. 45: Schéma modelu mostovky s trhlinou a ocelovou výztuží chráněnou epoxidovým povlakem.

#### 7.1.4 Modelování poruchy v hydroizolaci pod asfaltovou vrstvou

V připraveném modelu je uvažováno s vodopropustným asfaltem, takže je uvažováno s velmi rychlou expozicí hydroizolační membrány povrchovou koncentrací chloridů. Z hlediska difuze je tedy modelován pouze beton. Je uvažováno, že v hydroizolaci vzniknou defekty/trhliny. Tyto trhliny prochází v modelu stejně jako trhlina v betonu napříč celou jednotkovou oblastí modelu.

Porucha hydroizolace je zavedena formou okrajové podmínky – koncentrace na uzlech horního povrchu železobetonové mostovky v místě odpovídající předpokládané trhlině, či v místech předpokládaných trhlín. V případě, že je trhlín více, je jejich vzdálenost shodná. Je uvažováno s progresivním růstem trhliny v čase. Schéma poškození hydroizolaci je uvedeno na obr. 46.





Obr. 46: Schéma modelu mostovky s trhlinou v mostovce a hydroizolací pod asfaltovým povlakem.

Pro výpočet vzdálenosti a šířky trhliny v hydroizolaci je zvolen obdobný postup jako pro výpočet šířky trhliny v betonu /38/:

$$\Delta P_{\text{crck,HI}} = C_{\text{rcks,HI}}^{-1} \times \Delta C_{\text{rckw,HI}} / 1000, \quad /39/$$

kde jsou:

$\Delta P_{\text{crck,HI}}$  přírůstek pravděpodobnosti výskytu trhliny v jednotkové ploše za rok [ $\text{m}^{-2}/\text{rok}$ ],

$C_{\text{rcks,HI}}$  vzdálenost trhlín [m],

$\Delta C_{\text{rckw,HI}}$  přírůstek šířky trhliny za rok [mm/rok].

Vztah /39/ popisuje závislost přírůstku plochy porušené hydroizolace  $\Delta P_{\text{crck,HI}}$  na přírůstku šířky trhliny za rok  $\Delta C_{\text{rckw,HI}}$ . Plocha porušené hydroizolace  $P_{\text{crck,HI,t}}$  je pak pro dané stáří konstrukce  $t$  uvedena níže:

$$P_{\text{crck,HI,t}} = C_{\text{rcks,HI}}^{-1} \times \Delta C_{\text{rckw,HI}} / 1000 \times t. \quad /40/$$

V modelu je zvolena vzdálenost trhlín a následně dopočtena šířka trhliny. Trhlina je symetricky umístěna kolem určené počáteční pozice  $Crack_{\text{HI,i}}$ , a každý rok se rozrůstá. Rozrůstání trhlín je modelováno symetricky z obou stran. Přírůstek je na každou stranu vždy polovina  $\Delta C_{\text{rckw,HI}}$ .

### 7.1.5 Typy řešitelných úloh

V následujících podkapitolách je ukázáno řešení zvolených problémů pro typické zadání sumarizované v níže uvedené tab. 14.

Tab. 14: Konstrukční a modelové parametry alternativ zvolených pro deterministickou analýzu iniciace koroze železobetonové mostovky s trhlinou\*).

Označení	Cementová směs	Trhlina v betonu	Asfaltová vrstva a hydroizolace	Vliv zrání betonu	Ochrana výztuže
P1E	100TII	Ano	Ne	Ano	Epoxidový
P1B		Ano	Ne	Ano	Nechráněná
P2E		Ano	Ano	Ano	Epoxidový
P2B		Ano	Ano	Ano	Nechráněná
P3E	45TII-	Ano	Ne	Ano	Epoxidový
P3B	V/35G100S/20F	Ano	Ne	Ano	Nechráněná

Poznámka: \*) Varianty bez trhliny řešené v části 7.1.10 mají značení P01-P03.

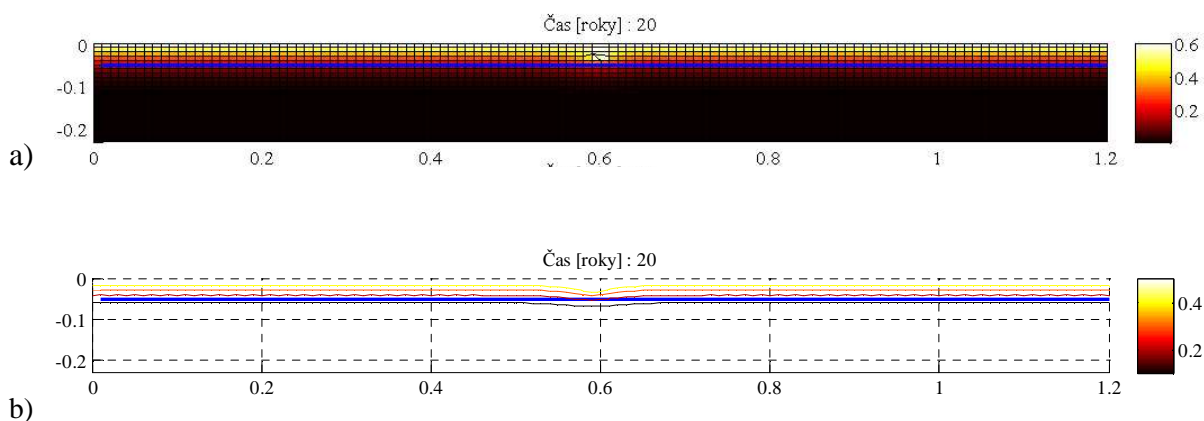
V podkapitolách 7.1.6 jsou popsány vstupní parametry, zobrazena síť konečných prvků. Dále je možno shlédnout grafické výstupy 2D koncentrace a křivky popisující iniciaci koroze, a to pro varianty P1E/B, a také pro variantu P2 E/B.

Vzhledem k analogii mezi teplotním a difuzním problémem je užit 4 uzlový izoparametrický prvek vhodný pro řešení jak tepelných, tak difuzních úloh. Deska o výšce 0.23 m je vertikálně rozdělena na 23 prvků o rozměrech 10×10 mm. Délka kroku časově závislé analýzy (transient analysis) je řízena automaticky na základě velikosti prvku a difuzním součiniteli.

### 7.1.6 Analýza s trhlinou v železobetonové mostovce a s běžným betonem

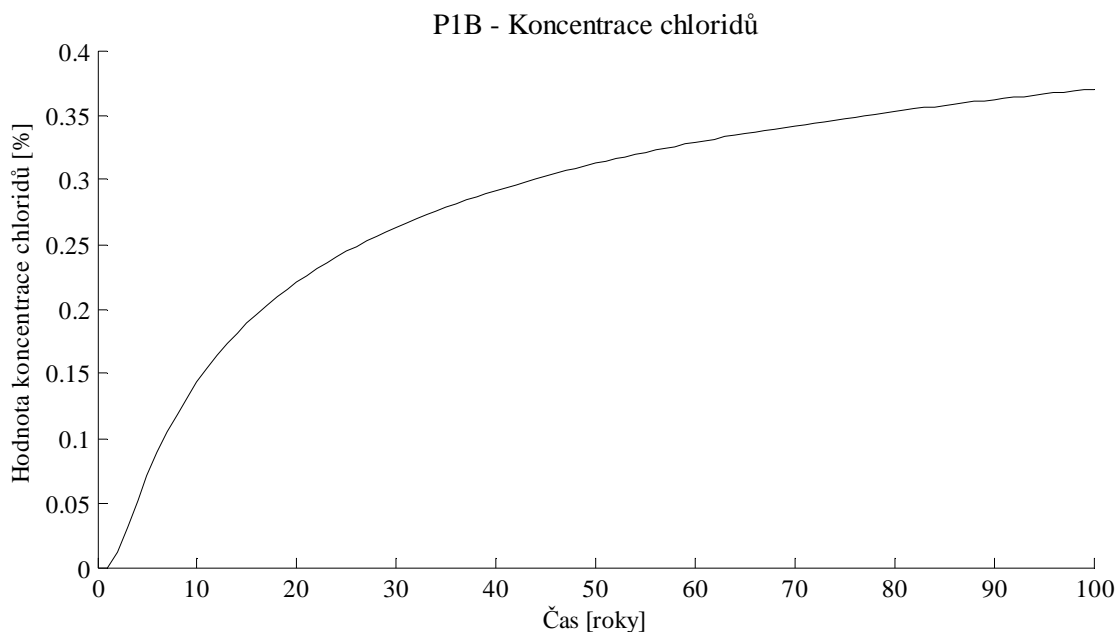
U modelu s trhlinou a běžným betonem (alternativa P1B dle tab. 14) je referenční difuzní koeficient  $D_{c,28}$  ve 28 dnech po betonáži uvažovaný pro běžný beton jako  $5.59 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] což odpovídá průměrné hodnotě směsi 100TII (Ghosh et al., 2014, viz tab. 30 v Příloze na str. 133). Hodnota koeficientu zrání je zvolena jako  $m = 0.284$ . Počáteční koncentrace na povrchu betonu (okrajové podmínky na relevantních uzlech)  $C_0$  je zvolena 0.6 procent (hmotnosti materiálů s cementovými vlastnostmi) rozpustných chloridových iontů (Tikalsky, 2003, Kurgan, 2003). Koncentrace chloridů na pozadí betonu je 0 procent. Hodnota koncentrace, při které dojde k iniciaci koroze  $C_{th}$  je 0.2 procent chloridů k hmotnosti materiálu s cementačními schopnostmi (Tikalsky, 2003, ACI 222). Čisté krytí betonové výztuže nad vrchní vrstvou výztuže je 0.05 m. Ocelová výztuž je nechráněna. Trhlina je umístěna v polovině vyšetřované šířky modelu, která má hodnotu 1 m. Hloubka trhliny je zvolena 0.025 m a její šířka je 0.3 mm. Vzhledem k modelované šířce trhliny 3 mm (300 μm) je

difuzní součinitel v trhlině zaveden jako  $D_{c, \text{trhlina}} = 14 \times 10^{-10} \text{ [m}^2/\text{s]}$  (viz /37/).



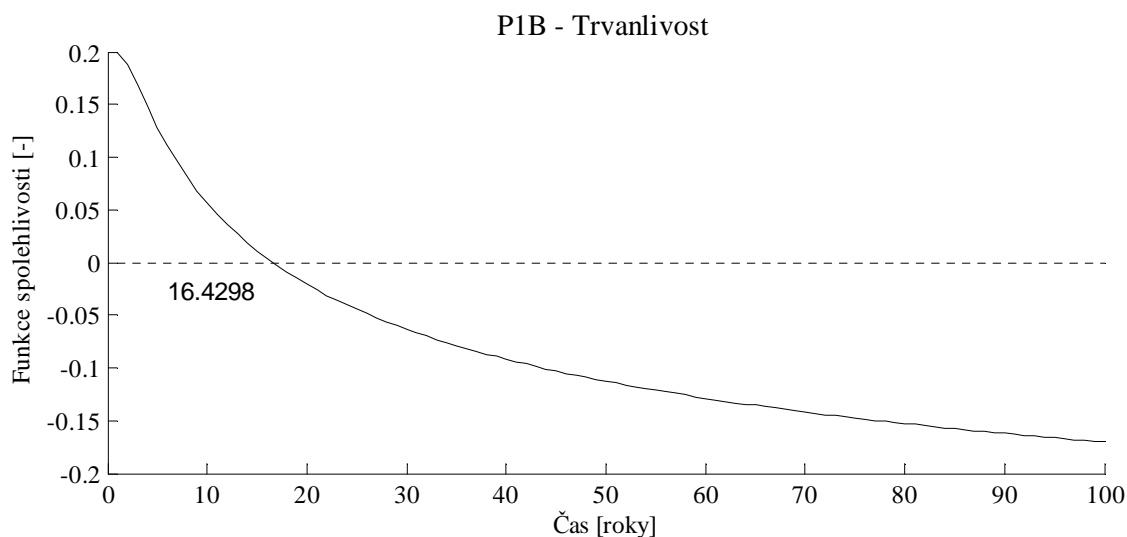
Obr. 47: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce s trhlinou z běžného betonu se zohledněním vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta PIB pro dobu expozice  $t = 20$  let. (a) zobrazuje síť MKP elementů, a koncentraci formou pásem, zatímco (b) zobrazuje izolinie koncentrací chloridů.

Působení trhliny umožňující pohyb chloridových iontů jak ve vertikálním tak v horizontálním směru je ilustrováno na grafickém výstupu z MKP analýzy (viz obr. 47). Chloridy mohou proniknout k výztuži rychleji v oblasti s trhlinou. Průběhy vývoje koncentrací chloridů v čase jsou po sudých dekadách uvedeny v příloze (viz obr. 76 na str. 124 a obr. 77 na str. 124).



Obr. 48: Koncentrace chloridů na úrovni výztuže betonové mostovky s trhlinou z běžného betonu se zohledněním vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta PIB s nechráněnou výztuží.

Pro upřesnění je vhodné uvést, že vodorovný rozměr výřezu mostovky v šířce 1.2 m odpovídá modelu o šíři jeden metr a okrajům po 0.1 m. Na okrajích není koncentrace chloridů vyhodnocována a nevznikají zde trhliny v betonu (viz rovněž schéma na obr. 45).



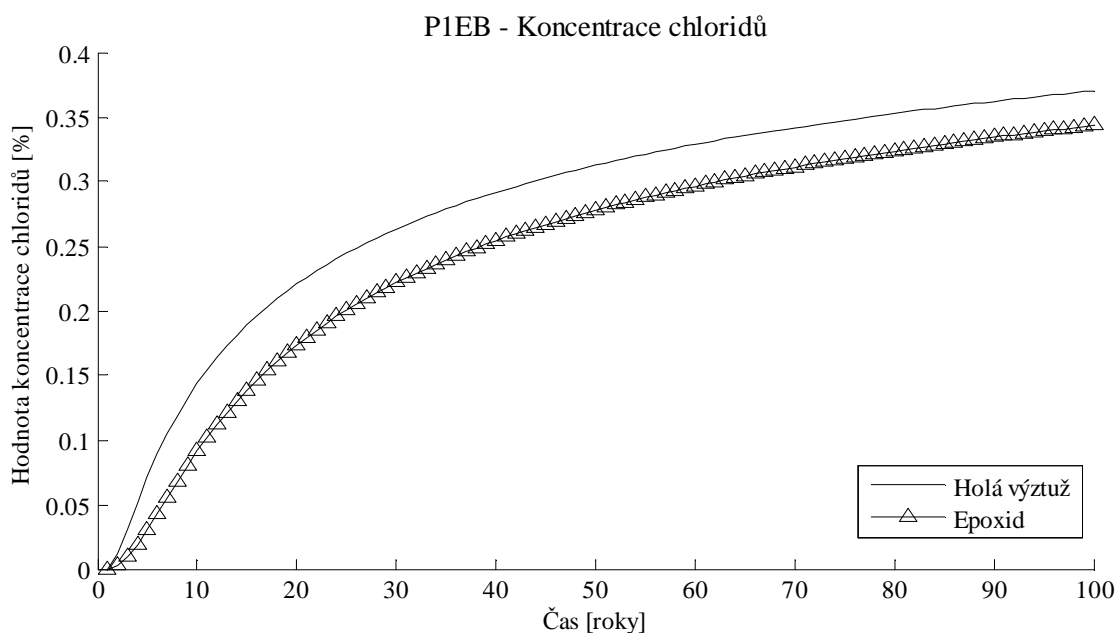
Obr. 49: Funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky s trhlinou z běžného betonu. Deterministické řešení - varianta P1B s nechráněnou výztuží.

V návaznosti na 2D analýzu chloridové koncentrace v čase, je pro variantu s nechráněnou výztuží získána informace o nejvyšší koncentraci chloridů na úrovni výztuže v čase. Viz obr. 48.

Po odečtení časového průběhu koncentrace chloridů na úrovni výztuže v místě s nejvyšší koncentrací  $C_{zt}$  a po porovnání s hodnotou chloridového prahu  $C_{th}$  je odečtena doba do iniciace koroze  $t_i = 16.4$  let pro běžnou výztuž. Viz obr. 49.

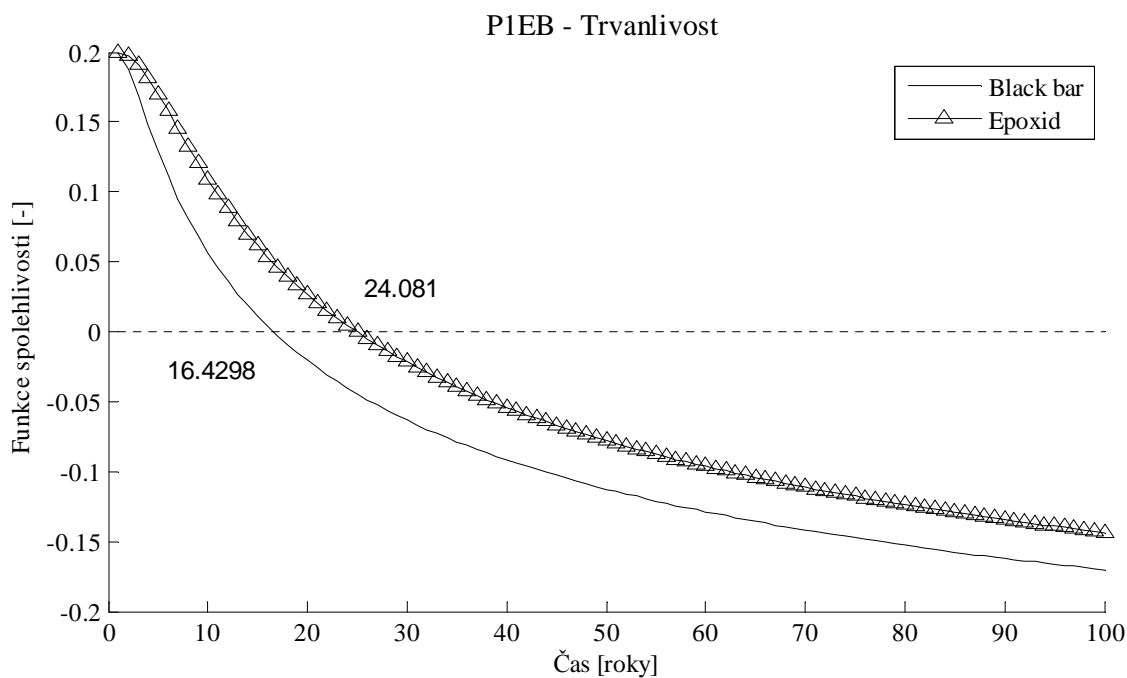
### 7.1.7 Analýza trvanlivosti s epoxidovou ochranou ocelové výztuže

Model epoxidového povlaku je zakomponován do analýzy formou identifikace defektů na výztuži. Rozdíl oproti nechráněné výztuži přímopojížděné mostovky (varianta P1B) je tedy v definici míst, kde se koncentrace chloridů na úrovni výztuže koncentrace chloridů odečítá. Pro ilustraci je vybrán počáteční defekt epoxidového povlaku 5 cm od levého okraje modelu, a další defekty se opakují co 20 cm. Koncentrace chloridů v místech s poruchou epoxidové výztuže poklesla, a je zobrazena v porovnání s koncentrací na běžné výztuži na obr. 50.



Obr. 50: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci koncentrace chloridů na úrovni výztuže betonové mostovky s trhlinou z běžného betonu se zohlednění vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta P1B s nechráněnou výztuží a P1E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží.

Výsledná křivka trvanlivosti je zobrazena na obr. 51 a doba do vzniku koroze se přidáním epoxidovou ochrany ocelové výztuže zvýšila z 16.4 let na 24.1 roků.



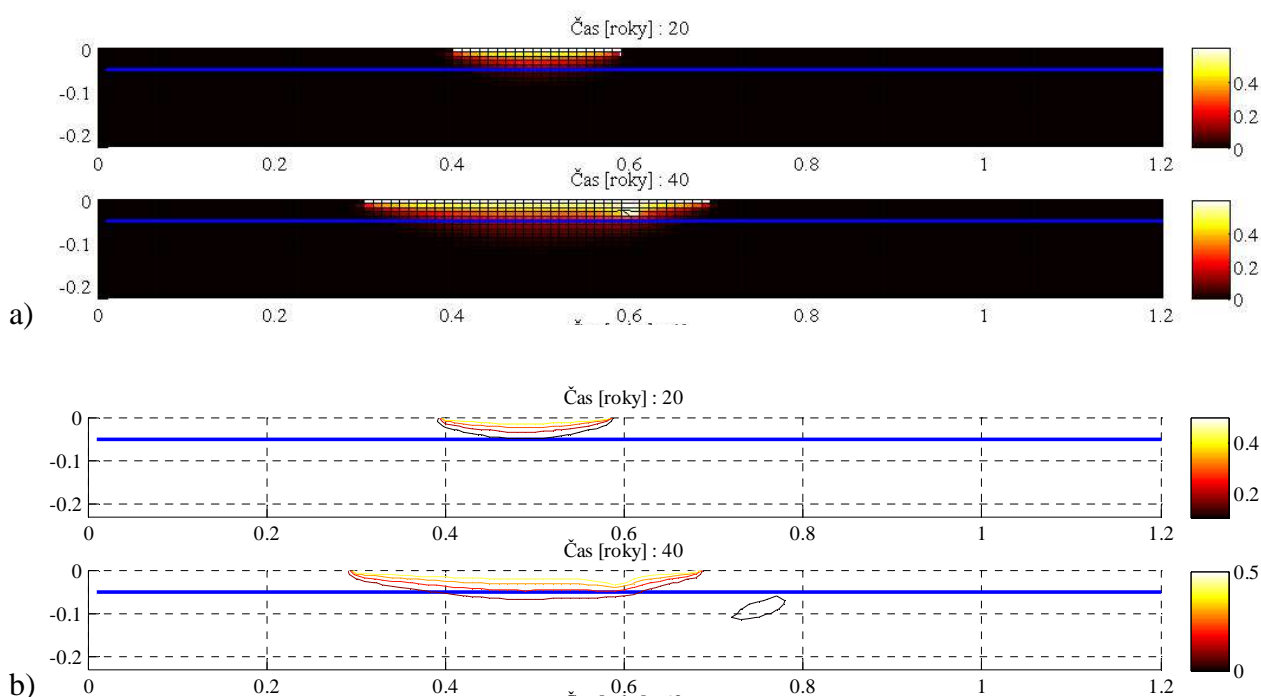
Obr. 51: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky s trhlinou z běžného betonu. Doba do počátku koroze je u nechráněné výztuže  $t_i = 16.4$  roky a u výztuže s epoxidovým povlakem  $t_{i,epoxy} = 24.1$  roků. Deterministické řešení - varianta P1B s nechráněnou výztuží a P1E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží.

### 7.1.8 Analýza s poruchou hydroizolace a trhlinou v železobetonové mostovce

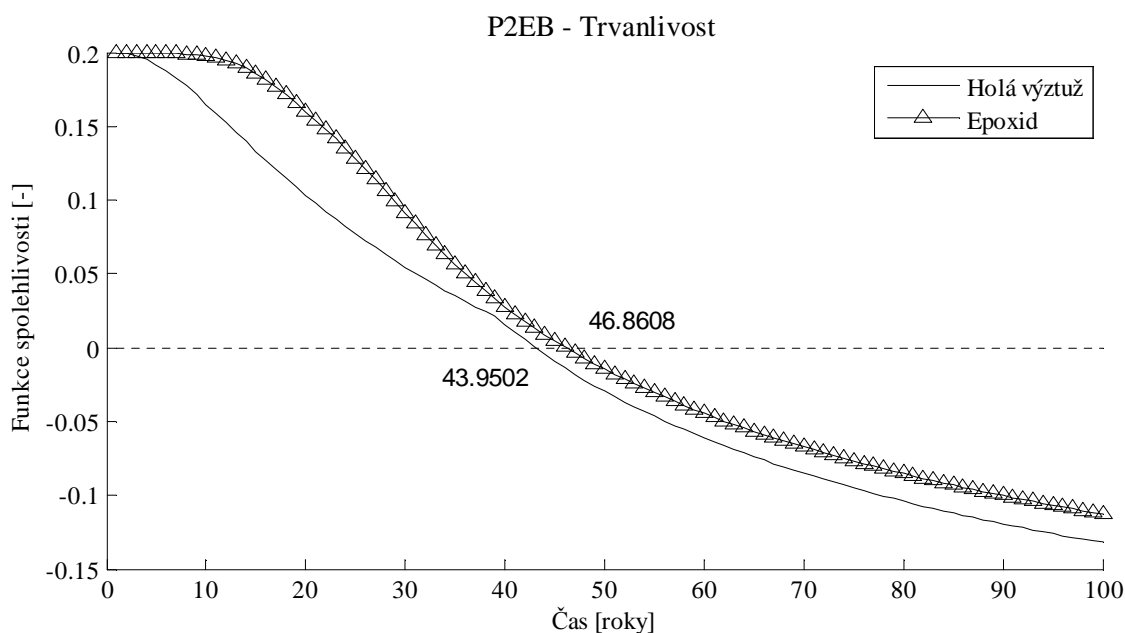
Přidáme-li k předchozímu řešení mostovky s trhlinou a běžným betonem (P1EB) asfaltovou vrstvou a hydroizolaci, získáme model odpovídající tradičnímu řešení ve střední Evropě. Vzhledem ke zkušenostem s penetrací chloridů přes hydroizolaci v důsledku jejího opotřebení, je uvažováno s poruchou hydroizolace. Defekt je v modelu umístěn 40 cm od levého okraje, přičemž se plocha defektu v bariéře zvětšuje o 1 cm za rok. Níže uvedený výstup (obr. 52) je pro 20 a 40 let: velikost defektu hydroizolace zde odpovídá nezáměrně stáří a je pro 20 let 20 cm, respektive 40 cm pro stáří 40 let. Na výstupech koncentrace chloridů je patrné, že povrchová koncentrace představující defekt hydroizolace se v čase rozšiřuje.

