



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

## ÚSTAV BETONOVÝCH A ZDĚNÝCH KONSTRUKCÍ

INSTITUTE OF CONCRETE AND MASONRY STRUCTURES

## SOUDRŽNOST FRP VÝZTUŽE A BETONU

BOND BETWEEN FRP REINFORCEMENT AND CONCRETE

## DISERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Ondřej Januš

prof. RNDr. Ing. Petr Štěpánek, CSc., dr. h. c

BRNO 2022



## ABSTRAKT

V posledních době kompozitní (FRP – *fibre reinforced polymers*) materiály nacházejí stále širší uplatnění v betonových konstrukcích, a to jak pro zesilování stávajících konstrukcí, tak i při vyztužování nově budovaných betonových prvků. Díky příznivým mechanicko-fyzikálním vlastnostem se tak otevírají nové oblasti návrhu odolných prvků. Použití těchto inovativních materiálů při vyztužování betonových konstrukcí však často vyžaduje modifikaci návrhového postupu používaného při vyztužování klasickou ocelovou výztuží.

V současné době je velké množství především mostních konstrukcí ve velmi špatném až havarijním stavu a vyžadující sanaci z důvodu koroze ocelové výztuže. Kompozitní výztuž se v těchto aplikačních oblastech jeví jako vhodná alternativa k ocelové výztuži. Jelikož jsou však mostovky přímo vystaveny opakovanému zatížení dopravou, je posudek na únavu důležitou a často rozhodující částí návrhu. Počet studií zabývajících se únavovým chováním vnitřních FRP výztuží je v současnosti velmi omezený. Především v současnosti neexistuje žádná studie, která by se dostatečně zabývala komplexním stanovením vlivu únavového zatížení na soudržnost mezi výztuží a betonem.

Disertační práce se věnuje problematice návrhu betonových prvků vyztužených moderní kompozitní FRP výztuží vystavených působení vysoko-cyklického (únavového) zatížení. Díky provedenému rozsáhlému experimentálnímu programu bylo možné stanovit přípustné limitní hodnoty únavového zatížení pro zabezpečení požadované únavové životnosti. Na základě těchto limitujících hodnot byl proveden návrh a následné únavové testování full-scale betonových prvků přímo pojižděných zákrytových desek určených do agresivního prostředí.

## ABSTRACT

Recently, FRP (*fibre reinforced polymers*) materials are increasingly used in concrete structures, both for the strengthening of existing structures and as an internal reinforcement of concrete elements. It is due to convenient mechanical and physical properties of this kind of material. However, the use of these innovative materials as a reinforcement of concrete structures often requires a modification of the design process used for steel reinforcement.

At present, a large number of bridge structures are in a very poor condition and require remediation due to corrosion of the steel reinforcement. Composite reinforcement appears to be a suitable alternative to steel reinforcement in these application areas. However, since bridge decks are directly exposed to repeated traffic loads, fatigue assessment is an important and often crucial part of the design. The number of studies dealing with the fatigue behaviour of internal FRP reinforcement is currently very limited. In particular, there is currently no study that sufficiently deals with the comprehensive determination of the effect of fatigue loading on the bond between FRP reinforcement and concrete.

The doctoral thesis deals with the design of concrete elements reinforced with modern composite FRP reinforcement exposed to high-cyclic (fatigue) loading. Thanks to the performed extensive experimental programme, it was possible to determine the permissible limit values of fatigue load to ensure the required fatigue life. Based on these limiting values, the design and subsequent fatigue testing of full-scale concrete roofing slabs intended for aggressive environments was performed.

## **KLÍČOVÁ SLOVA**

beton, výztuž, FRP, kompozit, soudržnost, únava

## **KEYWORDS**

concrete, reinforcement, FRP, composite, bond, fatigue



## **BIBLIOGRAFICKÁ CITACE**

Ing. Ondřej Januš *Soudržnost FRP výztuže a betonu*. Brno, 2022. 227 s. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav betonových a zděných konstrukcí. Vedoucí práce prof. RNDr. Ing. Petr Štěpánek, CSc., dr. h. c

## **PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem disertační práci s názvem Soudržnost FRP výztuže a betonu zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 01.04. 2022

---

Ing. Ondřej Januš  
autor práce

## PODĚKOVÁNÍ

Poděkování patří především mému školiteli prof. RNDr. Ing. Petru Štěpánkovi., dr. h. c za odborné vedení a za cenné rady. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Františku Girglemu, Ph.D., Ing. Vojtěchu Kostihovi, Ph.D., Ing. Ivě Rozsypalové, Ing. Ďorđe Čairovičovi a Ing. Jakubu Venclovskému za poskytování neocenitelných rad a pomoci při tvorbě práce.