Výstupy pro sudé dekády jsou uvedeny v příloze na obr. 78 str. 125 a na obr. 79 na str. 125.

Analýzou funkce spolehlivosti bylo vypočteno, že iniciace koroze započne u nechráněné výztuže po 44.0 letech, zatímco u výztuže s epoxidovou ochranou to bude po 46.9 letech. Viz obr. 53. Vliv epoxidu je patrný do stáří 30 let, pak už je oblast poškození hydroizolace natolik rozsáhlá, že se dostává i nad defekty v epoxidovém povlaku. Výhoda epoxidové ochrany se pak ztrácí.



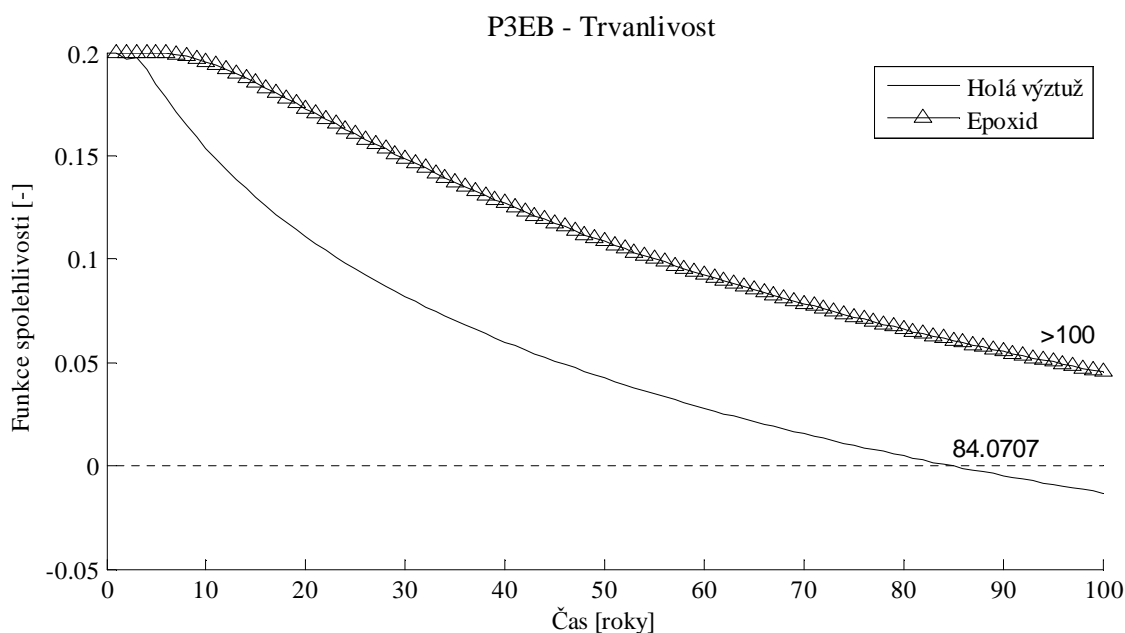
Obr. 52: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky a s poruchou hydroizolace 40 cm od levého okraje modelu. Zobrazený výstup je pro běžný beton při zohlednění vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta P2EB pro dobu expozice  $t = 20$  a 40 let. (a) zobrazuje síť MKP elementů, a koncentraci formou pásem, zatímco (b) zobrazuje izolinie koncentrací chloridů.



Obr. 53: Funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze v betonové mostovce pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky a s poruchou hydroizolace. Doba do počátku koroze je pro nechráněno výztuž  $t_i$  je 44.0 let a pro výztuž s epoxidovým povlakem je  $t_{i,epoxy} = 46.9$  let. Deterministické řešení - varianta P2EB.

### 7.1.9 Analýza s vysokohodnotným betonem a s trhlinou v železobetonové mostovce

Upravíme-li u řešení přímopojížděné mostovky s trhlinou a běžným betonem (P1EB) záměnou difuzní součinitel spolu s koeficientem zrání, pak získáme model vysokohodnotného betonu. Uvažujme tedy  $D_{c,28}$  pro vysokohodnotný beton rovno  $2.75 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] což odpovídá směsi označené jako 45TII-V/35G100S/20F (Ghosh et al., 2014, viz tab. 30 v Příloze na str. 133). Koeficient zrání je  $m=0.404$ . Doba do vzniku koroze  $t_i$  pro řešení s nechráněnou ocelovou výztuží (Varianta P3B) je pak 84.1 let. Doba do vzniku koroze  $t_{i,epoxy}$  pro řešení s epoxidovou ochranou výztuže (Varianta P3B) je větší než 100 let křivka trvanlivosti pro variantu zohledňující zrání je uvedena na obr. 54. Grafické 2D výstupy pro sudé dekády jsou uvedeny v příloze na obr. 80 str. 126 a na obr. 81 na str. 126.



Obr. 54: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky s trhlinou z vysokohodnotného betonu se zohledněním vlivu zrání betonu. Doba do počátku koroze je u nechráněné výztuže  $t_i = 84.1$  roky a u výztuže s epoxidovým povlakem  $t_{i,epoxy} > 100.0$  let. Deterministické řešení - varianta P3EB.

### 7.1.10 Analýza trvanlivosti bez vlivu trhliny

Pro úplnost je analýza trvanlivosti mostovky s trhlinou (viz tab. 14 na str. 74) doplněna o výsledky bez vlivu trhliny, a to při zachování shodných modelových parametrů jako v ostatních příkladech kapitoly 7. Označení jednotlivých alternativ je modifikováno přidáním nuly do názvu verze modelu. Rozpis verzí je uveden v tab. 15. Rozdíl mezi využitím epoxidové ochrany ve vztahu k nechráněné výztuži se u přímopojížděné mostovky bez trhliny (P01EB a P03EB) smývá, neboť chloridy postupují celým profilem mostovky stejně rychle, tak jako je tomu v kapitole 6. Vliv epoxidového povlaku je patrný u modelu s asfaltovou vrstvou, kde už hraje roli interakce mezi defektem hydroizolace a epoxidového povlaku (P02EB). Grafy rozložení chloridů v hloubce nejsou již opakovány vzhledem k jejich obdobnosti s okraji mateřských řešení s trhlinou v betonu. Křivky trvanlivosti jsou uvedeny v příloze 10.4.2 na str. 122.

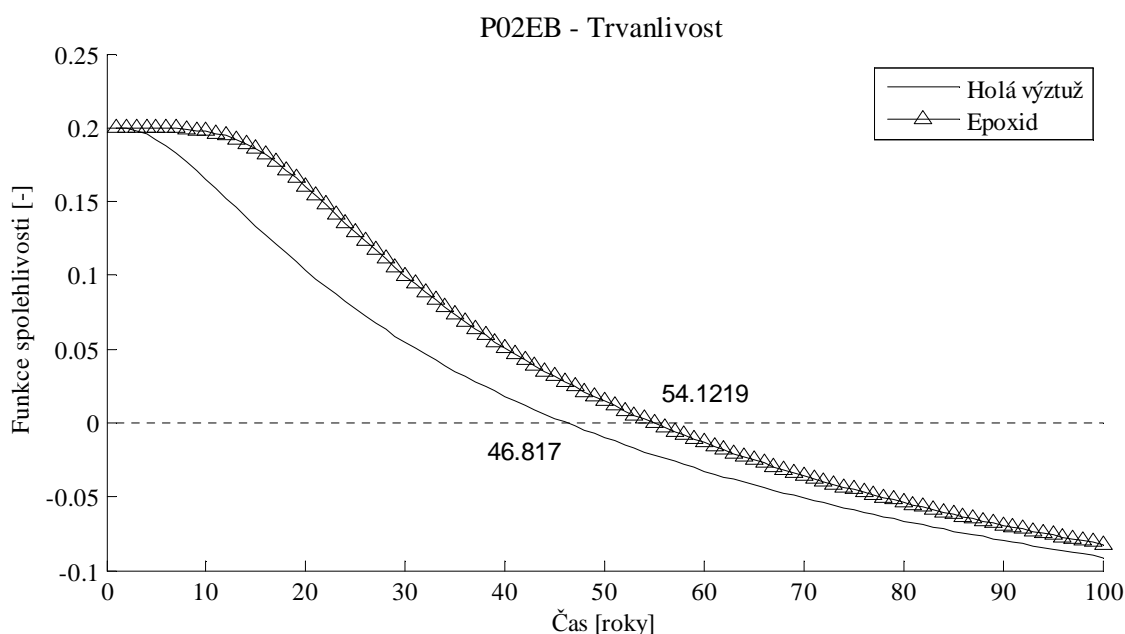


Tab. 15: Konstrukční a modelové parametry alternativ zvolených pro deterministickou analýzu iniciace koroze železobetonové mostovky bez trhliny.

Označení	Cementová směs	Trhлина v betonu	Asfaltová vrstva a hydroizolace	Vliv zrání betonu	Ochrana výztuže
P01EB	100TII	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P02EB	100TII	Ne	Ano	Ano	Ne / Epoxid
P03EB	45TII-V/35G100S/20F	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid

Pro zadání přímopojížděné železobetonové mostovky z běžného betonu P1B uvedené v části 7.1.6 na str. 74 vychází bez trhliny v betonu doba do iniciace koroze  $t_i = 32.9$  roků. Trvanlivost při uvažování s ochranou epoxidovým povlakem je shodná a  $t_{i,epoxy} = 32.9$  roků.

Vliv epoxidové ochrany je patrný až v případě mostovky s asfaltovou vrstvou navazující na variantu P2EB (viz podkapitola 7.1.8 na str. 78), kdy hydroizolace má oddělovat chloridy od betonu s výztuží. Funkce spolehlivosti umožňující vypočítat dobu do iniciace koroze je zobrazena na obr. 55.



Obr. 55: Funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze v betonové mostovce bez trhliny pokryté asfaltovou vrstvou s poruchou hydroizolace. Zobrazený výstup je pro běžný beton při zohlednění vlivu zrání betonu. Doba do počátku koroze je pro nechráněno výztuž  $t_i$  je 46.8 let a pro výztuž s epoxidovým povlakem je  $t_{i,epoxy} = 54.1$  let. Deterministické řešení - varianta P02EB.

Pro alternativy s vysokohodnotným betonem vychází doba do iniciace koroze u nechráněné i epoxidem chráněné výztuže bez trhliny v betonu P03EB  $t_i = t_{i,epoxy} > 100.0$  roků.

## 7.2 Diskuze a souhrn deterministického řešení

Výstupy z jednotlivých analýz jsou uvedeny v tab. 16. U výsledků je patrný rozdíl v době životnosti při uvažování kvality betonu a vlivu trhliny v mostovce. Je rovněž patrný výrazný rozdíl mezi variantami s hydroizolací a s přímopojížděnou mostovkou s trhlinou.

Dle očekávání vychází nejhůř nechráněná přímopojížděná mostovka s trhlinou bez ochrany výztuže (P1B) při uvážení epoxidové ochrany (P1E) pak dojde ke zdvojnásobení doby do iniciace koroze. Je-li mostovka s trhlinou ochráněna i hydroizolací, dochází k cca 6 násobnému prodloužení životnosti ocelové výztuže oproti variantě (P1B). Epoxidový povlak životnost ještě prodlouží, ale rozdíl vůči nechráněné výztuži již není řádový. Při užití vysokohodnotného betonu na mostovce s trhlinou je iniciace koroze běžné výztuže (P3B) započne minimálně dvakrát později než v případě běžného betonu s hydroizolací (P2B). Nejlépe je ochráněna na mostovce s vysokohodnotným betonem a trhlinou výztuž s epoxidovým povlakem. Zde se ve variantě (P3B) pozitivně projevuje pomalejší difuze chloridů skrz krytí a vzdálenost poruchy v epoxidu od trhliny v mostovce. V tomto případě je i nejvýraznější rozdíl oproti nechráněné ocelové výztuži. V případě, že bychom dokázali vytvořit ideální mostovku bez trhliny, pak vychází nejlépe varianta s vysokohodnotným betonem následována běžným betonem pod hydroizolací. Zde se pozitivně projevuje modelovaný vliv epoxidového povlaku, který prodlužuje doby do iniciace koroze oproti nechráněné výztuži o 7 let. Životnost nechráněné výztuže pod asfaltovou vrstvou je obdobná, ať je uvažováno s trhlinou v betonu či bez trhliny. Výrazný nárůst doby do iniciace koroze pak vychází pro ideální mostovku z běžného betonu, kdy se její životnost u nechráněné výztuže téměř zčtyřnásobila.

Nutno podotknout, že u epoxidem chráněné výztuže je předpokládána iniciace koroze pouze v případě poruchy epoxidového povlaku hydroizolace. Je otázka jakým způsobem probíhá koroze pod neporušeným epoxidovým povlakem, kdy se chloridy mohou z poškozených míst přesouvat kapilárně mezi ocelí a epoxidem. Je také otázkou zda chloridy procházejí v omezené míře epoxidovým povlakem.

Dalším zjednodušením bylo uvažování asfaltové vrstvy jako absolutně propustné. Běžný asfalt bez vodopropustné funkce může pronikání chloridů do jisté míry zbrzdit, takže modelový předpoklad vede k mírnému urychlení průniku chloridů.

Tab. 16: Souhrn výsledků deterministické analýzy iniciace koroze dle zvolených alternativ řešení železobetonové mostovky při krytí 5 cm.

Označení	Doba do iniciace koroze $t_i / t_{i,epoxy}$ [roky]	Cementová směs	Trhlina v betonu	Asfaltová vrstva a hydroizolace	Vliv zrání betonu	Ochrana výztuže
P1EB	16.4 / 24.1	100TII	Ano	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P2EB	44.0 / 46.9	100TII	Ano	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P3EB	84.1 / 100+	45TII-V/35G100S/20F	Ano	Ano	Ano	Ne / Epoxid
P01EB	32.9 / 32.9	100TII	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P02EB	46.8 / 54.1	100TII	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P03EB	100+ / 100+	45TII-V/35G100S/20F	Ne	Ano	Ano	Ne / Epoxid

## 8 PRAVDĚPODOBNOSTNÍ ANALÝZA

Pravděpodobnostní odhad doby do iniciace koroze pro zvolené alternativy železobetonových mostovek je předmětem této kapitoly. K pravděpodobnostní analýze je užito výše uvedeného 2D konečně prvkového modelu. V závěru je ukázáno porovnání chování jednotlivých metod ochrany ocelové výztuže při zhodnocení rozptylu vstupních parametrů, a to pro mostovku s trhlinou i bez trhliny v betonu. Tato část slouží jako studie pro ověření funkčnosti modelu, ukázkou jeho možností a pro porovnání vybraných konstrukčních řešení vybraných železobetonových mostovek.

### 8.1 Úvod

Postup pravděpodobnostního posudku aplikovatelný na problematiku trvanlivosti železobetonové mostovky s ohledem na iniciaci koroze je ilustrován na příkladu přímopojížděné železobetonové mostovky z běžného betonu, a to v podkapitole 8.2, kde jsou uvedeny hodnoty a pravděpodobnostní popis jednotlivých veličin, popis analýzy a rozbor výsledné doby do iniciace koroze. Vzhledem k tomu, že v jednom výpočtu lze analyzovat jak trvanlivost nechráněné ocelové výztuže, tak trvanlivost ocelové výztuže chráněné epoxidovým povlakem je pozornost věnována oběma subvariantám. Další uvažované varianty dle způsobu ochrany výztuže a mostovky jsou uvedeny v tab. 17 a v podkapitolách 8.3 a 8.4. Zmíněné kapitoly diskutují rozdíly oproti řešení přímopojížděné mostovky s trhlinou a běžným betonem (varianty P1E/B) a určuje rovněž s výslednými parametry doby do iniciace koroze.

K pravděpodobnostní analýze je využita metoda SBRA (Simulation-based Reliability Assesment, Marek et al., 1995, 2003), která využívá přímou metodu Monte Carlo při charakterizaci náhodně proměnných useknutými histogramy dle (Marek et. al., 1995). Doba do iniciace koroze je počítána modelem s MKP modulem (Lehner, 2013, *Lehner et al., 2014*) volně navazujícím na již dříve provedené pravděpodobnostní analýzy přímopojížděné mostovky (*Konečný et al., 2007*). Model je připraven v prostředí kompatibilním se systémem Matlab. Pravděpodobnostní modul navazující na práci (Praks, 2002, 2005) spouští MKP úlohu popisující konkrétní variantu ŽB mostovky. Řešení tohoto makra je prováděno v rámci simulace Monte Carlo opakovaně, a to vždy s náhodně generovanými vstupními proměnnými dle předepsaných histogramů.

Výsledné pravděpodobnosti jsou vztaženy na čtverec 1×1 metr a plocha poškozené mostní konstrukce se dá následně vypočítat prostým vynásobením získané pravděpodobnosti plochou mostovky.

Tab. 17: Konstrukční a modelové parametry alternativ zvolených pro pravděpodobnostní analýzu iniciace koroze železobetonové mostovky s trhlinou \*).

	<b>Cementová směs</b>	<b>Trhlina v betonu</b>	<b>Asfaltová vrstva a hydroizolace</b>	<b>Vliv zrání betonu</b>	<b>Ochrana výztuže</b>
P1E	100TII	Ano	Ne	Ano	Epoxid povlak
P1B	100TII	Ano	Ne	Ano	Nechráněná
P2E	100TII	Ano	Ano	Ano	Epoxidový povlak
P2B	100TII	Ano	Ano	Ano	Nechráněná
P3E	45TII - V/35G100S/20F	Ano	Ne	Ano	Epoxidový povlak
P3B	45TII - V/35G100S/20F	Ano	Ne	Ano	Nechráněná

Poznámka: \*) Varianty bez trhliny řešené v části 8.5 mají označení P01-P03.

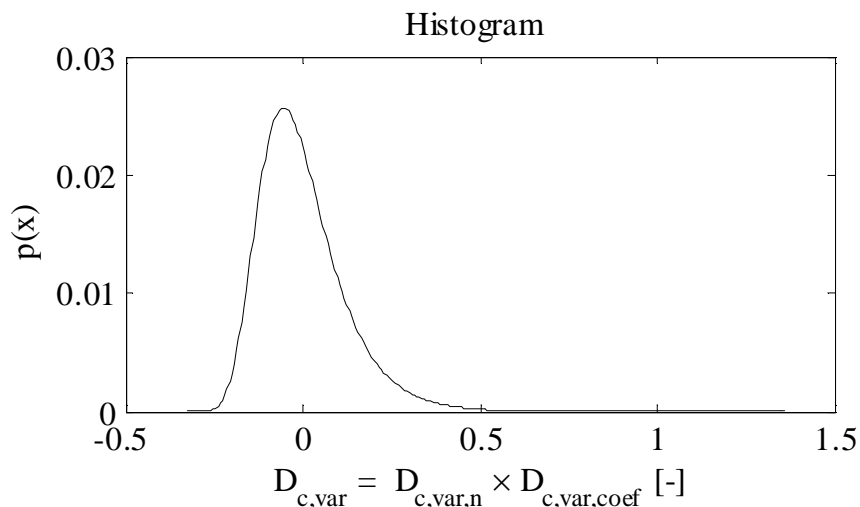
## 8.2 Analýza s trhlinou v železobetonové mostovce a s běžným betonem

Pravděpodobnostní analýza přímopojížděné železobetonové mostovky s trhlinou navazuje na deterministické řešení s nechráněnou ocelovou výztuží uvedené v kapitole 7.1.6. Model obsahuje i modul pro vyhodnocení trvanlivosti vyjádřené formou doby do iniciace koroze při ochraně výztuže epoxidovým povlakem (viz podkapitola 7.1.3), a to vzhledem k tomu, že lze v jedné simulaci modelovat obě varianty.

### 8.2.1 Vstupní parametry a náhodně proměnné

V tab. 18 je uveden souhrn parametrů, a to jak náhodně proměnných, tak deterministických pro základní alternativu přímopojížděné železobetonové mostovky z běžného betonu s trhlinou (P01B). Základní materiálová charakteristika, difuzní součinitel běžného betonu s cementem 100TII, je zvolena v návaznosti na laboratorní měření (Ghosh et al., 2014, viz tab. 30). Referenční difuzní součinitel je  $D_{c,28} = 5.59 \times 10^{-12}$  [m<sup>2</sup>/s] a koeficient zrání je zvolen  $m = 0.26$ . Podkladem pro histogramy rozptylu difuzního koeficientu běžného betonu je normalizovaný bezrozměrný histogram získaný autory z 80 měření na 10 vzorcích vysokohodnotného betonu. Odvození

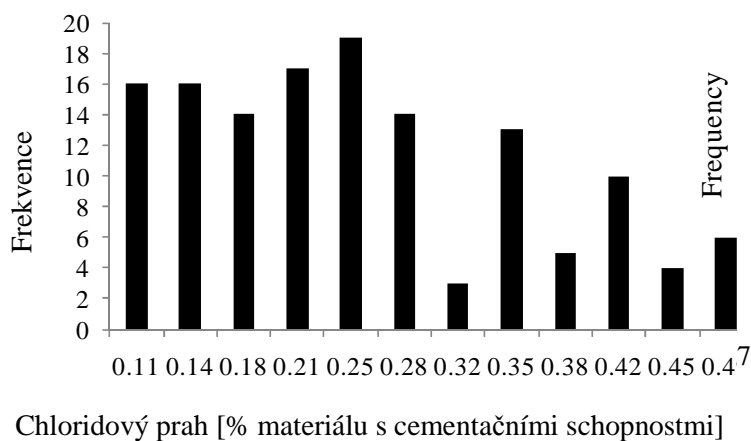
histogramu je uvedeno v kapitole 5.5.3, která začíná na straně 44. Diskuzi ohledně přípravy a volby pravděpodobnostního rozdělení difuzního součinitele již obsahuje část 5.6 na str. 51.



Obr. 56: Histogram rozptylu difuzního součinitele betonu pro pravděpodobnostní analýzu vysokohodnotného i běžného betonu.

Difuzní součinitel v trhlině železobetonové mostovky  $D_{c, \text{trhlina}}$  závisí na šířce trhliny, a velikosti referenčního difuzního součinitele  $D_{c,28}$ . Hodnota je dopočtena dle vztahu /37/.

Koroze výztuže souvisí s koncentrací chloridů na úrovni výztuže. Hloubka výztuže byla zvolena konstantní jako 50 [mm].



Obr. 57: Histogram chloridového prahu  $C_{th}$  [%].

Rozdělení chloridového prahu pro nechráněnou ocelovou výztuž bylo získáno z práce (Darwin et al., 2009). Toto rozdělení je využito i pro analýzu iniciace koroze na výztuži pokryté epoxidovým povlakem. Výše uvedený chloridový prah zobrazený na obr. 57 je využit pro popis vlastností chráněné výztuže v místech modelovaného poškození epoxidového povlaku. Další údaje o rozsahu chloridového prahu uvádí práce (Glass&Buenfeld, 1995).

Parametry trhlin v přímopojížděné železobetonové mostovce jsou uvažovány následovně. Předpokládáme, že trhliny v betonu pokrývají 0.01 % plochy. Bude li průměrná vzdálenost trhlin 3 metry, pak lze průměrnou šířku trhliny v ploše 1 m<sup>2</sup> určit dle vztahu /38/ jako:

$$C_{\text{rckw}} = 1000 \times C_{\text{rcks}} \times P_{\text{crck}} = 1000 \times 3 \times 0.0001 = 0.3 \text{ [mm]}, \quad /41/$$

kde jsou:

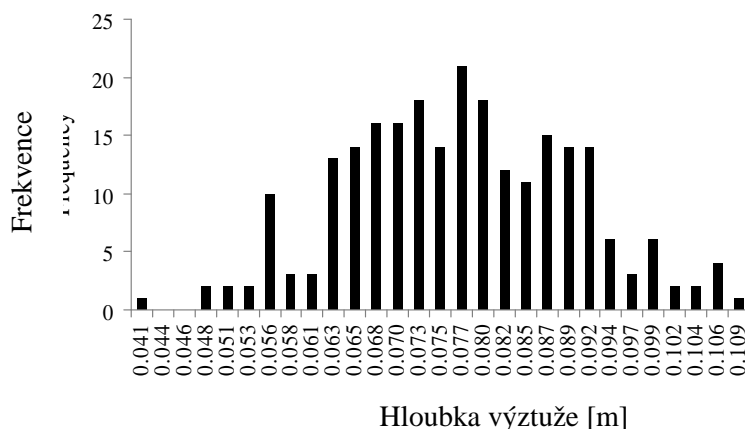
$P_{\text{crck}}$  pravděpodobnost výskytu trhliny v jednotkové ploše [m<sup>-2</sup>],

$C_{\text{rcks}}$  vzdálenost trhlin [m],

$C_{\text{rckw}}$  šířka trhlin [mm].

Pro popis šířky i vzdálenosti trhlin v betonu je zvoleno normální rozdělení. Směrodatná odchylka vzdálenosti trhlin  $\sigma_{\text{Crcks}}$  je 0.1 m, zatímco směrodatná odchylka šířky trhliny  $\sigma_{\text{Crcksw}}$  je zvolena jako 0.05 mm.

Je zvoleno, že maximální hloubka trhliny je rovna hloubce mostovky v (Saadeghvaziri&Hadidi, 2002). Trhlina je dále charakterizována počáteční polohou trhliny. Počáteční poloha trhliny v mostovce se v modelu vyskytuje s rovnoměrnou pravděpodobností výskytu mezi sledovaným úsekem modelu a vzdáleností trhlin. Každá další trhlina by byla od předchozí vzdálena o aktuálně nagenеровanou vzdálenost trhlin. Pro odhad rozptylu hloubky trhliny je zvoleno exponenciální rozdělení, přičemž nejvíce trhlin bude u povrchu, a jejich množství klesá s hloubkou. Krytí výztuže je popsáno rozdělením uvedeným na obr. 58 dle studie (Sohangpurwala&Scannell,1994).



Obr. 58: Histogram krytí [m].

Tab. 18: Náhodně proměnné a deterministické vstupní parametry pro varianty PIB a PIE (běžný beton s cementem 100TII a přímopojížděná železobetonová mostovka s trhlinou, PIB – nechráněná ocelová výztuž, PIE – ocelová výztuž chráněná epoxidovým povlakem).

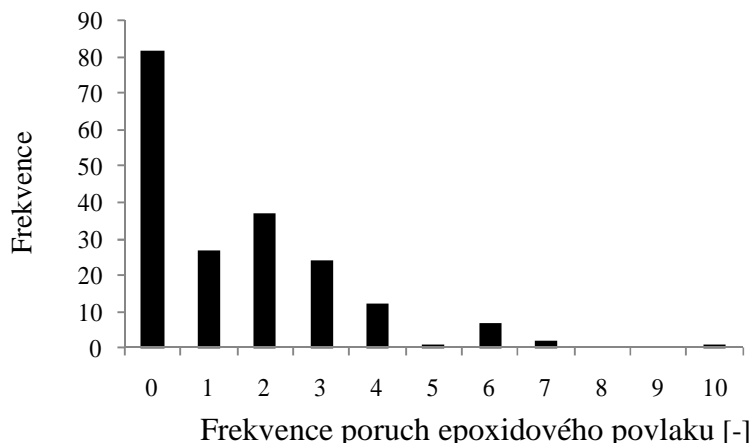
Název proměnné	Rozptyl	Popis
Difuzní koeficient (OPC) $D_{c,28}$ [ $10^{-12}m^2/s$ ]	$5.59 \times 10^{-12}$	Konstanta (Ghosh et al., 2014)
Koeficient zrání $m$ [-]	0.284	Konstanta (Ghosh et al., 2014)
Rozptyl difuzního koeficientu $D_{c,var}$ [-]	$(-2.7-11.2) \times 0.043$	Histogram DcHPCN3.dis, Gumbelovo rozdělení ( $\mu=0, \sigma=1$ ) $\times 0.043$
Hloubka výztuže (krytí) $R_{ebd}$ [m]	0.04-0.11	Histogram XDEPTH3.dis (Sohanghpurwala&Scannell,1994)
Chloridový práh pro počátek koroze $C_{th}$ [%]	0.09-0.51	Histogram thr_b.dis (Darwin, et al. 2009)
Hloubka trhliny $C_{rckdpt}$ [m]	0.0-Depth	Histogram EXPON1.dis
Vzdálenost trhlin $C_{rcks}$ [m]	(2.4-3.6)	Histogram crcks.dis Normální rozdělení, $N(3,0.1)$ *)
Šířka trhlin $C_{rckw}$ [mm]	(0.035-0.565)	Histogram crckw.dis Normální rozdělení, $N(0.3,0.05)$ *)
Relativní vzdálenost první trhliny $C_{rcks,i}$	0-1	Rovnoměrné rozdělení
Frekvence defektu povlaku výztuže $M_{ashn}$ [ $m^{-1}$ ]	0-10	Histogram holi_V.dis (Weyers, et al, 1998)
Relativní vzd. prvního defektu povlaku výztuže $M_{ashi}$	0-1	Rovnoměrné rozdělení
Koncentrace chloridů na povrchu $C_0$ [%]	0.21-1.63	Histogram c_0V.dis (Weyers, et al, 1998)
Počáteční koncentrace chloridů v betonu $C_b$ [%]	0	Konstanta
Sledovaná doba života $t$ [years]	100	Konstanta
Tlošťka ŽB desky $Depth$ [m]	0.23	Konstanta

Poznámka: \*) Normální rozdělení  $N(\mu, \sigma)$  je popsáno 2 parametry  $\mu$  je průměr a  $\sigma$  je směrodatná odchylka. Rozdělení jsou aproximována useknutými histogramy, takže jsou uvedeny i minimum a maximum užitého rozdělení.

V případě variantní analýzy ocelové výztuže s epoxidovým povlakem, je pro frekvenci poškození epoxidového povlaku zvoleno rozdělení dle (Weyers et al., 1998, Pyc, 1998, viz obr. 59), které se zdá realističtější, než rozdělení poruch odvozené na základě měření (Sohanghpurwala and Scannell,1994). Množství poruch epoxidového povlaku dle (Pyc, 1998) vychází do 10 na běžný

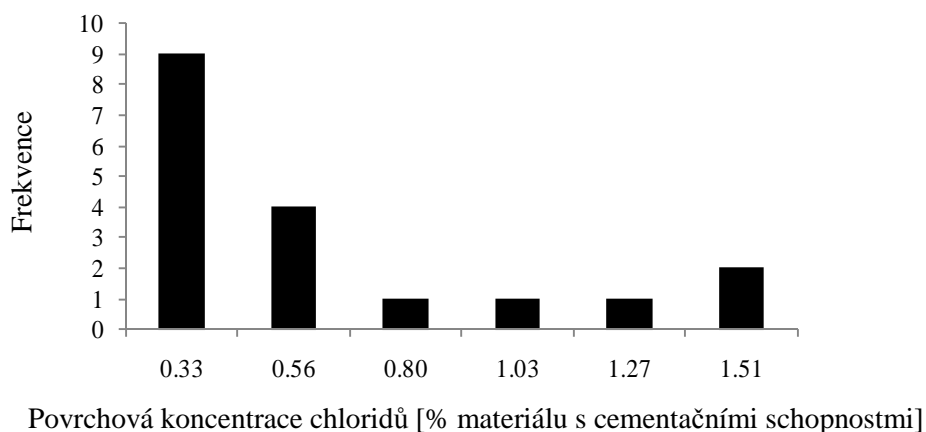


metr výztuže. Z analýzy výsledků studie (Sohangpurwala and Scannell, 1994) lze dopočítat frekvenci poruch epoxidu ve výztuži vřvtů až na  $100 \text{ m}^{-1}$ .



Obr. 59: Histogram poruch epoxidového povlaku  $Mash_n$  [ $\text{m}^{-1}$ ].

Dalším náhodně proměnným parametrem získaným z práce (Pyc, 1998) je koncentrace chloridů na povrchu betonu (viz obr. 60).



Obr. 60: Histogram koncentrace chloridů na povrchu  $C_0$  [% hmotnosti materiálu s cementačními schopnostmi].

### 8.2.2 MKP transformační model

MKP makro popsané v kapitole 7.1 umožňuje opakovanou analýzu úlohy 2D difuze chloridů se vstupními parametry náhodně generovanými pravděpodobnostním modulem. V podkapitole 7.1.6 je ukázán výpočet modelu na jedné sadě vstupů – deterministickém řešení. V prvotní studii je využit model se sítí  $30 \times 32$ , která má 960 prvků. U pravděpodobnostního řešení metodou Monte Carlo je v každém simulačním kroku vytvořena síť konečných prvků. Na jednotlivé uzly jsou aplikovány okrajové podmínky a jsou vygenerovány parametry betonu. Dále je pro sledovanou dobu života

konstrukce proveden výpočet koncentrace chloridů v celém průřezu mostovky.

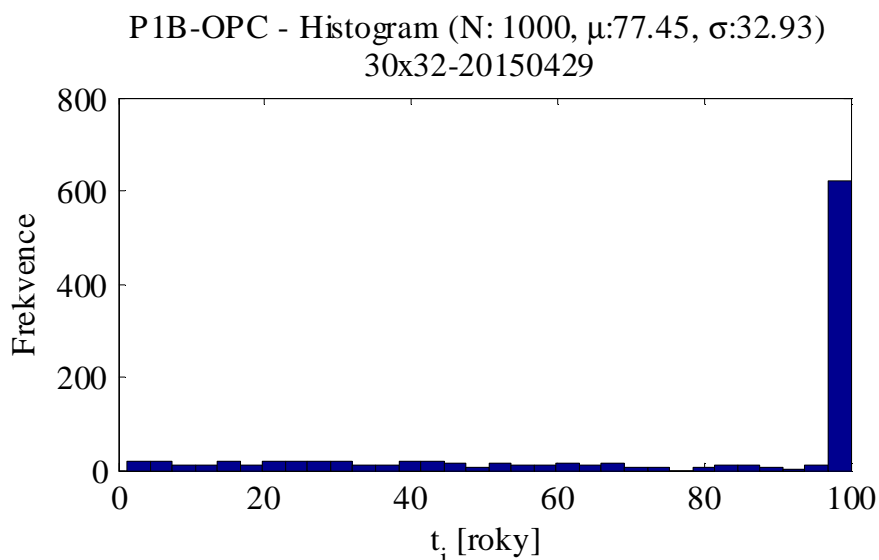
Z každé simulace koncentrací chloridů je vybrána nejvyšší hodnota  $C_{xz,t}$  na úrovni výztuže, a ta je analýzou funkce spolehlivosti  $RF_t$  porovnána s chloridovým prahem  $C_{th}/13$ . U epoxidové ochrany ocelové výztuže je simultánně provedeno vyšetření koncentrace chloridů v místech s poruchou ochranného povlaku. Nejvyšší z hodnot chloridových koncentrací  $C_{xz,epoxy,t}$  (obvykle nejbližší trhliny) je vybrána pro porovnání s chloridovým prahem  $C_{th}$  a vytvořena funkce spolehlivosti pro epoxidový povlak  $RF_{epoxy,t}$ . Analýzou funkce spolehlivosti v čase je získán čas do poruchy – zde iniciace koroze. Viz /14/.

### 8.2.3 Pravděpodobnostní analýza metodou SBRA

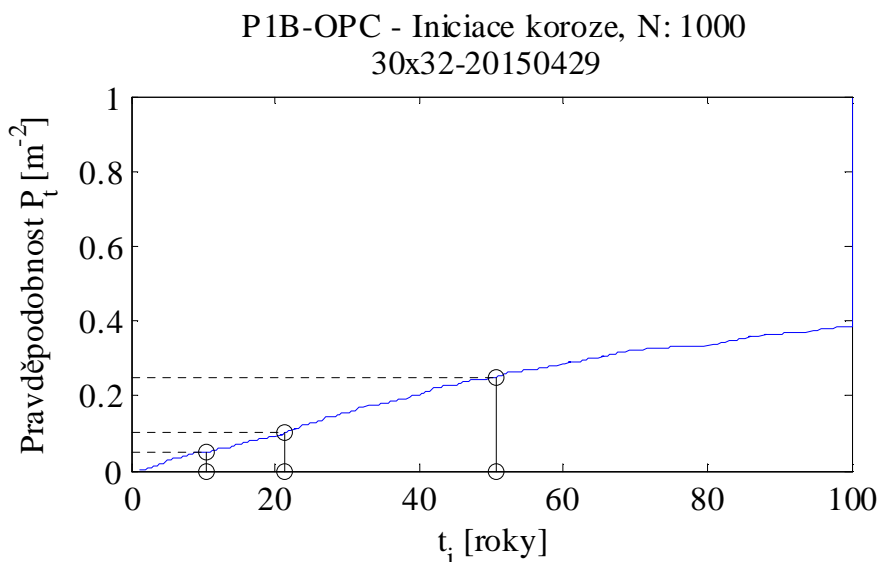
Pravděpodobnostní nastavba řídí Monte Carlo analýzu o tisíci simulací. Úroveň spolehlivosti nechráněné ocelové výztuže i výztuže chráněné epoxidovým povlakem lze s ohledem na počátek koroze vyjádřit za pomoci pravděpodobnosti poruchy v čase  $P_{f,t}$  nebo jako rozdělení času do vzniku koroze  $t_i$ , jako je tomu zde. Výsledný histogram času do iniciace koroze  $t_i$  pro nechráněnou výztuž je zobrazen na obr. 61.

Při analýze histogramu doby do iniciace koroze je zjištěno, že průměrná hodnota doby do iniciace koroze je 33.5 let. Nutno podotknout, že numerický nestacionární model byl užit pro analýzu prvních 100 let života konstrukce. Pokud nebyla detekovaná iniciace koroze, je doba do iniciace větší než 100 let a v histogramu je zařazena do pravého sloupce 100 let. Nutno podotknout, že kumulací větších trvanlivostí do jedné třídy histogramu dochází ke zkreslení-snížení průměrné hodnoty.

Ze statistického pohledu je naopak zajímavější analyzovat roky odpovídající zvolené pravděpodobnosti překročení chloridového prahu, a tedy iniciace koroze. Viz obr. 62. Pravděpodobnosti iniciace koroze 5 [%/m<sup>2</sup>] odpovídá doba do iniciace koroze  $t_i = 10.5$  roku, zatímco pro pravděpodobnost 10 [%/m<sup>2</sup>] je to 21.2 roku, a pro pravděpodobnost 25 [%/m<sup>2</sup>] je to 50.6 roku. Pravděpodobnost je tedy vztažena na 1 m<sup>2</sup>, protože je analýza prováděna na nekonečné desce s řešeným výřezem 1×1 m.



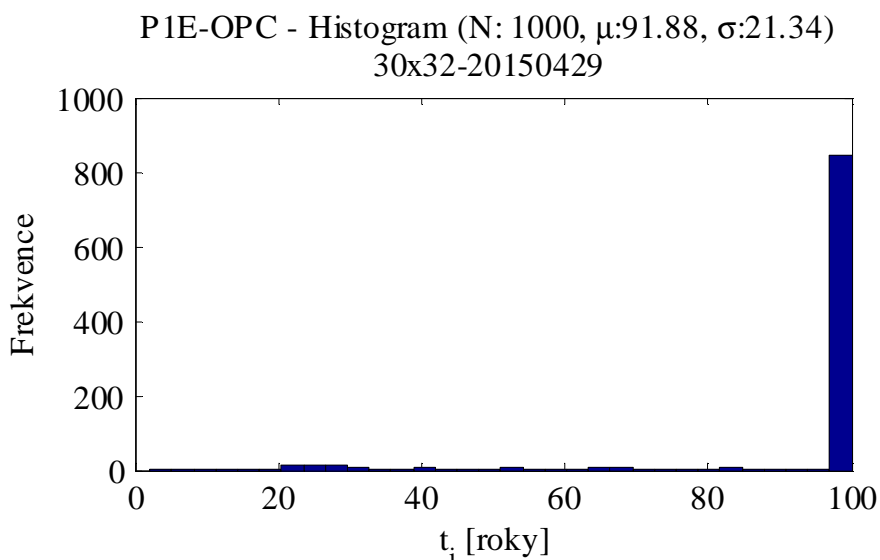
Obr. 61: Doba do iniciace koroze  $t_i$  u mostovky s trhlinou a nechráněnou ocelovou výztuží. Praviděpodobnostní řešení - varianta P1B.



Obr. 62: Zobrazení praviděpodobnosti iniciace koroze u mostovky s trhlinou a nechráněnou ocelovou výztuží. Praviděpodobnostní řešení - varianta P1B. V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající praviděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .

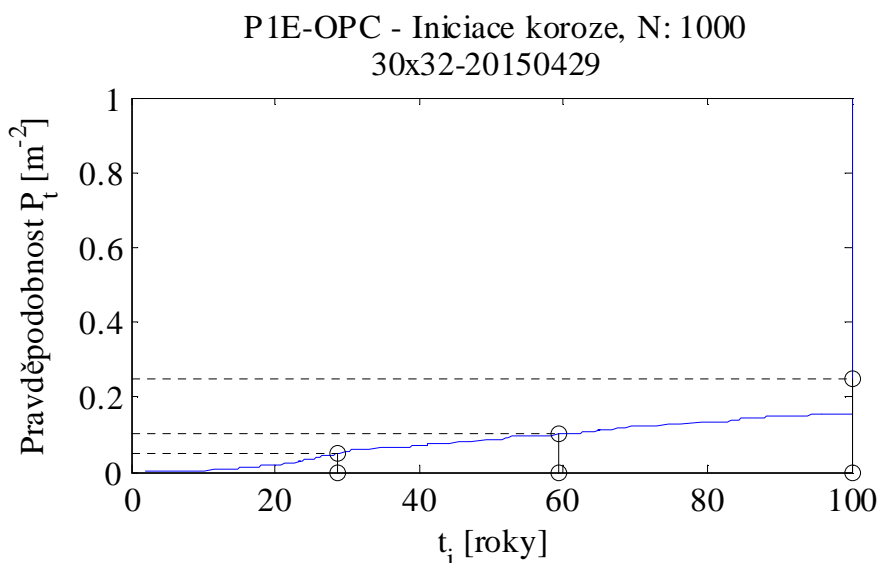
Po odečtení praviděpodobnosti iniciace by mohlo dojít k porovnání s návrhovou praviděpodobností, kdyby byla hodnota  $P_d$  pro tento případ stanovena. Hodnota pro započítání koroze by mohla být vyšší než hodnota uvažovaná pro mezní stavy použitelnosti 7%. Viz např. (Tikalsky, 2003, Teplý et al., 2005). V předmětném případě není ale podstatné, zdali vyhoví, či nevyhoví limitní hodnotě, ale porovnání chování jednotlivých variant.

Histogram doby do iniciace koroze  $t_{i,epoxy}$  u další alternativy P1E (výztuže chráněné epoxidovým povlakem) je zobrazen na obr. 63. U této alternativy je počet simulací, kdy nebyla zaznamenána iniciace koroze ještě výraznější, a proto je sloupec s hodnotou  $t_{i,epoxy}$  ve výši 100 let dominantní.



Obr. 63: Doba do iniciace koroze  $t_{i,epoxy}$  u mostovky s trhlinou a ocelovou výztuží chráněnou epoxidovým povlakem. Pravděpodobnostní řešení - varianta P1E.

Pravděpodobnosti iniciace koroze lze odečíst z obr. 64 a pravděpodobnosti iniciace koroze  $P_i = 5$  [%/m<sup>2</sup>] odpovídá doba do iniciace koroze  $t_i = 28.6$  roku, zatímco pro pravděpodobnost 10 [%/m<sup>2</sup>] je to 59.3 roku, a pro pravděpodobnost 25 % je to více jak 100.0 let.



Obr. 64: Zobrazení pravděpodobnosti nepřekročení doby do iniciace koroze  $t_{i,epoxy}$  u mostovky s trhlinou a ocelovou výztuží chráněnou epoxidovým povlakem. Pravděpodobnostní řešení - varianta P1E.

### 8.3 Analýza s poruchou hydroizolace a trhlinou v železobetonové mostovce

Přidáním hydroizolace pod asfaltovou vrstvu na povrch varianty P1B získáme model pro typickou mostovku v ČR (varianta P2B). V případě epoxidem chráněné výztuže se z varianty označené P1E stane přidáním hydroizolace pod asfaltovou vrstvou verze P2E. Popis náhodně proměnných parametrů defektů hydroizolace je uveden výše, a to v tab. 19.

Asfalt je zde pro zjednodušení uvažován jako plně propustný a hydroizolace může obsahovat

defekty. Plocha defektů se v modelu lineárně rok od roku zvyšuje, jak je uvedeno v principu aplikovaného modelu. Viz podkapitola 7.1.4.

Parametry trhlin v přímopojížděné železobetonové mostovce jsou uvažovány následovně. Předpokládejme, že přírůstek defektů v hydroizolaci je 1 % plochy ročně. Bude-li průměrná vzdálenost defektů 1 metr, lze průměrnou šířku defektu v ploše 1 m<sup>2</sup> určit po dosazení do vztahu /39/:

$$\Delta C_{\text{crck,HIw}} = 1000 \times C_{\text{rck,HI}} \times \Delta P_{\text{crck,HI}} = 1000 \times 1 \times 0.00 = 10 \text{ [mm]}, \quad /42/$$

kde jsou:

$\Delta P_{\text{crck,HI}}$  přírůstek pravděpodobnosti výskytu trhliny v jednotkové ploše [m<sup>-2</sup>/rok],

$C_{\text{rck,HI}}$  vzdálenost trhlin [m],

$\Delta C_{\text{rckw,HI}}$  roční přírůstek šířky trhliny [mm/rok].

Pro popis šířky i vzdálenosti trhlin v betonu je zvoleno normální rozdělení o směrodatné odchylce vzdálenosti trhlin  $\sigma_{\text{Crcks}} = 0.1$  m, zatímco směrodatná odchylka přírůstku šířky trhliny  $\sigma_{\text{Crcksw}}$  je 1.65 mm. Trhlina narůstá rovnoměrně na obě strany od definované polohy, a počáteční poloha první trhliny je vybraná s rovnoměrnou pravděpodobností mezi počátkem modelu a vzdálenosti trhlin. Výběr je zajištěn rovnoměrným rozdělením  $C_{\text{rck,HI},i}$

Tab. 19: Náhodně proměnné a deterministické vstupní parametry pro varianty P2B a P2E (běžný beton a železobetonová mostovka s trhlinou pod poškozenou hydroizolací, P2B – nechráněná ocelová výztuž, P2E – ocelová výztuž chráněná epoxidovým povlakem).

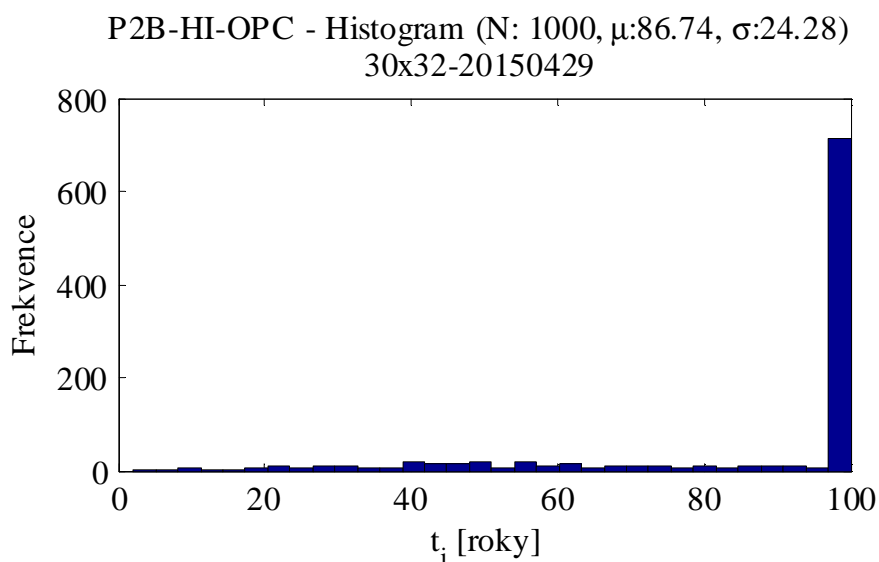
Název proměnné	Rozptyl	Popis
Vzdálenost trhlin v hydroizolaci $C_{\text{rck,HI}}$ [m]	(0.46-1.53)	Histogram crckHIs.dis Normální rozdělení, N(1,0.1) *)
Šířka trhlin v hydroizolaci $C_{\text{rck,HIw}}$ [mm/rok]	(1.15-18.85)	Histogram crckHIw.dis Normální rozdělení, N(10,1.65) *)
Relativní vzdálenost první trhliny v HI $C_{\text{rck,HI},i}$	0-1	Rovnoměrné rozdělení

Poznámka: \*) Useknuté normální rozdělení  $N(\mu, \sigma)$  je popsáno 2 parametry  $\mu$  je průměrem a směrodatnou odchylkou  $\sigma$ .