Disertační práce vznikla za finanční podpory projektu Technologické agentury ČR TH03020067 „FRP výztuž se zvýšenou spolehlivostí a trvanlivostí při vysoko-cyklickém zatížení“ a za přispění interních projektů specifického výzkumu VUT v Brně FAST-J-17-4555 „Únava vnitřních kompozitních výztuží při vysokocyklickém namáhání a jejich soudržnost s betonem“ a FAST-J-18-5224 „Zkouška interlaminárního smyku FRP prutů pro rychlé a efektivní hodnocení kvality produktu a stanovení míry degradace“.

## 1 Obsah

1	Obsah.....	1
2	Seznam zkratk a symbolů .....	4
3	Úvod .....	8
4	Účel a cíl práce.....	10
5	Základní poznatky o soudržnosti výztuže a betonu.....	12
5.1.	Vlivy ovlivňující chování FRP výztuže v soudržnosti .....	13
5.2.	Parametry ovlivňující soudržnost FRP výztuže s betonem .....	13
5.2.1.	Tvar průřezu prutu .....	13
5.2.2.	Povrchová úprava.....	13
5.2.3.	Modul pružnosti FRP výztuže (v podélném i příčném směru).....	14
5.2.4.	Příčný tlak betonu (trojosá napjatost betonu) .....	14
5.2.5.	Pozice prutu při betonáži .....	14
5.2.6.	Krycí vrstva betonu a vzdálenost rovnoběžných prutů .....	15
5.2.7.	Teplotní roztažnost.....	15
5.2.8.	Okolní prostředí.....	15
5.2.9.	Průměr prutu .....	15
5.2.10.	Tlaková pevnost betonu .....	16
5.2.11.	Kotevní délka prutu .....	16
5.2.12.	Vliv dlouhodobého zatížení .....	16
6	Poznatky o únavovém chování FRP výztuže .....	17
6.1.	Mechanismus únavového porušení kompozitu zatěžovaného tahem ve směru vláken .....	18
6.1.1.	Únava kompozitních materiálů při vysokých hodnotách napětí (blízcích se mezní monotónní únosnosti) – Oblast I.....	18
6.1.2.	Únava kompozitních materiálů při středních hodnotách napětí – Oblast II .....	19
6.1.3.	Únava kompozitních materiálů při nízkých hodnotách napětí – Oblast III .....	19
6.2.	Vliv jednotlivých parametrů zkoušek na výslednou únavovou životnost FRP prutů.....	20
6.2.1.	Vliv velikosti maximálního napětí v cyklu .....	20
6.2.2.	Vliv parametru asymetrie .....	20
6.2.3.	Vliv tvaru zkušební vzorku.....	20
6.2.4.	Vliv frekvence zatěžování .....	20
6.2.5.	Vliv okolní teploty.....	20
6.3.	Definice únavového zatížení.....	21
7	Způsoby experimentálního stanovení soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem a únavové životnosti FRP prutů.....	22
7.1.	Způsob testování soudržnosti výztuže a betonu .....	22