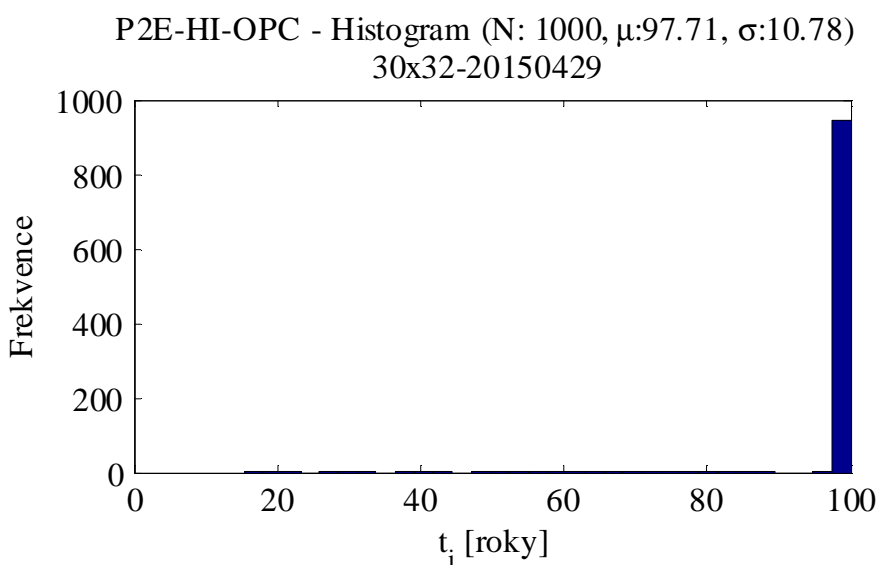
Pravděpodobnostní analýzou vstupů a využitím numerického modelu mostovky s trhlinou chráněnou hydroizolací jsou připraveno rozdělení času do iniciace koroze  $t_i$  u nechráněné výztuže (obr. 65) a epoxidem chráněné výztuže  $t_{i,\text{epoxy}}$  (obr. 66).

Časy do iniciace koroze pro odpovídající pravděpodobnosti jsou dále uvedeny po dvojicích  $t_i/t_{i,\text{epoxy}}$ . První hodnota představuje nechráněnou výztuž, a druhá hodnota výztuž chráněnou epoxidovým

povlakem. Pravděpodobnosti  $P_i = 5 \text{ [%/m}^2\text{]}$  odpovídá doba do iniciace koroze  $t_i/t_{i,\text{epoxy}} = 29.8/87.9$  roku, zatímco pro pravděpodobnost  $10 \text{ [%/m}^2\text{]}$  je to  $43.1/100.0$  roku, a pro pravděpodobnost  $25 \text{ %}$  je to více jak  $83.9/100.0$  let. Křivky pravděpodobností iniciace koroze jsou uvedeny v souborném zobrazení všech variant na obr. 69 na str. 98.



Obr. 65: Doba do iniciace koroze  $t_i$  u mostovky s trhlinou pod poškozenou hydroizolací a s nechráněnou ocelovou výztuží. Pravděpodobnostní řešení - varianta P2B.



Obr. 66: Doba do iniciace koroze  $t_{i,\text{epoxy}}$  u mostovky s trhlinou pod poškozenou hydroizolací a s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží. Pravděpodobnostní řešení - varianta P2E.

#### 8.4 Analýza s vysokohodnotným betonem a s trhlinou v železobetonové mostovce

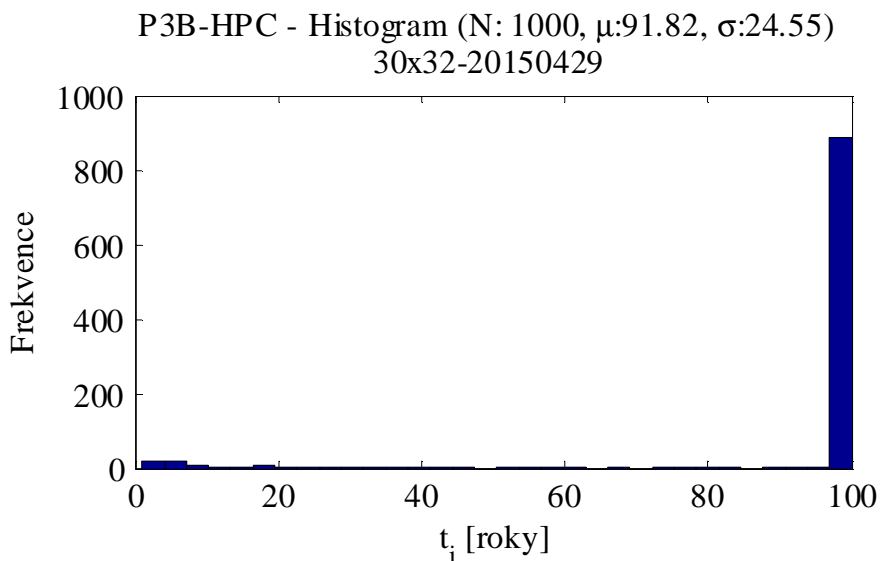
Na analýzu přímopojížděné mostovky s běžným betonem (P1B a P1E, viz podkapitola 8.2 a souhrn vstupních parametrů v tab. 18) navazuje analýza obdobné konstrukce z vysokohodnotného betonu. U HPC je nahrazen referenční difuzní součinitel a koeficientu zrání. Viz tab. 20.

Tab. 20: Náhodně proměnné a deterministické vstupní parametry pro varianty P3B a P3E (vysokohodnotný beton s cementovými materiály 45TII-V/35G100S/20F a přímopojížděná železobetonová mostovka s trhlinou, P3B – nechráněná ocelová výztuž, P3E – ocelová výztuž chráněná epoxidovým povlakem).

Název proměnné	Rozptyl	Popis
Difuzní koeficient (HPC) $D_{c,28}$ [ $10^{-12} \text{m}^2/\text{s}$ ]	$2.79 \times 10^{-12}$	Konstanta (Ghosh et al., 2014)
Koeficient zrání $m$ [-]	0.403	Konstanta (Ghosh et al., 2014)
Rozptyl difuzního koeficientu $D_{c,var}$ [-]	$(-2.7-11.2) \times 0.039$	Histogram DcHPCN3.dis, Gumbelovo rozdělení ( $\mu=0, \sigma=1$ ) $\times 0.039^*$ Viz podkapitola 5.6.5.

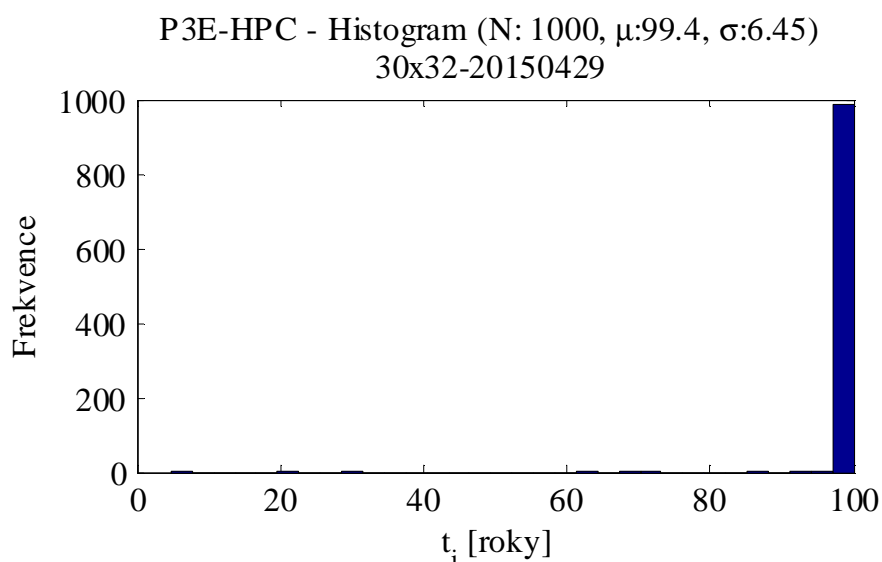
Poznámka: \*) Variační koeficient je zvolen dle tab. 30.

Níže jsou připraveny výsledné časy do iniciace koroze  $t_i$  u nechráněné výztuže (obr. 67) a u epoxidem chráněné výztuže  $t_{i,epoxy}$  (obr. 68) pro poslední variantu pravděpodobnostního numerického modelu mostovky s trhlinou.



Obr. 67: Doba do iniciace koroze  $t_i$  u mostovky z vysokohodnotného betonu s trhlinou a s nechráněnou ocelovou výztuží. Pravděpodobnostní řešení - varianta P3B.

Časy do iniciace koroze pro odpovídající pravděpodobnosti jsou opět uvedeny po dvojicích  $t_i/t_{i,epoxy}$ . První hodnota představuje nechráněnou výztuž a druhá hodnota výztuž chráněnou epoxidovým povlakem.  $P_i = 5$  [%/m<sup>2</sup>] odpovídá doba do iniciace koroze  $t_i/t_{i,epoxy} = 11.5/100$  roku, zatímco pro pravděpodobnost 10 [%/m<sup>2</sup>] je to 62.5/100.0 roku, a pro pravděpodobnost 25 % je to více jak 100.0/100.0 let. Křivky pravděpodobností iniciace koroze jsou opět uvedeny spolu s ostatními variantami na obr. 69 na str. 98.



Obr. 68: Doba do iniciace koroze  $t_{i,epoxy}$  u mostovky z vysokohodnotného betonu s trhlinou a s nechráněnou ocelovou výztuží. Pravděpodobnostní řešení - varianta P3E.

### 8.5 Analýza trvanlivosti bez vlivu trhliny

Obdobně jako u deterministického řešení je i zde u pravděpodobnostní analýzy proveden výpočet výše uvedených variant v případě, že je železobetonová mostovka ideální a bez trhlin. Vstupní parametry úlohy jsou stejné jako u předchozích variant s tím, že je do modelu zavedena hloubka trhliny v betonu o nulové velikosti. Model se pak chová jako by v mostovce trhlina nebyla. Popis variant bez trhliny se opět odvíjí od základních variant uvedených v tab. 17 na str. 85. Popis je sumarizován v tab. 21. Výsledné pravděpodobnosti jsou uvedeny v tab. 22 na str. 98, a to včetně výsledků s trhlinou. Grafy pravděpodobnosti poruchy v čase jsou uvedeny v příloze 10.6.2 *Mostovka bez trhliny v betonu* na str. 130.

Tab. 21: Konstrukční a modelové parametry alternativ zvolených pro deterministickou analýzu iniciace koroze železobetonové mostovky bez trhliny.

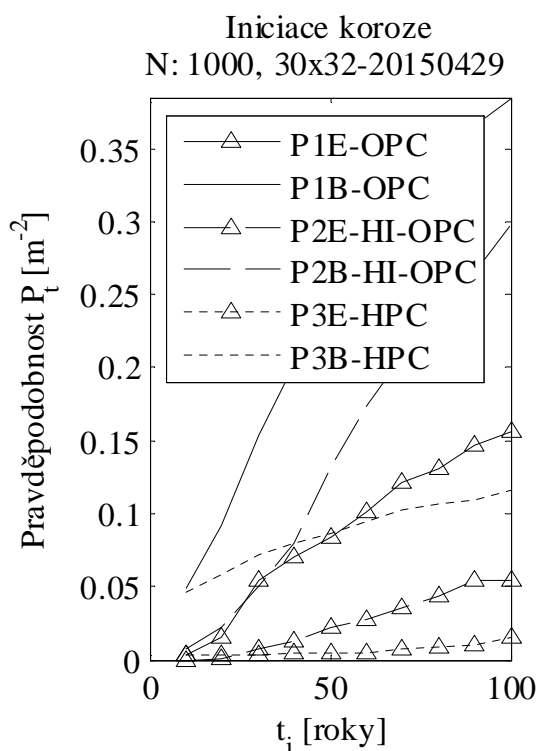
	<b>Cementová směs</b>	<b>Trhlina v betonu</b>	<b>Asfaltová vrstva a hydroizolace</b>	<b>Vliv zrání betonu</b>	<b>Ochrana výztuže</b>
P01EB	100TII	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid
P02EB	100TII	Ne	Ano	Ano	Ne / Epoxid
P03EB	45TII-V/35G100S/20F	Ne	Ne	Ano	Ne / Epoxid



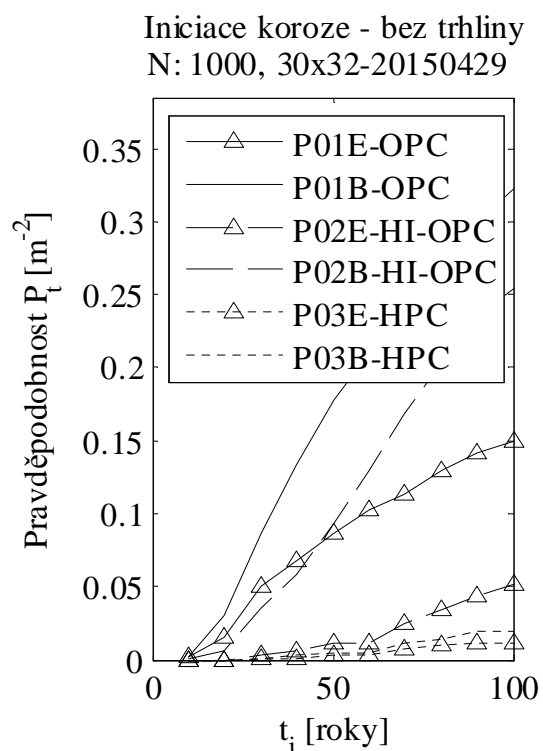
## 8.6 Porovnání variant

Připravené modely slouží k porovnání chování jednotlivých variant, a to nejen s ohledem na konstrukci mostovky, ale i s ohledem na ochranu výztuže. Zároveň jsou sledovány i varianty ve vztahu k druhu betonu, užití hydroizolačního povlaku a výskytu trhliny v betonu mostovky. Na obr. 69(a) jsou pro mostovku s trhlinou zobrazeny výsledné průběhy pravděpodobností iniciace koroze po simulované době 100 let.

Z analýzy je patrné, že nejhůře chráněná je dle očekávání ocelová výztuž bez epoxidového povlaku v přímopojížděné mostovce s trhlinou. Když bylo využito epoxidového povlaku ocelové výztuže, pak modelový výpočet řádově snížil riziko vzniku koroze. Pro stáří větší než 55 let vychází tato varianta dokonce lépe než přímopojížděná mostovka s trhlinou z vysokohodnotného betonu a nechráněnou výztuží. Aplikace hydroizolace s modelem progresivně se šířící trhliny rovněž snížila riziko koroze na počátku života o cca. 5 %. Vzhledem k progresivnímu nárůstu trhliny se modelovaná účinnost hydroizolace s časem vytrácí a tato alternativa kopíruje se spožděním variantu s nechráněné železobetonové mostovky. Přímopojížděná mostovka s vysokohodnotným betonem vykazuje pozvolnější nárůst rizika vzniku koroze, než varianty s nechráněnou výztuží P1B (běžným betonem) a varianta P2B (s hydroizolací). Kombinuje-li se epoxidová výztuž s hydroizolací P2E, pak je získána vyšší trvanlivost než u varianty P3B (vysokohodnotný beton s nechráněnou výztuží). Nejtrvanlivější verze analýzy je přímopojížděná mostovka z vysokohodnotného betonu s epoxidovou ochranou výztuže (P3E). Číselné vyjádření výsledků doby do iniciace koroze pro zvolené pravděpodobnosti iniciace koroze je uvedeno v tab. 22. Výsledky pro mostovky bez trhliny jsou uvedeny na obr. 69(b). Číselné vyjádření doby do iniciace koroze je uvedeno v tab. 22. U všech variant došlo dle očekávání k prodloužení životnosti oproti variantě s trhlinou v mostovce. Je patrné, že u nechráněné ocelové výztuže se výrazněji projevila nepřítomnost trhlin u mostovky s vysokohodnotným betonem, a to zejména pozvolnějším nárůstem pravděpodobnosti iniciace koroze. Pro pěti procentní pravděpodobnost iniciace koroze se výrazně u této varianty označené P03B zvýšila odhadovaná životnost z 11.5 let na více než 100 let. Při uvažování epoxidového povlaku docházelo u variant bez trhliny v betonu k menšímu prodloužení životnosti v porovnání s modely obsahujícími trhlinu. Výjimkou je zde případ s hydroizolací, kde se již 2D efekt projevil a epoxidová ochrana začala plnit svou funkci.



(a)



(b)

Obr. 69: Zobrazení pravděpodobnosti nepřekročení doby do iniciace koroze  $t_i$  pro uvažované varianty dle ochrany výztuže: B – nechráněná výztuž, E – epoxidem potahovaná výztuž; a způsobu provedení mostovky:

1 – běžný beton a přímopojížděná mostovka s trhlinou, 2 – běžný beton a mostovka s trhlinou chráněná hydroizolací pod asfaltovou vrstvou, 3 – vysokohodnotný beton a přímopojížděná mostovka s trhlinou (a)  
01 – běžný beton a přímopojížděná mostovka bez trhliny, 02 – běžný beton a mostovka bez trhliny chráněná hydroizolací pod asfaltovou vrstvou, 03 – vysokohodnotný beton a přímopojížděná mostovka bez trhliny (b).

Tab. 22: Doba do iniciace koroze pro zvolené pravděpodobnosti iniciace koroze pro uvažované varianty dle ochrany výztuže: B – nechráněná výztuž, E – epoxidem potahovaná výztuž; a způsobu provedení mostovky:

1 – běžný beton a přímopojížděná mostovka, 2 – běžný beton a mostovka s trhlinou chráněná hydroizolací pod asfaltovou vrstvou, 3 – vysokohodnotný beton a přímopojížděná mostovka, 0 – bez trhliny v betonu.

MKP síť: 30x32	P <sub>i</sub> [%]		
	5	10	25
P1E-OPC	28.6	59.3	100.0
P1B-OPC	10.5	21.2	50.6
P2E-HI-OPC	87.9	100.0	100.0
P2B-HI-OPC	29.8	43.1	83.9
P3E-HPC	100.0	100.0	100.0
P3B-HPC	11.5	62.5	100.0
P01E-OPC	29.9	59.4	100.0
P01B-OPC	24.3	33.5	72.0
P02E-HI-OPC	98.7	100.0	100.0
P02B-HI-OPC	36.6	51.4	97.2
P03E-HPC	100.0	100.0	100.0
P03B-HPC	100.0	100.0	100.0

## 8.7 Diskuze výsledků

Výše uvedené výsledky odpovídají přijatým předpokladům. Připravený pravděpodobnostní numerický model umožňuje analyzovat požadovanou přímopojížděnou mostovku s trhlinou. Model je zjednodušeně schopen analyzovat vliv asfaltové vrstvy a defektu v hydroizolaci. Je možno porovnat chování nechráněné ocelové výztuže, či epoxidové ochrany. Výsledky odpovídají předpokládanému rozdělení trhlin v mostovce, rozdělení defektů v hydroizolaci, či problémům na epoxidovém povlaku. Je patrné, že jak hydroizolace, tak vysokohodnotný beton poskytují ocelové výztuži ochranu potřebnou k odložení doby do iniciace koroze i v případě trhliny v betonu, neboť rozdíl oproti variantě bez trhlin nebyl tak výrazný jako pro nechráněnou ocelovou výztuž přímopojížděné mostovky.

Výsledky příznivé z hlediska zlepšení trvanlivosti využitím epoxidového povlaku ocelové výztuže odpovídají použitím rozdělení poruch v epoxidu dle (Weyers et al. 1998). Kdyby bylo užito rozdělení defektů epoxidového povlaku odvozené ze studie (Sohangpurwala and Scannell, 1994), kde byl počet detekovaných defektů epoxidového povlaku ve vývrtech 5 až 10 násobný (Konečný, 2007), nebyl by efekt epoxidové ochrany tak výrazný. Dále je možno zmínit trhlinu v mostovce, která by mohla být modelována s daleko větší frekvencí procházet celou mostovkou (Saadeghvaziri&Hadidi, 2002). Tyto parametrické úpravy by mohly vézt ke změnám ve výsledcích a ovlivnit vhodnost konstrukčních řešení z hlediska trvanlivosti.

## 9 SOUHRN A ZÁVĚRY

Habilitační práce je zaměřena na úzkou oblast analýzy trvanlivosti železobetonové mostovky. Je představen numerický model trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů sledující čas do iniciace koroze ocelové výztuže. Práce se zabývá popisem vstupních parametrů, a to zejména difuzního součinitele betonu vůči pronikání chloridů, a dále se zabývá modelováním vlivu rozptylu vstupních parametrů. Na příkladech deterministických a pravděpodobnostních posudků iniciace koroze vybraných variant železobetonové mostovky je ilustrován rozsah a charakter vstupních parametrů, možnosti aplikace metody konečných prvků a je rozebrán postup pro určení difuzního součinitele betonu s ohledem na působení chloridů.

Prvním z cílů habilitační práce je popis přípravy charakteristiky odolnosti použitého vysokohodnotného betonu vůči pronikání chloridů. Je rozebrán postup určení difuzního součinitele analýzou chloridového profilu a postupu odvozeného z měření povrchové resistivity betonu. Výsledky výpočtu difuzního součinitele analýzou chloridových profilů jsou porovnány s výpočtem na základě měření elektrické resistivity. Je poukázáno na lepší shodu výsledných parametrů propustnosti betonu vůči chloridům, pokud je do výpočtu difuzního součinitele z měření elektrické resistivity zahrnut koeficientu aktivity chloridových iontů.

Na základě proběhlých měření resistivity je sestaveno normalizované rozdělení difuzního součinitele, a také určena průměrná hodnota pro referenční stáří 28 dní. Odvozený koeficient zrání betonu je použit pro popis poklesu difuzního součinitele v čase, a to s ohledem na zlepšení odolnosti vůči pronikání chloridů betonem při aplikaci v numerickém modelu trvanlivosti železobetonové mostovky.

Numerické modelování je uvedeno aplikovací modelu trvanlivosti ideální železobetonové mostovky bez trhlin, přičemž model je na bázi metody konečných prvků s tříuzlovým elementem. Zde je mostovka bez trhlin vystavená působení chloridů, přičemž je sledován vliv zrání betonu na dobu do iniciace koroze. Je ilustrován vliv složení betonu a zahrnutí koeficientu zrání betonu na dobu do iniciace koroze, přičemž výsledky potvrdily, že i beton s průměrným difuzním součinitelem avšak s vysokým koeficientem zrání může vykazovat dlouhodobě vyšší životnost než beton s nižším koeficientem zrání.

V další části práce jsou porovnány varianty přímopojížděné železobetonové mostovky s hydroizolací a přímopojížděnou mostovkou z vysokohodnotného betonu. Zde je uvedena a popsána implementace pokročilého modelu trhliny, a to formou zavedení vysoce propustné oblasti reprezentující oblast trhliny. Tento přístup umožňuje zahrnutí vlivu hydroizolace oddělující

asfaltovou vrstvou od mostovky, a také umožňuje plynule reagovat na změnu propustnosti trhliny s ohledem na její šířku a množství pronikajících chloridů. Zde aplikovaný pokročilý model na bázi čtyřuzlového izoparametrického konečného prvku umožňuje postihnout vliv vybraných konstrukčních řešení na trvanlivost mostovky. Model, který je v implementační fázi, umožňuje zejména porovnání přímopojížděné mostovky a mostovky chráněné hydroizolací pod asfaltovou vrstvou.

Parametr propustnosti betonu vůči chloridům je pro studovaný vysokohodnotný beton vypočítán a diskutován pro data z laboratorních měření vzorků připravených jak průmyslovou betonárnou, tak vzorků připravených laboratorně. Dále jsou výsledné hodnoty difuzního součinitele vysokohodnotného betonu porovnány s referenčními výsledky běžného betonu. Uvedený vysokohodnotný beton vykazuje vyšší stupeň ochrany vůči pronikání chloridů, a to zejména při zohlednění vlivu dlouhodobého zrání.

Na základě provedené pravděpodobnostní analýzy porovnávající zvolené alternativy ochrany železobetonové mostovky lze říci, že přímopojížděná mostovka z vysokohodnotného betonu vykazuje obdobný stupeň ochrany jako mostovka z běžného betonu s ochranou proti pronikání chloridů na bázi hydroizolační membrány pod asfaltovým povlakem. Pro dosažení vyšší životnosti než u typické konstrukce (běžný beton a hydroizolace) je však žádoucí kombinovat kvalitní beton s chráněnou výztuží.

# LITERATURA<sup>1</sup>

AASHTO T259-02. *Standard Method of Test for Resistance of Concrete to Chloride Ion Penetration*. Washington, DC [USA]: American Association of State and Highway Transportation Officials, 2002.

AASHTO T260-94. *Standard Method for Sampling and Testing for Chloride Ion in Concrete and Concrete Raw Materials*. Washington, DC [USA]: American Association of State and Highway Transportation Officials, 1994.

AASHTO T277-93. *Electrical Indication of Concrete's Ability to Resist Chloride*. Washington, DC [USA]: American Association of State and Highway Transportation Officials, 1993.

AASHTO TP95-11. *Standard Method of Test for Surface Resistivity Indication of Concrete's Ability to Resist Chloride Ion Penetration*. Washington, DC [USA]: American Association of State and Highway Transportation Officials, 2011.

ACI Manual 222R-01. *Protection of Metals in Concrete Against Corrosion*. Farmington Hills, MI [USA]: American Concrete Institute, 2001.

ANDRADE, C. Calculation of chloride diffusion coefficients in concrete from ionic migration measurements. *Cement and Concrete Research*. 1993, vol. 23, issue 3, s. 724-742. DOI: 10.1016/0008-8846(93)90023-3.

ANDRADE, C. Types of Models of Service Life of Reinforcement: The Case of the Resistivity. *Concrete Research Letters: CRL*. [Skudai, Johor: Universiti Teknologi Malaysia], 2010, roč. 23, č. 2, s. 73-80.

ANSYS: *Simulation Driven Product Development* [online]. 2005 [cit. 2015-04-07]. Dostupné z: <http://www.ansys.com/>

ASTM C1202 - 12. *Standard Test Method for Electrical Indication of Concrete's Ability to Resist Chloride Ion Penetration*, West Conshohocken, PA [USA]: ASTM International, 2012.

ATIMAY, E. a P. M. FERGUSON. Early Chloride Corrosion of Reinforced Concrete—A Test Report. *Materials Performance*. 1974, vol. 13, issue 12, s. 18-21.

---

<sup>1</sup> Pro snazší orientaci v podílu autora habilitační práce na řešení odkazovaných referencí, jsou odkazy na práce jsou práce s jeho autorstvím či podílem označeny v textu kurzívou.

- BENTZ, D.P., E.J. GARBOCZI, Y. LU, N. MARTYS, A.R. SAKULICH a J.W. WEISS. Modeling of the influence of transverse cracking on chloride penetration into concrete. *Cement & Concrete Composites*. 2013, vol. 38, APR 2013, s. 65-74. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2013.03.003.
- BENTZ, E. a M. D. A. THOMAS. *Life-365 Service Life Prediction Model: Computer Program for Predicting the Service Life and Life-Cycle Costs of Reinforced Concrete Exposed to Chlorides*. 2001. Dostupné z: <http://www.life-365.org/>
- BETANCOURT, J.G.A. a R.D. HOOTON, Study of the Joule Effect on Rapid Chloride Permeability Values and Evaluation of Related Electrical Properties of Concrete. *Cement and Concrete Research*. 2004, vol. 34, isme 6, Junes. 1007-1015.
- BODDY A., E. BENTZ a M.D.A. THOMAS et al. Overview and Sensitivity Study of a Multimechanistic Chloride Transport Model. *Cement and Concrete Research*, 1999, vol. 29, isme 6, s.827-837.
- COLLEPARDI, M., A. MARCIALIS a R. TURRIZUANI. Penetration of Chloride Ions into Cement Pastes and Concretes. *Journal of American Ceramic Research Society*. 1972, vol. 55, issue 10, s 534-535.
- ČSN EN 14629. *Stanovení obsahu chloridů v zatvrdlém betonu*. Praha: ČNI, 2008.
- ČSN EN 1990. *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*. Praha: ČNI, 2004.
- DARWIN, D., J. BROWNING, M. O'REILLY, L. XING a J. JI. Critical Chloride Corrosion Threshold of Galvanized Reinforcing Bars. *ACI Materials Journal*. 2009, vol. 106, issue 2. DOI: 10.14359/56465.
- DJERBI, A., S. BONNET, A. KHELIDJ, a V. BAROGHEL-BOUNY. Influence of traversing crack on chloride diffusion into concrete. *Cement and Concrete Research*. 2008, vol. 38, issue 6, s. 877-883, DOI: f10.1016/j.cemconres.2007.10.007g.
- FRANCOIS, R., A. TOUMI, M. ISMAIL, A. CASTEL a T. VIDAL. Effect of cracks on local diffusion of chloride and long-term corrosion behavior of reinforced concrete members. In: *International Workshop on Durability of Reinforced Concrete Under Combined Mechanical and Climatic Loads*. Qingdao [China]: Qingdao Technological University, 2005, 113–122.
- GHOSH, P., A. HAMMOND a P.J. TIKALSKY. Prediction of Equivalent Steady State Chloride Diffusion Coefficients, *ACI Materials Journal*. 2011, vol. 108, issue 1, s. 88-94.

- GHOSH, P. *Computation of Diffusion Coefficients and Prediction of Corrosion Initiation of Concrete Structures*. Salt Lake City, UT [USA], 2011. Doktorská disertační práce. University of Utah. Vedoucí práce P.J. Tikalsky.
- GHOSH, P., S. HANSON, D. THOMAS, D. TEPKE, P.J. TIKALSKY. Influence of HPC Mixtures on Diffusion Coefficients, Resistivity and Surface Chloride Concentrations. In: *International Congress on Durability of Concrete*. Trondheim, Norway: Norwegian Concrete Association, 2012.
- GHOSH, P., Q. TRAN. Correlation between Bulk and Surface Resistivity of Concrete. *International Journal of Concrete Structures and Materials*. 2014, vol. 9, issue 1, s. 119-132, DOI 10.1007/s40069-014-0094-z.
- GLASS, G.K. a N.R. BUENFELD. Chloride Threshold Levels for Corrosion Induced Deterioration of Steel in Concrete. In: *Chloride Penetration into Concrete*. St-Remy-les-Chevreuses [France]: Rilem Publications SARL, 1995, s. 429-452. RILEM International Workshop.
- HALDAR, A. a S. MAHADEVAN. *Probability, reliability, and statistical methods in engineering design*. New York [USA]: John Wiley, 2000, xvi, 304 p. ISBN 04-713-3119-8.
- HOLICKÝ, M.: *Zásady ověřování spolehlivosti a životnosti staveb*. Praha: ČVUT, 1998.
- HOOTON, R.D., M.D.A. THOMAS a K. STANDISH. *Testing the Chloride Penetration Resistance of Concrete: A Literature Review: FHWA Contract DTFH61-97-R-00022 Prediction of Chloride Penetration in Concrete*. Washington, D.C. [USA]: Federal Highway Administration, 2001, 405 s. Dostupné z: <http://www.fhwa.dot.gov/publications/research/infrastructure/structures/chlconcrete.pdf>
- CHEJARLA, S. *A Study on Probability of Corrosion Initiation in High Performance Concrete Bridge Decks*. State College, PA [USA], 2008. Diplomová práce. Pennsylvania State University. Vedoucí práce P.J. Tikalsky.
- JANAS, P., M. KREJSA a V. KREJSA. Using the Direct Determined Fully Probabilistic Method (DDFPM) for Determination of failure. In: BRIŠ, R., C.G. SOARES a S. MARTONELL. *Reliability, risk and safety: theory and applications : proceedings of the European Safety and Reliability Conference, ESREL 2009, Prague, Czech Republic, 7-10 September 2009*. Leiden: CRC Press, 2010, s. 1467-1474. ISBN 978-0-415-55509-8.



- JANAS, P., M. KREJSA a V. KREJSA. *Software HistAn [EXE] – Program pro analýzu a tvorbu histogramů: Autorizovaný software Ev.č. 004/27-01-2009\_SW*. Lite verze 1.1 (aktuální 1.5). Ostrava: VŠB-TUO, 2008. Dostupné z: <http://www.fast.vsb.cz/228/cs/popv/ke-stazeni/>.
- KERŠNER, Z., D. NOVÁK, B. TEPLÝ, V. BOHDANECKÝ. Concrete Carbonation, Reinforcing Steel Corrosion and Cooling Tower Durability, *Sanace*. 1996, issue, 4, s. 21-23, (in Czech).
- KMEŤ, S. Hodnoty návrhovej pravdepodobnosti  $P_{fd}$ . In: *Sborník referátů VI. Ročníku celostátní akce se zahraniční účastí Spolehlivost konstrukcí, Ostrava, 6. 4. 2005*. Ostrava: DT Ostrava, 2005, ISBN 80-02-01708-0.
- KALA, Z. Fuzzy Probability Analysis of the Fatigue Resistance of Steel Structural Members under Bending. *Journal of Civil Engineering and Management*. 2008, Vol. 14, issue 1, s. 67-72.
- KOHOUTKOVÁ, A., I. BROUKALOVÁ, I. Optimization of Fibre Reinforced Concrete Structural Members. *Procedia Engineering*. 2013, vol. 65, s.100-106.
- KONEČNÝ, P. *Reliability of Reinforced Concrete Bridge Decks with Respect to Ingress of Chlorides*. Ostrava: 2007<sup>2</sup>. Fakulta stavební VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. P. Marek.
- KONEČNÝ, P. Simulace korelovaných neparametrických rozdělení v rámci metody SBRA. *Sborník vědeckých prací Fakulty Stavební VŠB – Ostrava*. 2007<sup>3</sup>, vol. VII, issue 1, s. 199-209, ISSN 1213-1962.
- KONEČNÝ, P., P.J. TIKALSKY a D.G. TEPKE, G. Performance Evaluation of Concrete Bridge Deck Affected by Chloride Ingress: Simulation-Based Reliability Assessment and Finite Element Modeling. *Transportation Research Record*. 2007, vol 2007, issue 2028, s. 3-8, ISSN: 0361-1981, DOI: 10.3141/2028-01.
- KONEČNÝ, P., J. BROŽOVSKÝ a P. GHOSH Modelování vlivu chloridů na vznik trhlin v železobetonu programem Korozeeneck. *Sborník vědeckých prací VŠB-TUO, řada stavební*. 2011, vol. XI, issue 1, s. 205-212, ISSN: 1213-1962.
- KONEČNÝ, P., J. BROŽOVSKÝ a P. GHOSH. Consideration of Time-Effect on the Modeling of Chloride Diffusion in Concrete. In: *Modelování v mechanice*. Ostrava: VŠB-TUO, 2013, CD-ROM, s. 1-7.

---

<sup>2</sup> Citace je v textu uvedena jako (KONEČNÝ, P., 2007a).

<sup>3</sup> Citace je v textu uvedena jako (KONEČNÝ, P., 2007b).

KONEČNÝ, P. a P. LEHNER. *Analýza odolnosti vybraných betonových směsí vůči chloridům. Závěrečná zpráva studentské grantové soutěže, projekt SP2014/186.* 2014, Ostrava: Fakulta stavební VŠB-TUO.

KONEČNÝ, P., P. LEHNER. Durability of Binary and Ternary Concrete Mixtures Considering Aging Effect. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences.* 2015, vol. 10, issue 4, s 1-4. ISSN 1819-6608.

KONEČNÝ, P., M. TURICOVÁ, L. ŽÍDEK, L. *Měření chloridového profilu a výpočet difuzního součinitele betonu, příloha k závěrečné zprávě projektu Institucionálního rozvoje VŠ IP2283314 Veselý, V. et al. Experimentální určení vybraných parametrů betonu s ohledem na nelineární numerické modelování porušování a odolnosti vůči pronikání chloridů.* 2013, Ostrava: Fakulta stavební VŠB-TUO.

KONEČNÝ, P., P. LEHNER, M. TURICOVÁ, D. MECA. *Analýza trvanlivosti železobetonové mostovky. Výzkumná zpráva k HS 2281408.* 2014, Ostrava: Fakulta stavební VŠB-TUO.

KRÁLIK, J. Nonlinear probabilistic analysis of the reinforced concrete structure failure of a nuclear power plant considering degradation effects. *Applied Mechanics and Materials.* 2013, vol. 249-250, s.1087-1098.

KREJSA, M. *Využití spolehlivostní metody SBRA při navrhování ocelových konstrukcí.* Ostrava: 2001. Fakulta stavební VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. P. Marek.

KREJSA, M., P. JANAS, I. YILMAZ, M. MARSCHALKO, a T. BOUCHAL. The Use of the Direct Optimized Probabilistic Calculation Method in Design of Bolt Reinforcement for Underground and Mining Workings. *Scientific World Journal.* 2014, 13 s. DOI: 10.1155/2013/267593.

KREJSA, M., KONEČNÝ, P. *Spolehlivost a bezpečnost staveb.* Ostrava: VŠB-TU Ostrava, 2011, 150 s.

KŘIVÝ, V. *Posudek spolehlivosti ocelových rovinných rámců metodou SBRA.* Ostrava: 2008. Fakulta stavební VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. P. Marek.

KURGAN, G., J. *Comparison of Chloride Penetrability, Porosity, and Resistivity for High Performance Concrete.* State College, PA [USA], 2003. Diplomová práce. Pennsylvania State University. Vedoucí práce P.J. Tikalsky.

LEHNER, P. *Numerické řešení 2D difuze chloridů užitím MKP.* Ostrava: 2012. Fakulta stavební VŠB-TUO. Bakalářská práce. Vedoucí práce. P. Konečný.

- LEHNER, P. *Pravděpodobnostní analýza s využitím izoparametrických konečných prvků*. Ostrava: 2013. Fakulta stavební VŠB-TUO. Diplomová práce. Vedoucí práce. P. Konečný.
- LEHNER, P., P. KONEČNÝ, P. GHOSH, Q. TRAN, Numerical Analysis of Chloride Diffusion Considering Time-dependent Diffusion Coefficient. *International Journal of Mathematics and Computers in Simulation*. 2014, vol. 8, issue 1, s. 103-106, ISSN: 1998-0159.
- LEHNER, P., P. KONEČNÝ. Analýza vybraných vysokopevnostních betonových směsí s ohledem na pronikání chloridů. In: *12th International Conference on New Trends in Statics and Dynamics of Buildings, Bratislava, Slovakia, October 16-17, 2014*. Bratislava: Slovenská technická univerzita, 2014, s. 348-353.
- LIU, Y a R.E. WEYERS. Modelling the Time-to-Corrosion Cracking in Chloride Contaminated Reinforced Concrete Structures. *ACI Materials Journal*. 1998, vol 95, issue 6, s. 675-681.
- LOKAJ, A. *Využití spolehlivostní metody SBRA při navrhování dřevěných konstrukcí* Ostrava: 2001. Fakulta stavební VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. P. Marek.
- LU, X. Application of the Nernst-Einstein Equation to Concrete. *Cement and Concrete Research*. vol. 27, issue 2, s. 293-302.
- MANGAT P.S. a B.T. MOLLOY. Prediction of Long Term Chloride Concentration in Concrete. *Materials and Structures*. 1994, vol. 27, issue 170, s. 338-346.
- MAREK, P., J. BROZZETTI, M. GUŠTAR a P.J. TIKALSKY *Probabilistic Assessment of Structures using Monte Carlo simulation. Basics, Exercises, Software*. Praha: ÚTAM Akademie věd ČR, 2003, 2. vydání.
- MAREK, P., M. GUŠTAR, M. Pravděpodobnostní rozbor kombinací odezev na zatížení = zdroj úspor oceli. In: *Ocelové konstrukce pro skladové hospodářství*, Prosinec 1988, Hustopeče: ZP ČSVTS OK Mostárna Hustopeče, 1988.
- MAREK, P., M. GUŠTAR a T. ANAGNOS. *Simulation-Based Reliability Assessment fo Structural Engineers*. Boca Raton, FL [USA]: CRC Press, 1995.
- MARSAVINA, L., K. AUDENAERT, G. DE SCHUTTER, N. FAUR a D. MARSAVINA. Experimental and numerical determination of the chloride penetration in cracked concrete. *Construction and Building Materials*. 2007, vol. 23, issue 1, s. 264-274, ISSN 0950-0618, DOI: f10.1016/j.conbuildmat. 2007.12.015g.

MELCHERS, R. *Structural Reliability Analysis and Prediction (Civil Engineering)* West Sussex [England]: Wiley, 1999.

METROPOLIS, N., S. ULAM. The Monte Carlo method. *Journal of American Statistical Association*. 1949, vol. 44, issue 247, s. 335-341.

MORRIS, W., E.I. MORENO a A.A. SAGUES. Practical evaluation of resistivity of concrete in test cylinders using a Wenner array probe. *Cement and Concrete Research*. 1996, vol. 26, issue 12, s. 1779-1787, DOI: 10.1016/S0008-8846(96)00175-5.

NOVÁK, D., R. RUSINA, M. VOŘECHOVSKÝ. FREET - software pro pravděpodobnostní posudky výpočtově náročných problémů mechaniky kontinua. In: *Sborník referátů III. ročníku celostátní akce se zahraniční účastí Spolehlivost konstrukcí*. Ostrava: DT Ostrava, 2002, s. 71-74, ISBN 80-02-01489-8.

NOVÁK, D., VOŘECHOVSKÝ, M., TEPLÝ, B. FReET: Software for the statistical and reliability analysis of engineering problems and FReET-D: Degradation module. In: *Advances in Engineering Software*. 2014, vol. 72, special issue, June 2014, s.179-192.

NT BUILD 208. *Concrete, hardened: Chloride content by volhard titration*. Espoo [Finland]: Nordtest, 1996. Dostupné z: [http://www.nordtest.info/images/documents/nt-methods/building/NT%20build%20208\\_Concrete%20hardened\\_Chloride%20content%20by%20Volhard%20Titration\\_Nordtest%20Method.pdf](http://www.nordtest.info/images/documents/nt-methods/building/NT%20build%20208_Concrete%20hardened_Chloride%20content%20by%20Volhard%20Titration_Nordtest%20Method.pdf).

NT BUILD 443. *Concrete, hardened: Accelerated chloride penetration*. Espoo [Finland]: Nordtest, 1995. Dostupné z: [http://www.nordtest.info/images/documents/nt-methods/building/NT%20build%20443\\_Concrete,%20hardened\\_Accelerated%20chloride%20penetration\\_Nordtest%20Method.pdf](http://www.nordtest.info/images/documents/nt-methods/building/NT%20build%20443_Concrete,%20hardened_Accelerated%20chloride%20penetration_Nordtest%20Method.pdf).

OLEK, J., A. LU, X. FENG, a B. MAGEE, B. *Performance – related specifications of concrete bridge superstructures, Volume 2: High Performance Concrete. Joint Transportation Research Program*. West Lafayette, IN [USA]: Department of Civil Engineering, Purdue University, 2002.

PACHECO J., B. ŠAVIJA, E. SCHLANGEN a R.B. POLDER. Assessment of cracks in reinforced concrete by means of electrical resistance and image analysis. *Construction and Building Materials*. 2014, vol. 65, issue 0, s. 417 -426.

PRAKS, P. Numerical aspects of Simulation Based Reliability Assessment of Systems. In: *International Colloquium Euro-SiBRAM'2002. Volume II*. Praha: ÚTAM Akademie věd ČR, 2002, ISBN 80-86246-17-5.

PRAKS, P. *Analýza spolehlivosti s iteračními řešiči*. Ostrava: 2005. Fakulta elektrotechniky a informatiky, VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. Z. Dostál.

*Probabilistic model code*. Zürich [Switzerland]: Joined Committee for Structural Safety, ETH Zürich, 2001. Dostupné z: <http://www.jcss.ethz.ch/>

PURI, M.L. a D.A. RALESCU. Fuzzy Random-Variables. *Journal of Mathematical Analysis and Applications*. 1986. Vol. 114, issue 2, s. 409-422.

PUSTKA, D. *Využití spolehlivostní metody SBRA při navrhování ocelových, betonových a ocelobetonových konstrukcí*. Ostrava: 2002. Fakulta stavební VŠB-TUO. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. P. Marek.

PYC, W. *Field performance of epoxy-coated reinforcing steel in Virginia bridge decks*.

Blacksburg, VA [USA]: 1998. Virginia Polytechnic Institute and State University. Doktorská disertační práce. Vedoucí práce. R.E. WEYERS.

SAADEGHVAZIRI, M.A. a R. HADIDI. *Cause and Control of Transverse Cracking in Concrete Bridge Decks: Final Report, Project No. FHWA-NJ-2002-19*. Newark, NJ [USA]: New Jersey Institute of Technology, 2002. Dostupné z: [https://web.njit.edu/~ala/Projects/Deck\\_Cracking/Final\\_Report.pdf](https://web.njit.edu/~ala/Projects/Deck_Cracking/Final_Report.pdf)

SCHUELLER. G. Past, Present & Future of Simulation-based Structural Analysis. In: *International Colloquium Euro-SiBRAM'2002. Volume II*. Praha: ÚTAM Akademie věd ČR, 2002, ISBN 80-86246-17-5.

SIMON, P. et al. *Progresivní spřažené mostní konstrukce s přímo pojížděnou mostovkou: Technologická agentura České republiky (TA ČR), projekt číslo: TA02030164 (2012-2015)*. Brno: 2012. (řešitelé: SIMON, P. - Ing. Vladimír Fišer, KRATOCHVÍL, A. -Centrum dopravního výzkumu, v.v.i.)

SOHANGHPURWALA a W.T. SCANNELL. *Verification of Effectiveness of Epoxy-Coated Rebars. Final Report to Pennsylvania Department of Transportation, Project No. 94-05*. Ashburn, VA [USA]: ConCorr, 1998.

STEWART, M.G. a D.V. ROSOWSKY. Time-dependent reliability of deteriorating reinforced concrete bridge decks. *Structural Safety*. 1998, vol. 20, issue 1, s. 91-109.

STEWART, M.G. Spatial variability of pitting corrosion and its influence on structural fragility and reliability of RC beams in flexure. *Structural Safety*. 2004, vol. 26, issue 4, s. 453-470.

STURGES, H. A. The choice of a class interval. *Journal of American Statistical Association*. 1926, vol. 21, issue 153, s. 65–66.

SÝKORA, M., M. HOLICKÝ, J. MARKOVÁ. Verification of Existing Reinforced Concrete Bridges Using the Semi-Probabilistic Approach. *Engineering Structures*. 2013, vol. 56, s. 1419-1426.

ŠEJNOHA J., V. BLAŽEK. Základy inženýrského pojetí spolehlivosti a jejího hodnocení. In: *Sborník referátů VI. Ročníku celostátní akce se zahraniční účastí Spolehlivost konstrukcí, Ostrava, 6. 4. 2005*. Ostrava: DT Ostrava, 2005, ISBN 80-02-01708-0.

ŠMERDA, Z., J. ADÁMEK, Z. KERŠNER, V. MELOUN, V. MENCL, D. NOVÁK, P. ROVNANÍKOVÁ a B. TEPLÝ. *Trvanlivost betonových konstrukcí*. Praha: Informační centrum ČKAIT, 1999. ISBN-8090269788.

TANG, L., L.O. NILSSON. Rapid Determination of the Chloride Diffusivity in Concrete by Applying an Electrical Field. *ACI Materials Journal*. 1992, vol. 89, issue 1, s. 40-53.

TEPLÝ, B., D. VOŘECHOVSKÁ. Reinforcement Corrosion: Limit States, Reliability and Modelling. *Journal of Advanced Concrete Technology*. 2012, vol. 10, issue 11, s. 353-362.

TEPLÝ, B., Z. KERŠNER, P. ROVNANÍK a M. CHROMÁ, M. Durability vs. Reliability of RC structures. In *10DBMC International Conference on Durability of Building Materials and Components*. Lyon [France], 17-20 April 2005: 2005.

TEPLÝ, B., Z. KERŠNER a P. ROVNANÍKOVÁ. K navrhování železobetonových konstrukcí s ohledem na životnost. *Beton – TKS*. 2002, issue 6, s. 41-45.

TEPLÝ, B., D. NOVÁK, D. *Spolehlivost stavebních konstrukcí. Teorie, numerické metody, navrhování, software*. Brno: Stavební fakulta VUT Brno, 1999.

TIKALSKY, P. Chapter 20 Durability and Performance-Based design using SBRA. In: (MAREK, P. et al., 2003).

TIKALSKY, P.J. , D. PUSTKA a P. MAREK. Statistical variations in chloride diffusion in concrete bridges. *ACI Structural Journal*. 2005, vol. 102, issue 3, s. 481-486.

TIKALSKY, P.J., B.E. SCHEETZ, D.G. TEPKE. *Task 6 Final Report Statewide High Performance Concrete Initiative. PennDOT Research*. State College, PA [USA]: Pennsylvania State University, 2007.

- TUUTTI, K. *Corrosion of steel in concrete. CBI Research Report 4:82*. Stockholm, [Sweden]: Swedish Cement and Concrete Research Institute, 1982.
- VESELÝ, V., P. KONEČNÝ, P. LEHNER, D. PIESZKA, L. ŽÍDEK. Electrical resistivity and ultrasonic measurements during sequential fracture test of cementitious composite. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 2014, vol. 30, s. 263-272.
- VOŘECHOVSKÁ, D., B. TEPLÝ a M. CHROMÁ. Probabilistic assessment of concrete structure durability under reinforcement corrosion attack. *Journal of Performance of Constructed Facilities*. 2010, vol. 24, issue 6, s. 571-579.
- VOŘECHOVSKÁ, D., M. VOŘECHOVSKÝ, M. Analytical and numerical approaches to modelling of reinforcement corrosion in concrete. *Transactions of the VŠB – Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*. 2013, vol. 14, issue 1, s. 20–30, ISSN (Online) 1804-4824.
- VOŘECHOVSKÝ, M. Simulation of simply cross correlated random fields by series expansion methods. *Structural Safety*. 2008, vol. 30, issue 4, s. 337-363.
- VOŘECHOVSKÝ, M., D. NOVÁK. Correlation control in small-sample Monte Carlo type simulations I: A simulated annealing approach. *Probabilistic Engineering Mechanics*. 2009, vol. 24, issue 3, s. 452-462.
- VU, K.A.T a M.G. STEWART. Structural reliability of concrete bridges including improved chloride-induced corrosion models. *Structural Safety*. 2000, vol. 22, issue 4, s. 313 - 333, ISSN 0167-4730. DOI: 10.1016/S0167-4730(00)00018-7.
- WEYERS, R.E., W. PYC, a M.M. SPRINKEL. Estimating the service life of epoxy-coated reinforcing steel. *ACI Material Journal*. 1998, issue 95, s. 546-557.