7.2.	Únavové testování FRP prutů .....	26
8	Přehled obdobně řešené problematiky.....	27
9	Experimentální část .....	29
9.1.	Stanovení základních mechanicko-fyzikálních vlastností použité FRP výztuže .....	30
9.1.1.	Tahová pevnost a modul pružnosti v tahu .....	30
9.1.2.	Podélná/interlaminární smyková pevnost .....	31
9.2.	Monotónní zkoušky soudržnosti .....	33
9.2.1.	Pull-out zkoušky.....	33
9.2.2.	Nosíkové zkoušky .....	41
9.2.3.	Vliv konfigurace testu na maximální napětí v soudržnosti.....	47
9.3.	Tahové únavové zkoušky.....	49
9.3.1.	Únavové zkoušky „holých“ výztuží .....	49
9.3.2.	Únavové zkoušky s vlivem krycí vrstvy betonu .....	52
9.3.3.	Vliv změny rozkmitu zatížení na interlaminární smykové napětí.....	61
9.4.	Únavové zkoušky soudržnosti .....	61
9.4.1.	Posuv výztuže v kotevní oblasti během únavové zkoušky .....	67
9.5.	Únavové zkoušky FRP vyztužených prvků .....	74
9.5.1.	Nosíkové zkoušky .....	74
9.5.2.	Odolná nosná konstrukce – zákrytová deska .....	90
9.5.3.	Porovnání chování referenční desky s deskami vystavenými předchozímu únavovému zatěžování.....	132
10	Numerická simulace zatěžovací zkoušky zákrytových desek .....	135
10.1.	Referenční monotónně zatěžovaná deska .....	135
10.2.	Zákrytové desky vystavené únavovému zatížení .....	140
10.3.	Shrnutí poznatků z numerického modelování zákrytových desek.....	150
11	Teoretický popis chování FRP vyztužených prvků v soudržnosti a při vystavení únavovému namáhání.....	151
11.1.	Analytické modely pro popis chování kontaktu mezi FRP výztuží a betonem .....	151
11.1.1.	Malvar model .....	151
11.1.2.	BPE model.....	151
11.1.3.	CMR model .....	152
11.1.4.	Kalibrace dostupných modelů na experimentálně dosažené výsledky.....	152
11.2.	Teoretická predikce únavové životnosti GFRP vyztužených nosníků zatížených proměnným únavovým zatížením.....	156
11.3.	Statistická analýza dat únavových zkoušek .....	159
12	Závěry a doporučení pro praxi .....	176
13	Literatura.....	180

14	Seznam obrázků .....	188
15	Seznam tabulek .....	194

PŘÍLOHA P1 – Záznamy z únavové nosníkové zkoušky soudržnosti

PŘÍLOHA P2 – Záznamy z únavové nosníkové zkoušky

PŘÍLOHA P3 – Návrh zákrytové desky

PŘÍLOHA P4 – Optimalizace parametrů modelu Sendeckyj pro statistické vyhodnocení únavových zkoušek

## 2 Seznam zkratk a symbolů

A,B	parametry sklonu S-N křivky
A,B,C,D,E,F,G	empirické konstanty (parametry modelu Malvar)
$A_{T1}$	plocha omezená vzestupnou větví BPE modelu
C,S	parametry modelu určené kalibrací (Sendeckyj model)
D	suma kumulovaného porušení při únavové zkoušce (Minerovo pravidlo)
d	průměr prutu
$d_b$	průměr zakotveného prutu
E	typ skleněného vlákna (E vlákno)
$E_c$	modul pružnosti betonu
E-CR	typ skleněného vlákna (E-CR vlákno)
EP	typ matrice (epoxidová matrice)
F	síla ve výztuži
f	statická pevnost betonu (tahová nebo tlaková)
$f_c'$	krychelná pevnost betonu v tlaku dle ACI 318
$f_{c,cube}$	krychelná pevnost betonu v tlaku
$f_{ct}$	tahová pevnost betonu
$F_p$	koeficient závislý na intervalu spolehlivosti (ASTM E739-10)
Inkl_	označení odporového inklinometru
K	typ ovinu (Kevlarový ovin)
k	parametr sklonu S-N křivky (model normálního rozdělení pravděpodobnosti)
k	celkový počet vzorků (ASTM E739-10)
l	počet testovaných sad (ASTM E739-10)
$l_b$	kotevní délka výztuže v betonu
LVDT	indukčnostní snímač dráhy
$m_i$	počet testovaných vzorků na i-té hladině
N	typ ovinu (nylonový ovin)
n	celkový počet testovaných vzorků (Whitney Pooling Scheme)
$N^*$	parametr měřítka (Whitney Pooling Scheme)
$N_i$	parametr Weibullova rozdělení (Whitney Pooling Scheme)
$N; n$	počet provedených cyklů
$n_i$	počet provedených cyklů na i-té hladině únavového zatížení
$N_i$	únavová životnost na i-té hladině únavového zatížení
$N_{sj}$	počet cyklů, po kterém byla zastavena únavová zkouška (Whitney Pooling Scheme)
$N_{ult}; N_f$	únavová životnost (počet cyklů do porušení)