# 10 PŘÍLOHY

## 10.1 Chloridový profil

Tab. 23: Hodnoty koncentrace chloridů odebrané dne 13.1. 2015 pro jádrové vývrty FV.

Hloubka [cm]			C <sub>m(i)</sub> [hm. %]					
Min	Max	Průměr	FV1	FV2	FV3	FV6	FV7	FV8
0	0.5	0.25	1.00709	0.89805	0.62343	0.99022	1.19385	1.02835
0.5	1	0.75	0.39269	0.3035	0.14926	0.32129	0.39985	0.27731
1	1.5	1.25	0.14322	0.07674	0.02517	0.06234	0.086	0.06867
1.5	2	1.75	0.03404	0.02136	0.02248	0.02647	0.07757*	0.0182
2	2.5	2.25	0.02396	0.02111	0.00897*	0.01971	0.052	0.02521*
2.5	3	2.75	0.01392	0.01777	0.01066*	0.01885		0.02312*
3	3.5	3.25	0.00818*	0.01572		0.01446		0.02701*

Poznámka: Hodnoty s hvězdičkou jsou pod hladinou měřitelnosti, nebo vykazují abnormální chování a nejsou zahrnuty do výpočtu difuzního součinitele.

Tab. 24: Hodnoty koncentrace chloridů odebrané dne 14.1. 2015 pro nové vzorky FN.

Hloubka [cm]			C <sub>m(i)</sub> [hm. %]		
Min	Max	Průměr	FN4	FN5	FN6
0	0.5	0.25	1.80526	2.18672	1.37330
0.5	1	0.75	0.91559	0.97871	0.72631
1	1.5	1.25	0.36905	0.27021	0.19015
1.5	2	1.75	0.08115	0.10892	0.04452
2	2.5	2.25	0.06289	0.03379	0.03045
2.5	3	2.75	0.03658	0.03337	0.02175
3	3.5	3.25	0.03843	0.01749	0.01470

Tab. 25: Hodnoty koncentrace chloridů odebrané u testovacích krychlí z běžného betonu ze KXX-94 a KXX-158. Profil získán 3. 12. 2012, respektive 5.2. 2013.

Hloubka [cm]			C <sub>m(i)</sub> [hm. %]	
Min	Max	Průměr	KXX-94	KXX-158
0	0.5	0.25	1.42	1.56
0.5	1.5	1.00	0.65	0.77
1.5	2.5	2.00	0.14	0.33
2.5	3.5	3.00		0.09



## 10.2 Měření elektrické resistivity a výpočet difuzního součinitele

Tab. 26: Hodnoty elektrické resistivity a difuzního součinitele dle měření 30.9. 2014 pro nově vybetonované vzorky FN

		Korekce na vápennou vodu		1.100			
Těleso	Korekce povrchové resistivity	Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]		Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]		Difuzní součinitel $D_c$ [m <sup>2</sup> /s]	
<b>Válec</b>	[... ]	30.09.14	28 dní				
<b>FN1</b>	<b>2.62</b>	33	33	14	14	3.70E-12	3.70E-12
		31	31	13	13	3.94E-12	3.94E-12
		33	31	14	13	3.70E-12	3.94E-12
		32	31	13	13	3.81E-12	3.94E-12
		31.88		13.37		3.83E-12	
<b>FN2</b>	<b>2.62</b>	35	34	15	14	3.49E-12	3.59E-12
		35	35	15	15	3.49E-12	3.49E-12
		35	34	15	14	3.49E-12	3.59E-12
		36	37	15	16	3.39E-12	3.30E-12
		35.13		14.74		3.48E-12	
<b>FN3</b>	<b>2.62</b>	36	34	15	14	3.39E-12	3.59E-12
		39	32	16	13	3.13E-12	3.81E-12
		33	33	14	14	3.70E-12	3.70E-12
		31	31	13	13	3.94E-12	3.94E-12
		33.63		14.11		3.65E-12	
<b>FN4</b>	<b>2.62</b>	33	33	14	14	3.70.E-12	3.70.E-12
		31	31	13	13	3.94.E-12	3.94.E-12
		33	31	14	13	3.70.E-12	3.94.E-12
		32	31	13	13	3.81.E-12	3.94.E-12
		31.88		13.37		3.83.E-12	
<b>FN5</b>	<b>2.62</b>	35	34	15	14	3.49.E-12	3.59.E-12
		35	35	15	15	3.49.E-12	3.49.E-12
		35	34	15	14	3.49.E-12	3.59.E-12
		36	37	15	16	3.39.E-12	3.30.E-12
		35.13		14.74		3.48.E-12	
<b>FN6</b>	<b>2.62</b>	36	34	15	14	3.39.E-12	3.59.E-12
		39	32	16	13	3.13.E-12	3.81.E-12
		33	33	14	14	3.70.E-12	3.70.E-12
		31	31	13	13	3.94.E-12	3.94.E-12
		33.63		14.11		3.65.E-12	

	N	Povrchová resistivita	48	Objemová resistivita	48	Difuzní součinitel	48
<b>FN</b>	<b>Průměr</b>		33.54		14.07		3.65.E-12
	<b>Sm. Odch.</b>	$\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]	2.14	$\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]	0.90	$D_c$ [m <sup>2</sup> /s]	2.26.E-13

Tab. 27: Hodnoty elektrické resistivity a difuzního součinitele dle měření 30.9. 2014 pro jádrové vývrtky FV

		Korekce na vápennou vodu		1.100			
Těleso	Korekce povrchové resistivity	Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]		Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]		Difuzní součinitel $D_c$ [m <sup>2</sup> /s]	
<b>Válec</b>	[... ]	30.09.14	351 dní				
<b>FV4</b>	<b>3.05</b>	69	69	25	25	2.06E-12	2.06E-12
		74	74	27	27	1.92E-12	1.92E-12
		69	69	25	25	2.06E-12	2.06E-12
		68	70	25	25	2.09E-12	2.03E-12
		70.25		25.34		2.02E-12	
<b>FV5</b>	<b>3.05</b>	91	99	33	36	1.56E-12	1.43E-12
		78	91	28	33	1.82E-12	1.56E-12
		99	94	36	34	1.43E-12	1.51E-12
		72	90	26	32	1.97E-12	1.58E-12
		89.25		32.19		1.61E-12	
<b>FV9</b>	<b>3.05</b>	87	95	31	34	1.63E-12	1.49E-12
		94	88	34	32	1.51E-12	1.61E-12
		98	97	35	35	1.45E-12	1.46E-12
		96	99	35	36	1.48E-12	1.43E-12
		94.25		33.99		1.51E-12	
<b>FV10</b>	<b>3.05</b>	89	89	32	32	1.59E-12	1.59E-12
		77	76	28	27	1.84E-12	1.87E-12
		69	69	25	25	2.06E-12	2.06E-12
		89	70	32	25	1.59E-12	2.03E-12
		78.50		28.31		1.83E-12	
<b>FV1</b>	<b>3.05</b>	78	79	28	28	1.82.E-12	1.80.E-12
		75	68	27	25	1.89.E-12	2.09.E-12
		74	85	27	31	1.92.E-12	1.67.E-12
		79	84	28	30	1.80.E-12	1.69.E-12
		77.75		28.04		1.83.E-12	
<b>FV2</b>	<b>3.05</b>	91	96	33	35	1.56.E-12	1.48.E-12
		90	85	32	31	1.58.E-12	1.67.E-12
		96	83	35	30	1.48.E-12	1.71.E-12
		96	84	35	30	1.48.E-12	1.69.E-12
		90.13		32.50		1.58.E-12	
<b>FV3</b>	<b>3.05</b>	77	82	28	30	1.84.E-12	1.73.E-12
		79	80	28	29	1.80.E-12	1.77.E-12
		92	81	33	29	1.54.E-12	1.75.E-12
		74	82	27	30	1.92.E-12	1.73.E-12
		80.88		29.17		1.76.E-12	
<b>FV6</b>	<b>3.05</b>	85	86	31	31	1.67.E-12	1.65.E-12
		71	93	26	34	2.00.E-12	1.53.E-12
		99	90	36	32	1.43.E-12	1.58.E-12
		98	82	35	30	1.45.E-12	1.73.E-12
		88.00		31.74		1.63.E-12	

Tab. 27 (pokračování): Hodnoty elektrické resistivity a difuzního součinitele dle měření 30.9. 2014 pro jádrové vývrty FV

		Korekce na vápennou vodu		1.100			
Těleso	Korekce povrchové resistivity	Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]		Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]		Difuzní součinitel $D_c$ [m <sup>2</sup> /s]	
Válec	[...]	30.09.14	351 dní				
FV4	3.05	69	69	25	25	2.06E-12	2.06E-12
FV7	3.05	85	74	31	27	1.67.E-12	1.92.E-12
		85	88	31	32	1.67.E-12	1.61.E-12
		81	67	29	24	1.75.E-12	2.12.E-12
		90	99	32	36	1.58.E-12	1.43.E-12
		83.63		30.16		1.72.E-12	
FV8	3.05	91	91	33	33	1.56.E-12	1.56.E-12
		97	98	35	35	1.46.E-12	1.45.E-12
		94	91	34	33	1.51.E-12	1.56.E-12
		84	91	30	33	1.69.E-12	1.56.E-12
		92.13		33.23		1.54.E-12	

FV	N	Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]	80	Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]	80	Difuzní součinitel $D_c$ [m <sup>2</sup> /s]	80
	Průměr		84.48		30.47		1.70.E-12
	Sm. Odch.		9.80		3.53		2.059.E-13

Tab. 28: Časově závislá elektrická resistivita  $\rho_{SR}$  přepočtená na objemovou resistivitu  $\rho_{BR}$  a rozměry vzorku.

Těleso	Rozměry [mm]	Korekce povrchové resistivity	Korekce na vápennou vodu		1.100	
			Povrchová resistivita $\rho_{SR}$ [k $\Omega$ cm]	Objemová resistivita $\rho_{BR}$ [k $\Omega$ cm]		
Válec	průměr	výška	[...]	30.09.14	28/351 dní	100/(RESI
FN1	103.9	204	2.62	33	33	
	103.5	204		31	31	
	103.7	204		33	31	
				32	31	
				31.88		13.37
FN2	104	205	2.62	35	34	
	103.4	204		35	35	
	103.7	204.5		35	34	
				36	37	
				35.13		14.74
FN3	103.8	204	2.62	36	34	
	102.9	204		39	32	
	103.35	204		33	33	
				31	31	
				33.63		14.11
FV4	93.2	186	3.05	69	69	
	93	185		74	74	
	93.1	185.5		69	69	
				68	70	
				70.25		25.34
FV5	93	185	3.05	91	99	
	93	184		78	91	
	93	184.5		99	94	
				72	90	
				89.25		32.19
FV9	93.5	191	3.05	87	95	
	93.3	190		94	88	
	93.4	190.5		98	97	
				96	99	
				94.25		33.99
FV10	93	183	3.05	89	89	
	93	185		77	76	
	93	184		69	69	
				89	70	
				78.50		28.31

Poznámka: tabulka pokračuje na dalších stranách.

Tab. 28 (pokračování): Časově závislá elektrická resistivita  $\rho_{SR}$  přepočtená na objemovou resistivitu  $\rho_{BR}$ .

Těleso	Korekce na vápennou vodu		1.000	Korekce na vápennou vodu		1.000
	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$
Válec	14.10.14	42/365 dní	RESI/K	29.10.14	57/380 dní	RESI/K
FN1	37	48		59	50	
	39	44		49	49	
	38	41		50	48	
	37	39		53	51	
	40.38		<b>15.40</b>	51.13		<b>19.50</b>
FN2	44	46		54	52	
	42	43		52	50	
	35	45		54	49	
	34	44		55	53	
	41.63		<b>15.88</b>	52.38		<b>19.98</b>
FN3	39	45		47	47	
	40	43		48	49	
	41	40		47	51	
	39	42		46	51	
	41.13		<b>15.69</b>	48.25		<b>18.41</b>
FV4	72	86		70	78	
	55	89		70	65	
	72	90		73	66	
	56	70		78	60	
	73.75		<b>24.18</b>	70.00		<b>22.95</b>
FV5	68	97		84	63	
	83	99		80	76	
	81	91		82	73	
	72	87		69	70	
	84.75		<b>27.79</b>	74.63		<b>24.47</b>
FV9	92	99		81	92	
	80	88		71	80	
	93	96		73	77	
	99	97		76	74	
	93.00		<b>30.49</b>	78.00		<b>25.57</b>
FV10	74	72		80	85	
	70	72		65	77	
	63	81		81	60	
	69	79		64	77	
	72.50		<b>23.77</b>	73.63		<b>24.14</b>

Tab. 28 (pokračování): Časově závislá elektrická resistivita  $\rho_{SR}$  přepočtená na objemovou resistivitu  $\rho_{BR}$ .

Těleso	Korekce na vápennou vodu		1.000	Korekce na vápennou vodu		1.000
	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[\text{k}\Omega\text{cm}]$
Válec	13.11.14	72/395 dní	RESI/K	02.12.14	91/414 dní	RESI/K
<b>FN1</b>	55	56		63	65	
	54	54		57	60	
	54	50		58	53	
	52	52		53	53	
	53.38		<b>20.36</b>	57.75		<b>22.03</b>
<b>FN2</b>	58	57		68	65	
	57	59		56	61	
	58	57		66	59	
	54	57		66	56	
	57.13		<b>21.79</b>	62.13		<b>23.70</b>
<b>FN3</b>	59	57		66	65	
	56	58		59	63	
	56	60		60	64	
	58	57		57	57	
	57.63		<b>21.98</b>	61.38		<b>23.41</b>
<b>FV4</b>	78	79		88	-	
	89	74		99	-	
	85	80		99	-	
	77	84		-	-	
	80.75		<b>26.48</b>	95.33		<b>31.26</b>
<b>FV5</b>	93	92		99	-	
	90	92		99	-	
	77	90		-	-	
	77	86		-	-	
	87.13		<b>28.57</b>	99.00		<b>32.46</b>
<b>FV9</b>	94	96		99	99	
	97	88		99	89	
	92	81		99	99	
	83	93		99	99	
	90.50		<b>29.67</b>	97.75		<b>32.05</b>
<b>FV10</b>	85	98		99	71	
	89	96		99	99	
	69	79		99	79	
	75	82		99	99	
	84.13		<b>27.58</b>	93.00		<b>30.49</b>

Tab. 28 (pokračování): Časově závislá elektrická resistivita  $\rho_{SR}$  přepočtená na objemovou resistivitu  $\rho_{BR}$ .

	Korekce na vápennou vodu		1.000			1.000
Těleso	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[k\Omega cm]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[k\Omega cm]$	Povrchová resistivita $\rho_{SR}[k\Omega cm]$		Objemová resistivita $\rho_{BR}[k\Omega cm]$
Válec	06.01.15	126/449 dní	RESI/K	10.02.15	161/484 dní	RESI/K
FN1	66	66		68	68	
	61	57		72	65	
	63	59		66	67	
	56	61		71	71	
	61.13		<b>23.32</b>	68.50		<b>26.13</b>
FN2	71	68		75	78	
	63	56		74	73	
	66	61		76	73	
	63	58		73	75	
	63.25		<b>24.13</b>	74.63		<b>28.47</b>
FN3	69	63		69	71	
	59	57		69	70	
	54	55		74	74	
	57	58		71	74	
	59.00		<b>22.51</b>	71.50		<b>27.27</b>
FV4 *)	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
FV5 *)	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
FV9 *)	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
FV10 *)	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	
	-	-		-	-	

Poznámka: \*) Hodnoty elektrické povrchové resistivity  $\rho_{SR}$  byly mimo měřený rozsah.

### 10.3 Parametrická studie vlivu zrání na trvanlivost

Tab. 29: Difuzní součinitel a doba do iniciace koroze ve vztahu ke zhodnocení vlivu zrání pro 33 betonových směsí (Konečný&Lehner, 2014, Ghosh et al., 2014). Pro vstupy viz kapitoly 6.2.1 a 6.3.

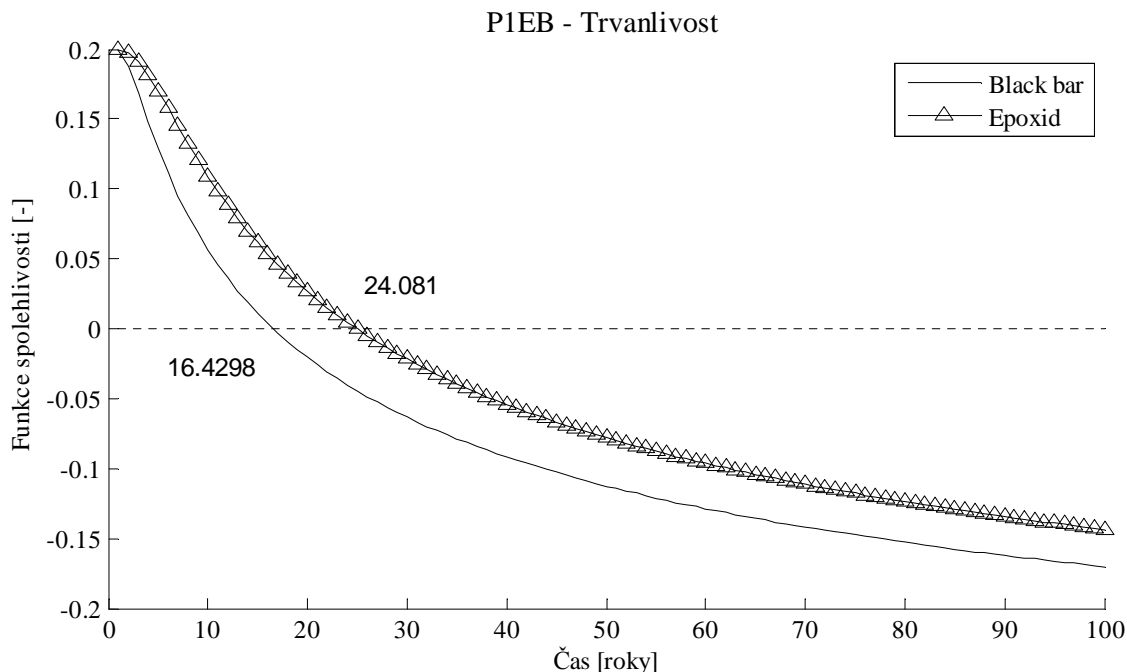
ID	Směs	Difuzní koeficient $D_{c,(28)}$ [m <sup>2</sup> /s]	Koeficient zrání $m$	Trvanlivost $tD_{c,(28)}$		Trvanlivost $D_{c,(t)}$		
				/8/	MKP kap.6.3	/11/	Kap. 6.3	MKP ANSYS <sup>4</sup>
1	100TII-V	5.59E-12	0.28	13	13	59	64	58
2	80TII-V/20C	6.06E-12	0.38	12	12	120	127	-
3	80TII-V/20F	5.38E-12	0.51	14	15	664	725	-
4	60TII-V/20C/20F	6.31E-12	0.52	12	13	551	603	-
5	60TII-V/30C/10F	5.11E-12	0.43	14	16	266	280	-
6	60TII-V/30F/10C	4.80E-12	0.42	15	17	265	277	-
7	75TII-V/20C/5SF	4.24E-12	0.57	17	19	1500	1500	-
8	75TII-V/20F/5SF	3.28E-12	0.60	22	23	1500	1500	-
9	65TII-V/35G120S	7.92E-12	0.15	9	9	18	18	-
10	60TII-V/35G120S/5SF	5.19E-12	0.36	14	14	127	134	-
11	50TII-V/35G120S/15C	7.54E-12	0.30	10	11	45	48	-
12	50TII-V/35G120S/15F	7.02E-12	0.33	10	12	62	66	-
13	95TII-V/5SF	6.62E-12	0.33	11	11	68	70	-
14	93TII-V/7SF	5.27E-12	0.44	14	14	282	278	-
15	65TII-V/5SF/30C	5.69E-12	0.52	13	13	684	706	-
16	65TII-V/5SF/30F	4.25E-12	0.62	17	19	1500	1500	-
17	55TII-V/5SF/40G120S	6.14E-12	0.40	12	12	142	142	-
18	45TII-V/40G120S/15C	7.51E-12	0.21	10	11	26	27	-
19	45TII-V/40G120S/15F	2.06E-12	0.65	35	37	1500	1500	-
20	65TII-V/35G100S	2.68E-12	0.66	27	28	1500	1500	-
21	60TII-V/35G100S/5SF	2.31E-12	0.83	31	33	1500	1500	-
22	50TII-V/35G100S/15C	3.13E-12	0.42	23	24	554	543	548
23	50TII-V/35G100S/15F	2.86E-12	0.40	25	28	506	508	-
24	45TII-V/35G100S/20F	2.75E-12	0.40	26	29	540	573	-
25	60TII-V/30F/10M	6.00E-12	0.51	12	12	532	565	-
26	60TII-V/30C/10M	8.96E-12	0.48	8	8	166	166	-
27	50TII-V/40G120S/10M	2.11E-12	0.57	34	36	1500	1500	-
28	60TII-V/25F/15M	5.04E-12	0.44	14	16	305	331	-
29	60TII-V/25C/15M	8.99E-12	0.38	8	8	63	67	-
30	50TII-V/35G120S/15M	2.42E-12	0.59	30	33	1500	1500	-
31	65TII-V/28F/7M	4.18E-12	0.29	17	18	96	97	-
32	65TII-V/28C/7M	6.46E-12	0.27	11	11	45	49	-
33	57TII-V/35G120S/7M	3.40E-12	0.46	21	22	803	868	-

<sup>4</sup> K výpočtu je použit model (Konečný et al., 2013).

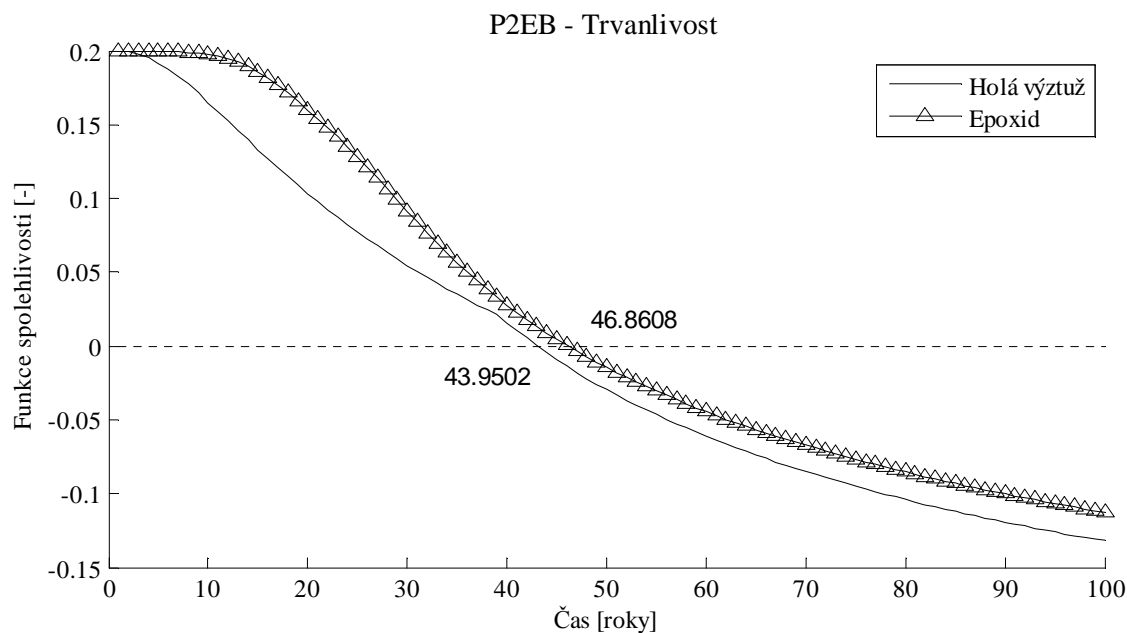


## 10.4 Výsledky deterministické analýzy trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů

### 10.4.1 Mostovka s trhlinou v betonu

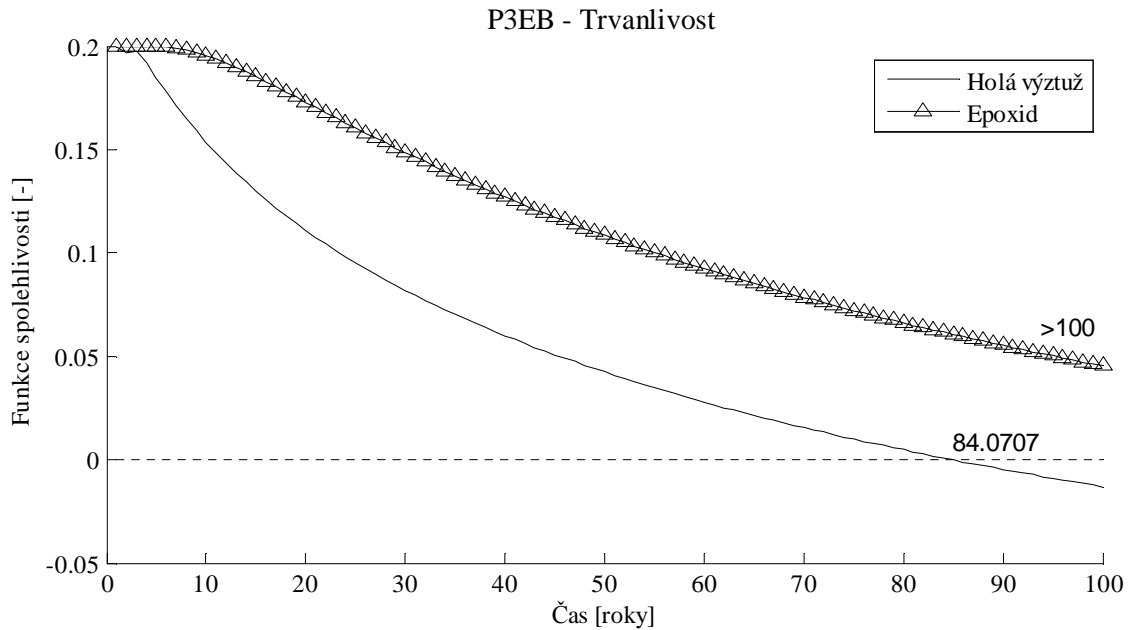


Obr. 70: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky s trhlinou z běžného betonu. Deterministické řešení - varianta P1B s nechráněnou výztuží a P1E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží (Pro popis varianty viz tab. 14 na str. 74).



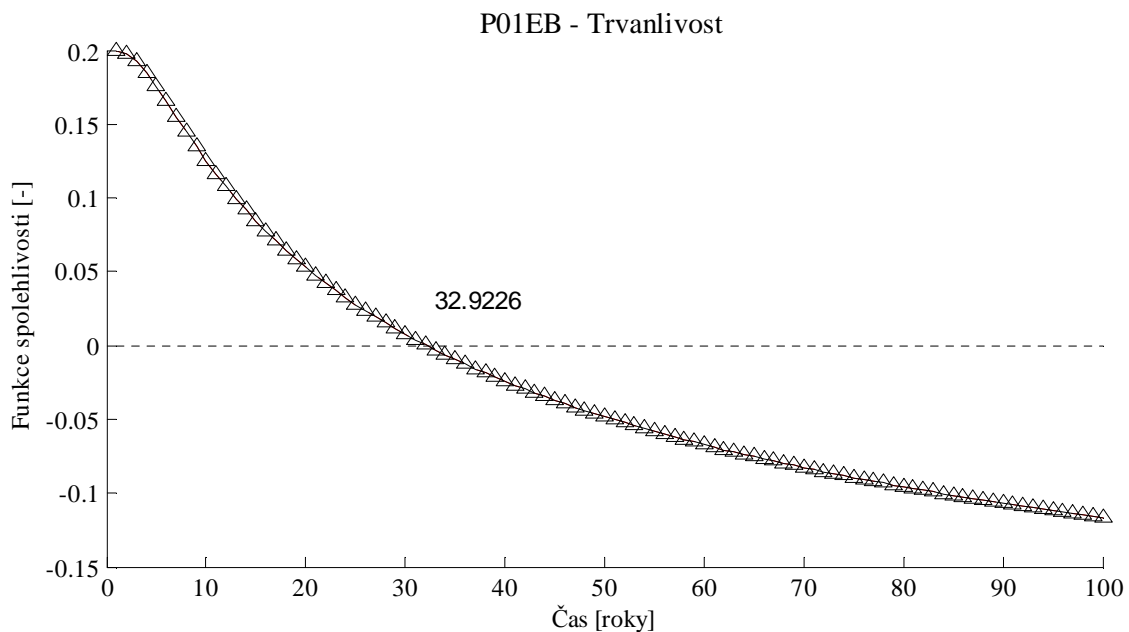
Obr. 71: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky z běžného betonu s trhlinou a s poruchou hydroizolace pod asfaltovou vrstvou. Deterministické řešení - varianta P2B s nechráněnou výztuží a P2E s epoxidem chráněnou ocelovou

výztuží (Pro popis varianty viz tab. 14 na str. 74).

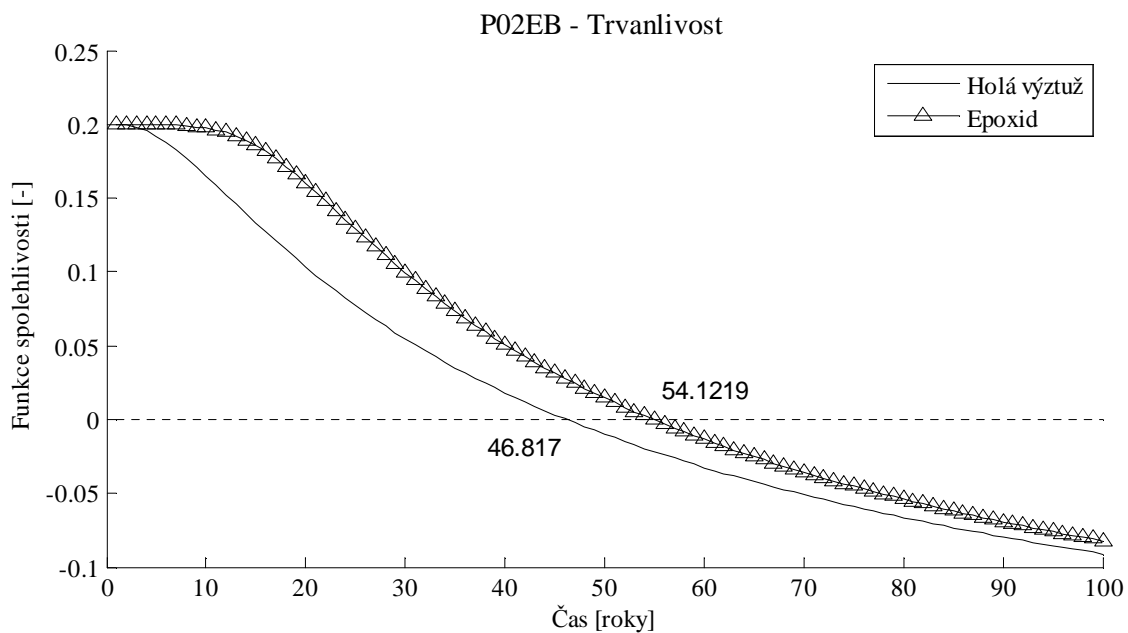


Obr. 72: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky s trhlinou z vysokohodnotného betonu se zohledněním vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta P3B s nechráněnou výztuží a P3E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží (Pro popis varianty viz tab. 14 na str. 74).

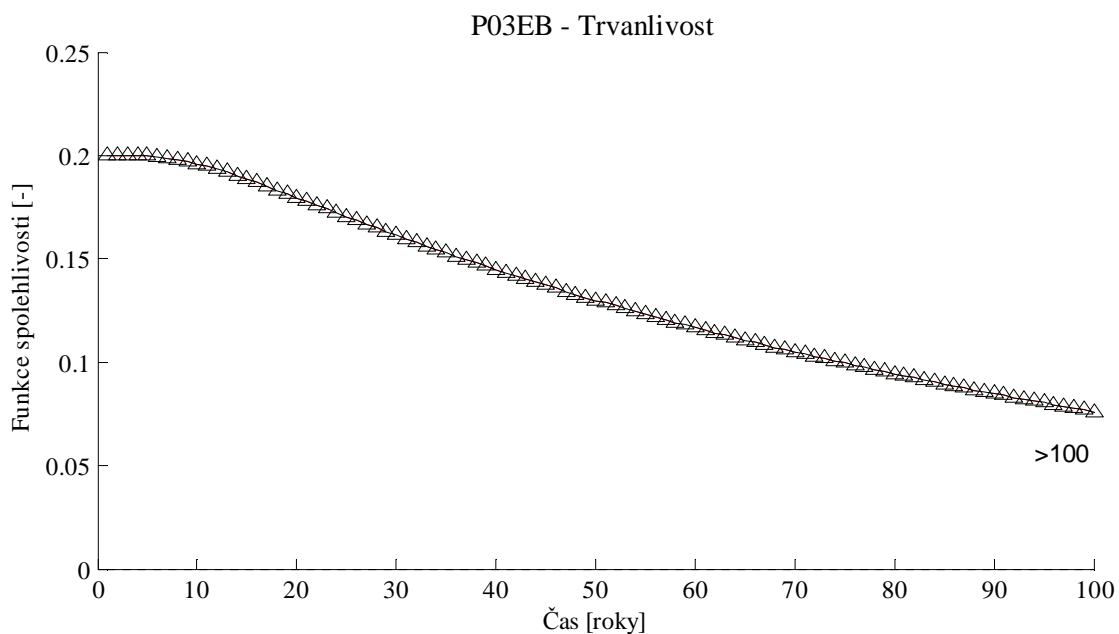
#### 10.4.2 Mostovka bez trhliny v betonu



Obr. 73: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky bez trhliny z běžného betonu. Deterministické řešení - varianta P01B s nechráněnou výztuží a P01E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží (Křivky se překrývají, pro popis varianty viz tab. 15 na str. 81).

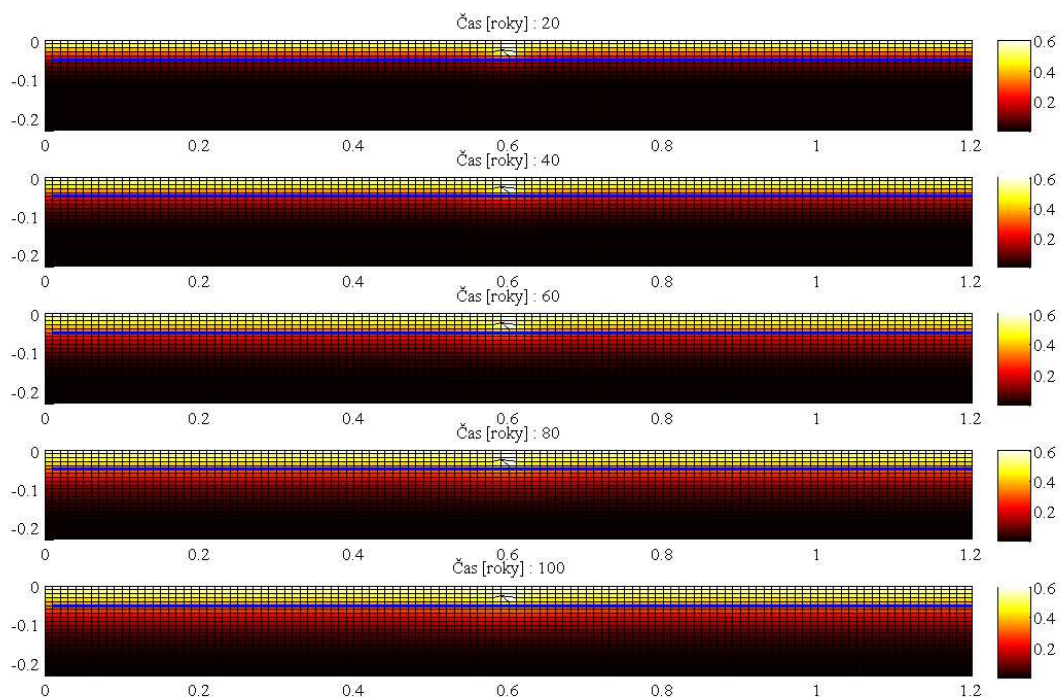


Obr. 74: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky z běžného betonu bez trhliny a s poruchou hydroizolace pod asfaltovou vrstvou. Deterministické řešení - varianta P02B s nechráněnou výztuží a P02E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží (Pro popis varianty viz tab. 15 na str. 81).

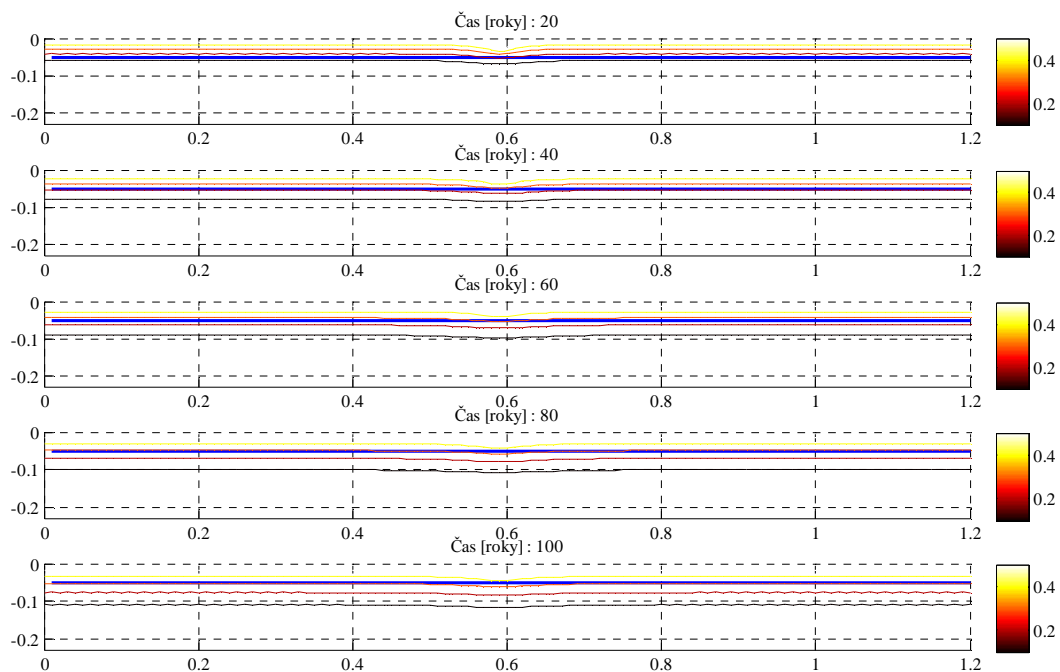


Obr. 75: Porovnání vlivu ochrany ocelové výztuže za pomoci funkce spolehlivosti pro analýzu trvanlivosti – iniciace koroze betonové mostovky bez trhliny z vysokohodnotného betonu se zohledněním vlivu zrání betonu. Deterministické řešení - varianta P03B s nechráněnou výztuží a P03E s epoxidem chráněnou ocelovou výztuží (Křivky se překrývají, pro popis varianty viz tab. 15 na str. 81).

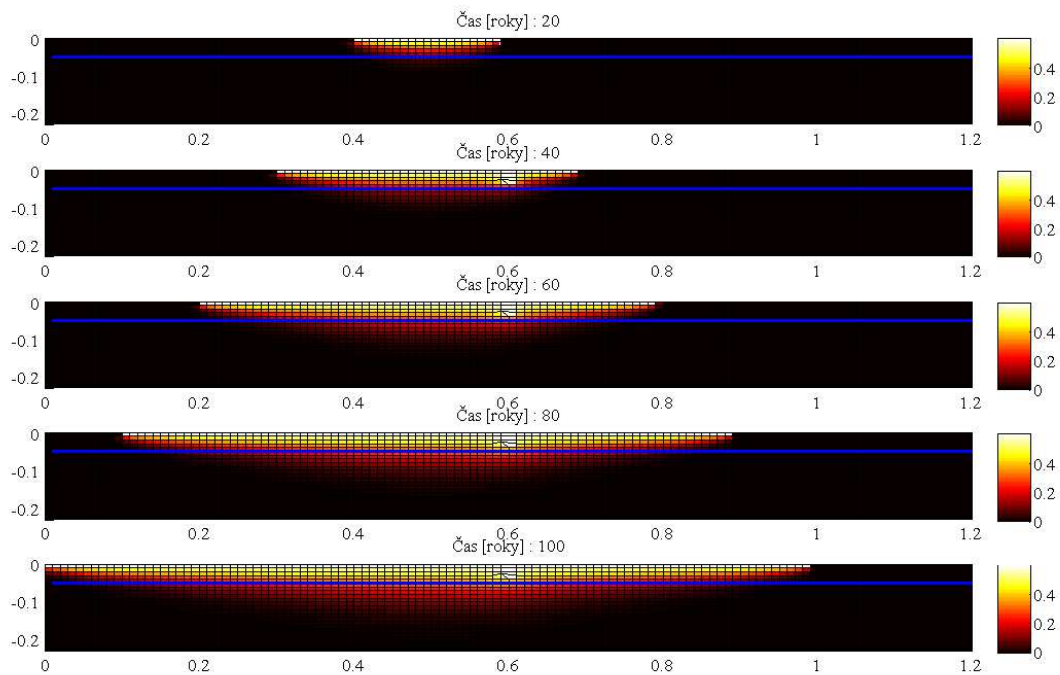
## 10.5 2D výstupy z deterministické analýzy prostupu chloridů



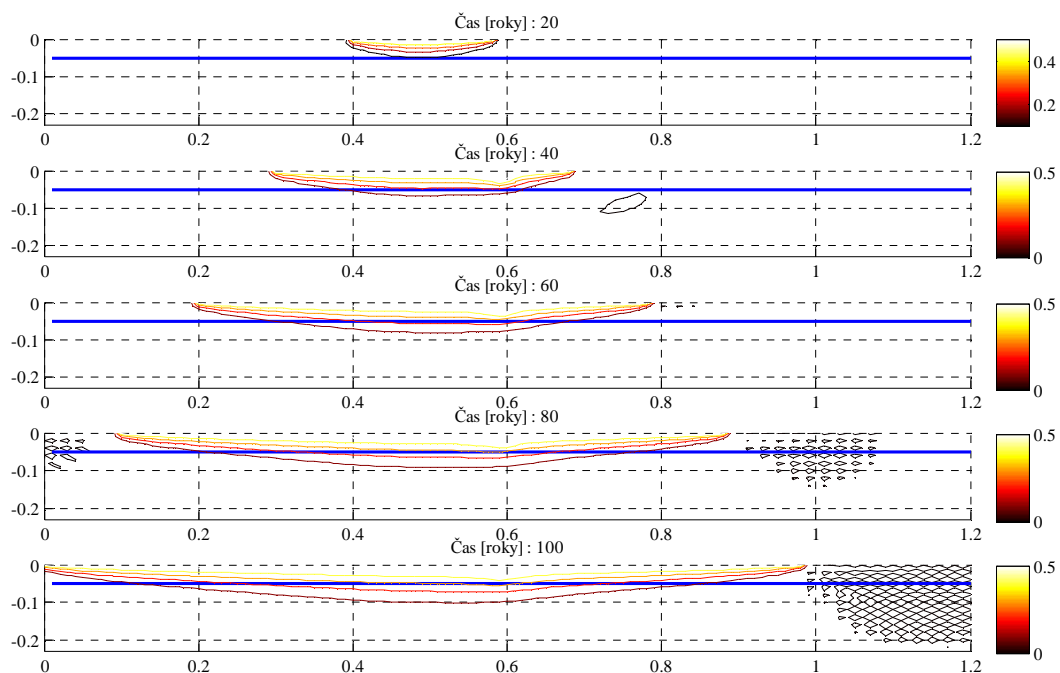
Obr. 76: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce s trhlinou z běžného betonu. Deterministické řešení - varianta PIB zobrazující rozložení koncentrace chloridů, výztuž a síť MKP elementů.



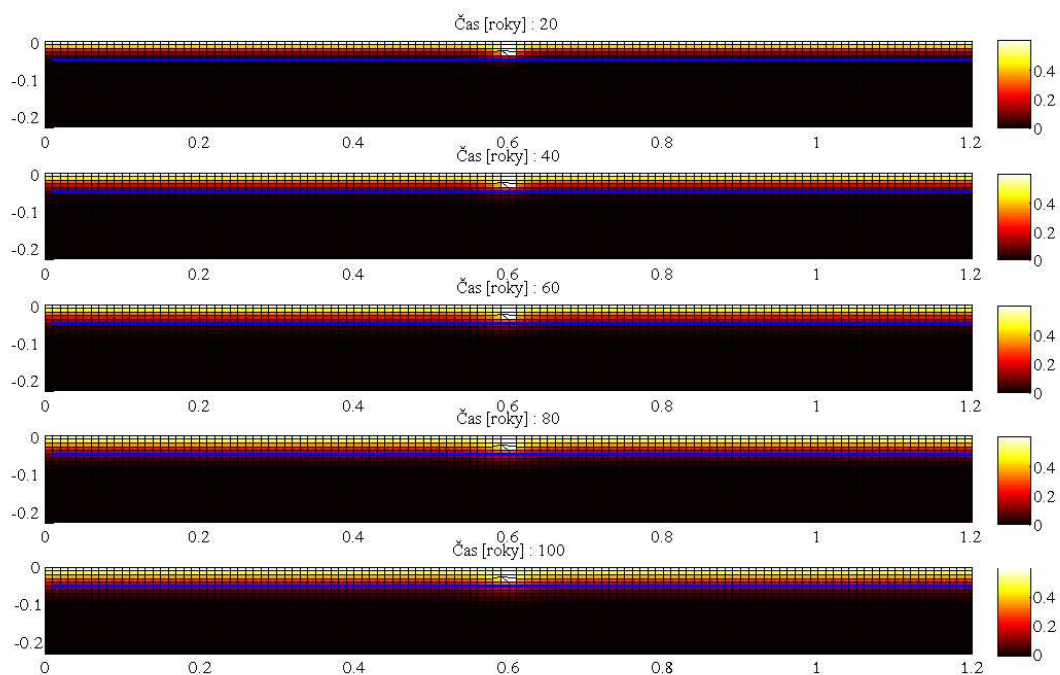
Obr. 77: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce s trhlinou z běžného betonu. Deterministické řešení - varianta PIB zobrazující izolinie koncentrací chloridů a výztuž.



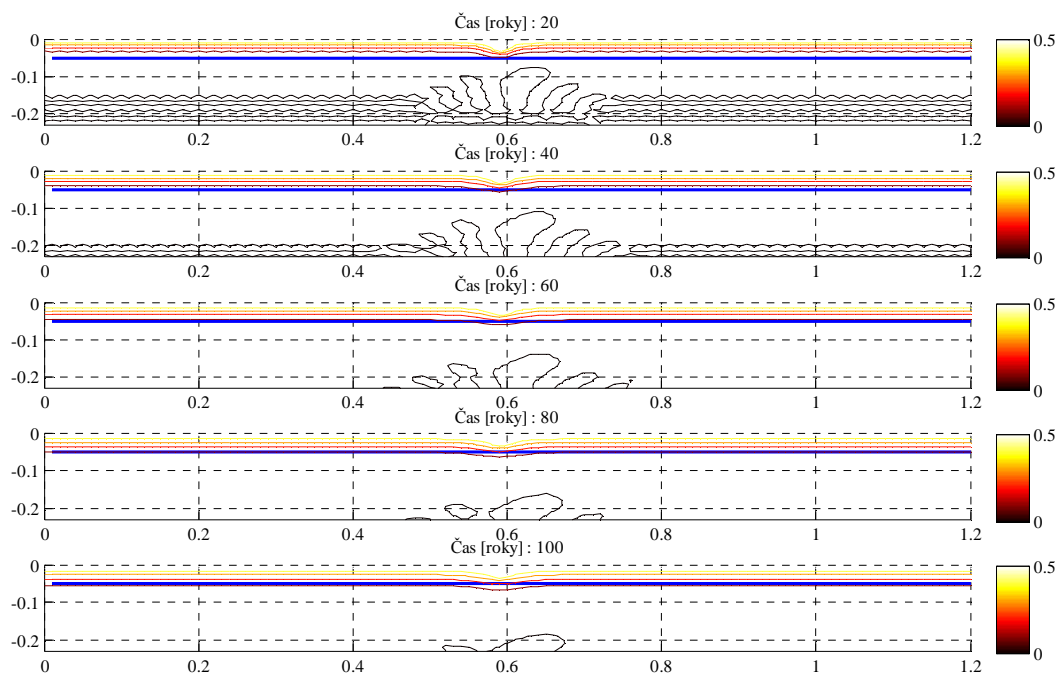
Obr. 78: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky a s poruchou hydroizolace 40 cm od levého okraje modelu. Deterministické řešení - varianta P2B zobrazující rozložení koncentrace chloridů, výztuž a síť MKP elementů.



Obr. 79: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky a s poruchou hydroizolace 40 cm od levého okraje modelu. Deterministické řešení - varianta P2B zobrazující izolinie koncentrací chloridů.



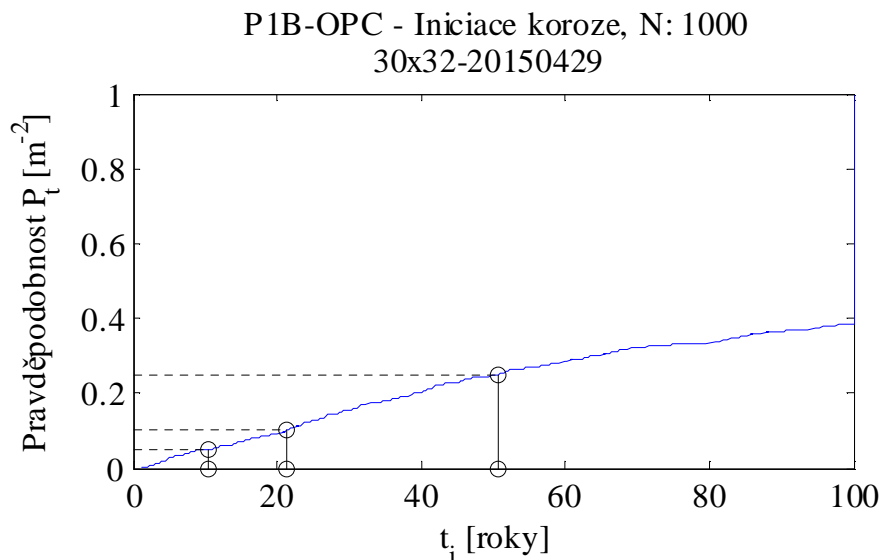
Obr. 80: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce s trhlinou z vysokohodnotného betonu. Deterministické řešení - varianta P3B zobrazující rozložení koncentrace chloridů, výztuž a síť MKP elementů



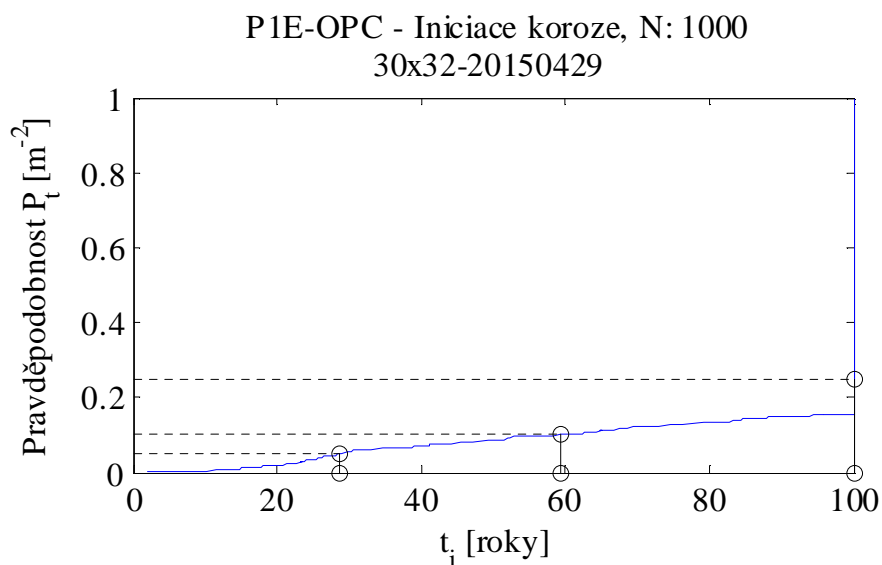
Obr. 81: Koncentrace chloridových iontů v betonové mostovce s trhlinou z vysokohodnotného betonu. Deterministické řešení - varianta P3B zobrazující izolinie koncentrací chloridů.

## 10.6 Výsledky pravděpodobnostní analýzy trvanlivosti železobetonové mostovky vystavené působení chloridů

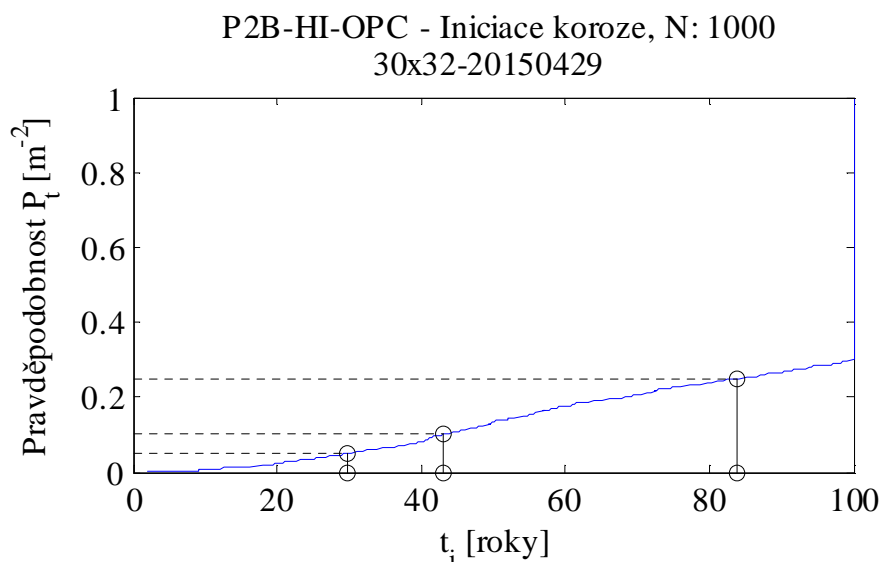
### 10.6.1 Mostovka s trhlinou v betonu



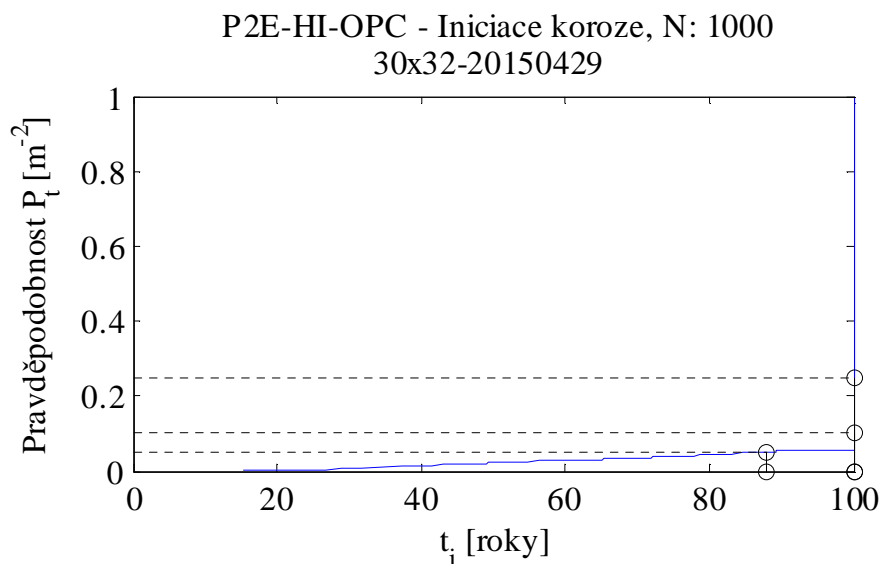
Obr. 82: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky s trhlinou v betonu. Pravděpodobnostní řešení - varianta P1B (varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .



Obr. 83: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky s trhlinou v betonu a epoxidovým povlakem výztuže. Pravděpodobnostní řešení - varianta P1E (varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .

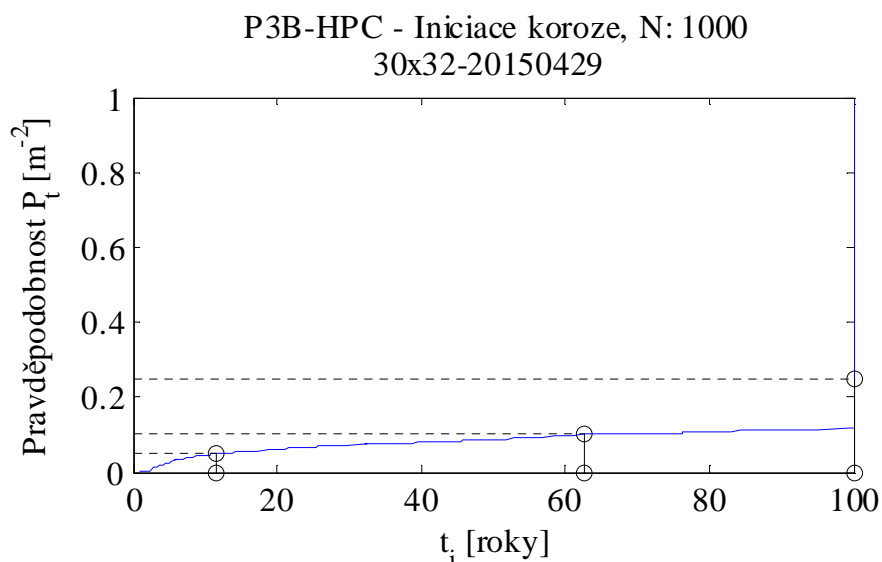


Obr. 84: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky a s poruchou hydroizolace. Pravděpodobnostní řešení - varianta P2B (varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .

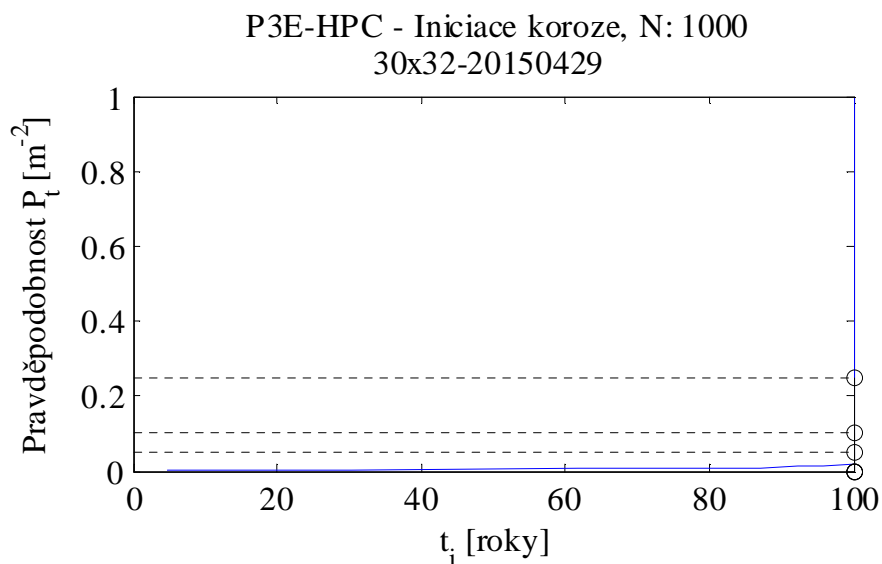


Obr. 85: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky pokryté asfaltovou vrstvou s trhlinou uprostřed mostovky, s poruchou hydroizolace a epoxidovým povlakem výztuže. Pravděpodobnostní řešení - varianta P2E (varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .



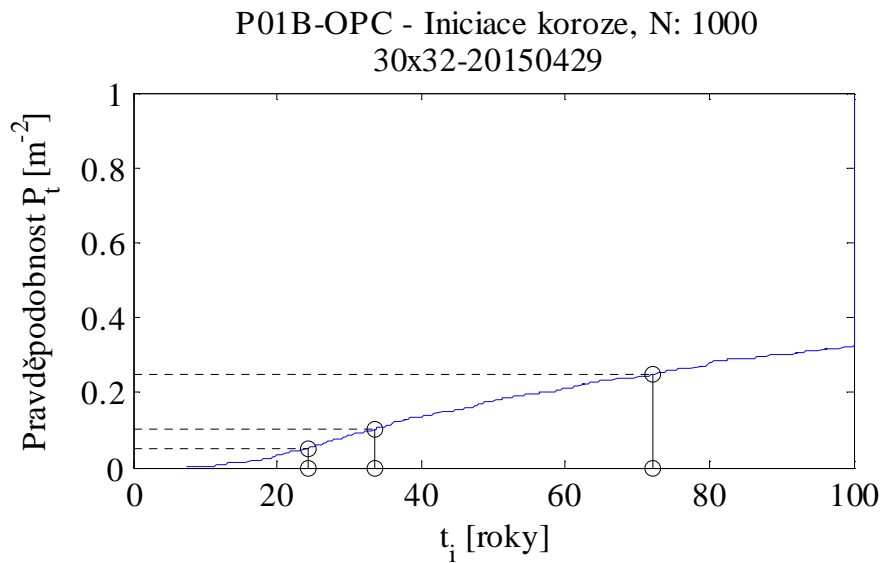


Obr. 86: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky s trhlinou v mostovce z vysokohodnotného betonu. Pravděpodobnostní řešení - varianta P3B (varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ \%}/m^2$ .

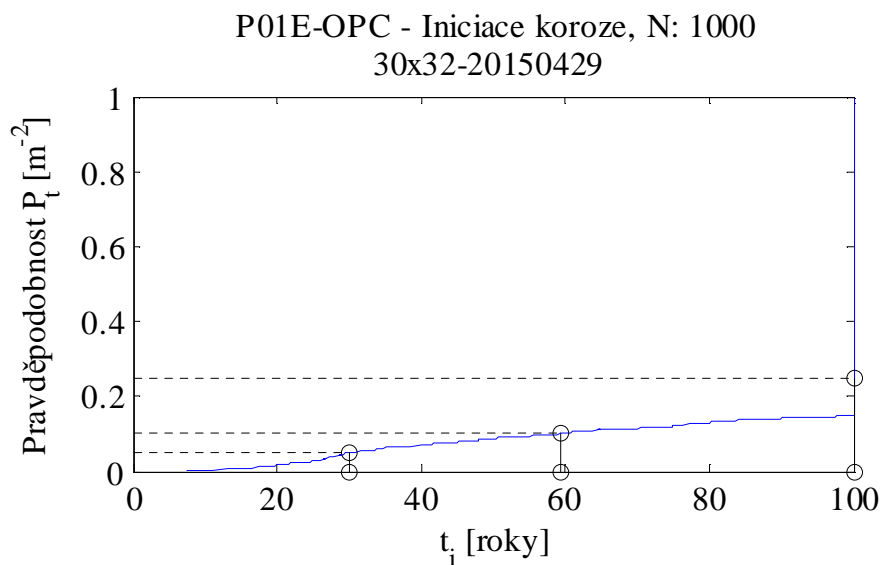


Obr. 87: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky s trhlinou v mostovce z vysokohodnotného betonu a epoxidovým povlakem výztuže. Pravděpodobnostní řešení - varianta P3E (Pro popis varianty viz tab. 17 na str. 85). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ \%}/m^2$ .

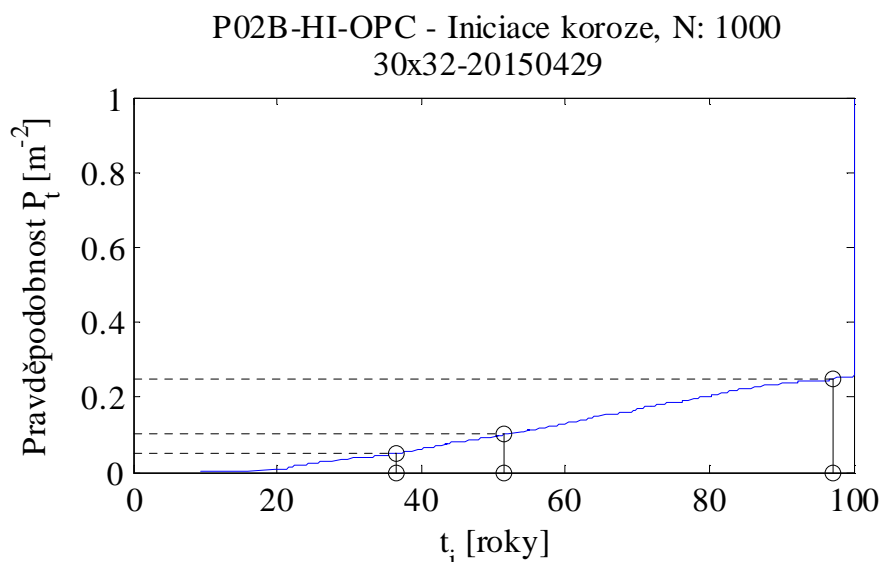
## 10.6.2 Mostovka bez trhliny v betonu



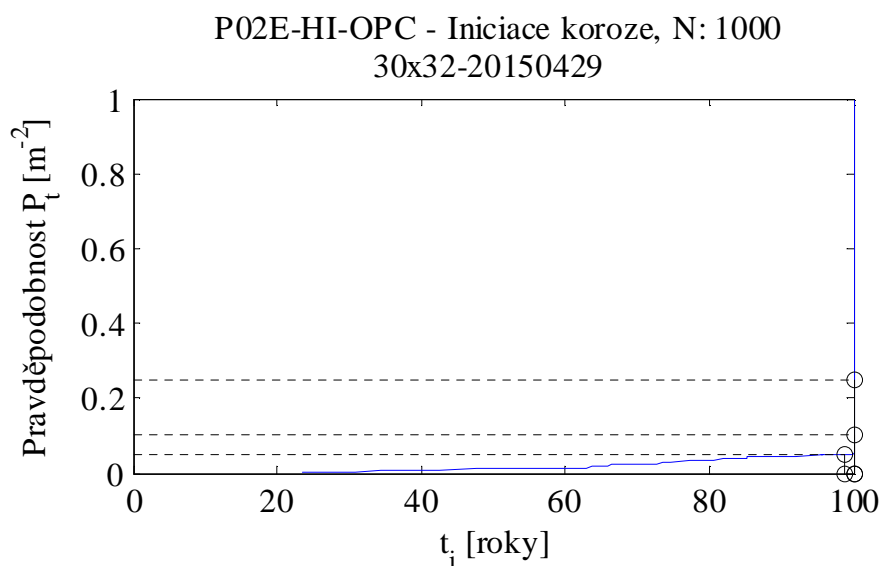
Obr. 88: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky bez trhliny v betonu. Pravděpodobnostní řešení - varianta P01B (varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \%/m^2$



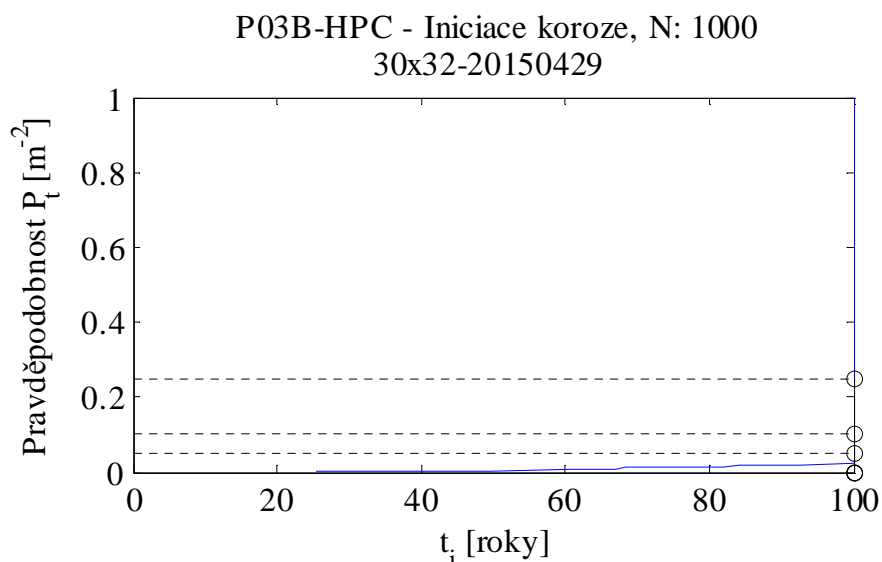
Obr. 89: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky bez trhliny v betonu s výztuží chráněnou epoxidovým povlakem. Pravděpodobnostní řešení - varianta P01E (Pro popis varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \%/m^2$ .



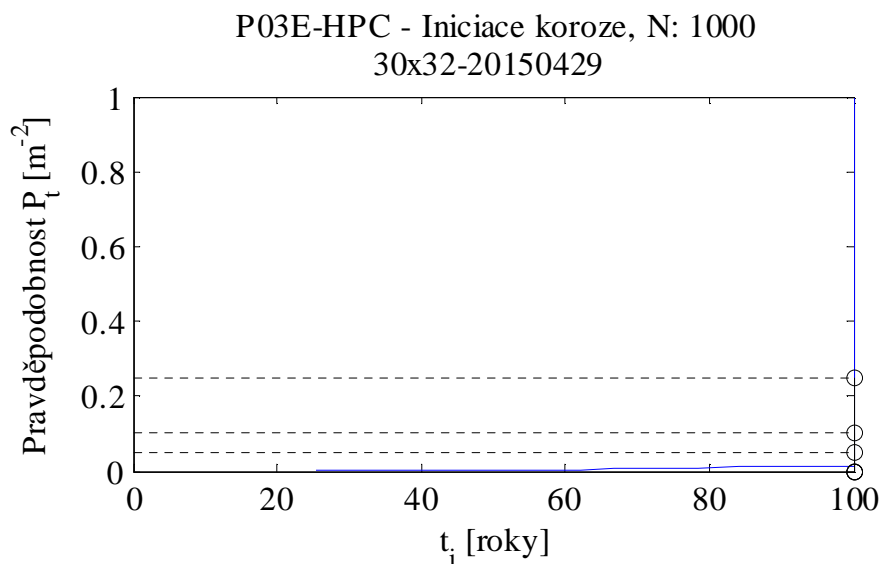
Obr. 90: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky pokryté asfaltovou vrstvou bez trhliny v betonu. Pravděpodobnostní řešení - varianta P02B (Pro popis varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .



Obr. 91: Zobrazení pravděpodobnosti iniciace koroze u mostovky pokryté asfaltovou vrstvou bez trhliny v betonu s výztuží chráněnou epoxidovým povlakem. Pravděpodobnostní řešení - varianta P02E (varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciace koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .



Obr. 92: Zobrazení pravděpodobnosti iniciační koroze u mostovky z vysokohodnotného betonu bez trhliny v betonu. Pravděpodobnostní řešení - varianta P03B (varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciační koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .



Obr. 93: Zobrazení pravděpodobnosti iniciační koroze u mostovky z vysokohodnotného betonu bez trhliny v betonu s výztuží chráněnou epoxidovým povlakem. Pravděpodobnostní řešení - varianta P03E (varianty viz tab. 21 na str. 96). V grafu jsou svislou linkou odděleny časy odpovídající pravděpodobnostem iniciační koroze  $P=5, 10$  a  $25 \text{ %/m}^2$ .

## 10.7 Statistické parametry difuzního součinitele 3 vybraných směsí

Tab. 30: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsi studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 7 dní (Konečný&Lehner, 2014).

days:		7				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	7.82547E-12	33.6E-14	0.043	0.25964	0.010715
2	80TII-V/20C	9.66018E-12	52.1E-14	0.054	0.34287	0.027432
3	80TII-V/20F	1.06876E-11	38.4E-14	0.036	0.53733	0.003208
24	45TII-V/35G100S/20F	4.92304E-12	23.9E-14	0.049	0.40188	0.000679

Tab. 31: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsi studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 14 dní (Konečný&Lehner, 2014).

days:		14				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	7.29824E-12	30.5E-14	0.042	0.30773	0.022491
2	80TII-V/20C	9.15242E-12	43.4E-14	0.047	0.39551	0.077373
3	80TII-V/20F	7.68156E-12	21.6E-14	0.028	0.54195	0.005202
24	45TII-V/35G100S/20F	3.55006E-12	15.1E-14	0.043	0.38746	0.001354

Tab. 32: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsi studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 28 dní (Konečný&Lehner, 2014).

days:		28				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	5.58522E-12	24.1E-14	0.043	0.284	0.008076
2	80TII-V/20C	6.06064E-12	32.9E-14	0.054	0.38235	0.021334
3	80TII-V/20F	5.3757E-12	17.8E-14	0.033	0.51381	0.006392
24	45TII-V/35G100S/20F	2.75073E-12	9.7E-14	0.035	0.40356	0.000764

Tab. 33: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsi studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 56 dní (Konečný&Lehner, 2014).

days:		56				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	4.84818E-12	23.6E-14	0.049	0.25579	0.011741
2	80TII-V/20C	4.7784E-12	14.4E-14	0.030	0.37087	0.021263
3	80TII-V/20F	3.34218E-12	13.4E-14	0.040	0.56855	0.003625
24	45TII-V/35G100S/20F	2.30575E-12	8.6E-14	0.037	0.35428	0.001726

Tab. 34: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsí studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 91 dní (Konečný&Lehner, 2014).

	days:	<b>91</b>				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	3.68105E-12	14.7E-14	0.040	0.31928	0.011084
2	80TII-V/20C	3.58426E-12	22.6E-14	0.063	0.41763	0.025756
3	80TII-V/20F	2.37643E-12	5.1E-14	0.021	0.59746	0.00669
24	45TII-V/35G100S/20F	1.71593E-12	5.2E-14	0.030	0.40629	0.000697

Tab. 35: Difuzní součinitel pro čtyři vybrané betonové směsí studie (Ghosh et al., 2014), průměrná hodnota (mean), směrodatná odchylka (dev) a variační koeficient (mean/dev), koeficient zrání (m) a chyba výpočtu  $m$  metodou nejmenších čtverců (SSQE) pro referenční čas 161 dní (Konečný&Lehner, 2014).

	days:	<b>161</b>				
		mean	dev	mean/dev	m	SSQE
1	100TII-V	3.09653E-12	13.0E-14	0.042	0.31788	0.010493
2	80TII-V/20C	2.84996E-12	11.5E-14	0.040	0.41609	0.025033
3	80TII-V/20F	1.91254E-12	9.1E-14	0.048	0.55483	0.002911
24	45TII-V/35G100S/20F	1.43033E-12	5.8E-14	0.041	0.3883	0.000607