P	působící síla při zkoušce interlaminárního smyku
P	síla ve výztuži
p	parametr modelu BPE
$p_h$	normálová složka napětí v soudržnosti v betonu na čele žebírka
$p_h^*$	normálová složka napětí v soudržnosti v betonu na čele žebírka po lokálním drcení betonu
$P_{max}$	síla ve výztuži při porušení soudržnosti
$P_{max}$	maximální působící síla při zkoušce soudržnosti
P-O	způsob porušení - pull-out
$p_v$	radiální složka napětí v soudržnosti v betonu na čele žebírka
$p_v^*$	radiální složka napětí v soudržnosti v betonu na čele žebírka po lokálním drcení betonu
$Q_0$	odhad parametru měřítka (Whitney Pooling Scheme)
R	parametr asymetrie cyklu
R	žebírková výztuž (ribbed)
$R_{COD}$	poměrné otevření trhliny
$r_i$	počet porušených vzorků na dané hladině (Whitney Pooling Scheme)
$R_{ki}$	charakteristická hodnota únavové životnosti na i-té hladině zatížení
$r_T$	celkový počet porušených vzorků (Whitney Pooling Scheme)
s	posuv výztuže pro aktuální smykové napětí
$S_{c,max}$	maximální hodnota tlakového napětí v betonu při únavovém zatížení
SD	směrodatná odchylka
$S_f$	posuv výztuže nezatíženého konce soudržnosti při porušení
$S_l$	posuv výztuže zatíženého konce soudržnosti při porušení
$S_r$	parametr CMR modelu
$S_u$	interlaminární smyková pevnost
T	tahová síla ve výztuži
T	perioda kmitání
TB_	označení odporového tenzometru na povrchu betonu
$T_{ult, kont}$	síla prutu při porušení soudržnosti
$T_{ult, prut}$	síla při tahovém porušení prutu
TV_	označení odporového tenzometru na výztuži
VE	typ matrice (vinyl-esterová matrice)
WA_	označení indukčnostního snímače dráhy
$w_{fatigueCOD}$	přetvoření při porušení betonu



$\alpha$	parametr modelu BPE
$\alpha, \beta$	parametry Weibullova rozdělení (Sendeckyj model)
$\alpha; \alpha^*$	sklon výslednice napětí v betonu v okolní kotevní oblasti
$\alpha_f$	parametr tvaru (Whitney Pooling Scheme)
$\alpha_{fi}$	parametr Weibullova rozdělení (Whitney Pooling Scheme)
$\alpha_Q$	parametr omezující hodnotu bodového kolového zatížení (model LM1)
$\beta$	parametr CMR modelu
$\beta_{fatigue}$	parametr definující sklon S-N křivky betonu v programu GiD
$\beta_Q$	parametr omezující hodnotu bodového kolového zatížení (model LM1)
$\gamma_f$	materiálový součinitel pro FRP výztuž
$\gamma_s$	materiálový součinitel pro ocel
$\Delta_{COD}$	rozdíl mezi maximálním a minimálním otevřením trhliny v cyklu
$\delta_m; S_m; S_1; S_{max}$	posuv výztuže při dosažení mezního napětí v soudržnosti
$\Delta S_l$	rozdíl mezi maximálním a minimálním posuvem v cyklu
$\Delta\sigma$	rozkmit působícího napětí v cyklu
$\epsilon_c$	limitní přetvoření betonu dle ACI 318
$\mu^2$	nestranný odhad rozptylu (ASTM E739-10)
$\xi_{fatigue}$	parametr definující růst trhlin v betonu při cyklickém zatěžování v programu GiD
$\sigma$	radiální tlakové napětí v betonu v oblasti soudržnosti
$\sigma$	tahové napětí ve výztuži
$\sigma_0$	parametr – teoretické napětí odpovídající jednomu cyklu do porušení
$\sigma_a$	amplituda působícího napětí v cyklu
$\sigma_a$	aplikovaná hodnota napětí (Sendeckyj model)
$\sigma_e$	ekvivalentní statická pevnost (Sendeckyj model)
$\sigma_m$	střední hodnota působícího napětí v cyklu
$\sigma_{max}$	maximální působící napětí v cyklu
$\sigma_{min}$	minimální působící napětí v cyklu
$\sigma_{n,max}$	normálové napětí na povrchu výztuže
$\sigma_{n,max}$	průměrné normálové napětí ve výztuži
$\sigma_{n,min}$	normálové napětí ve středu průřezu výztuže
$\sigma_r$	radiální napětí v betonu vyvozující trojosou napjatost
$\sigma_r$	zbytková únosnost (Sendeckyj model)
$\sigma_{ult}; f_t$	tahová pevnost prutu
$\sigma_y$	prstenec tahů v betonu v okolí kotevní oblasti
$\tau$	průměrné napětí v soudržnosti

$\tau_{b,ult}; \tau_m; \tau_1; \tau_{max};$ $\tau_u$	mezní napětí v soudržnosti
$\tau_{max}; \tau_{b,max}$	maximální smykové napětí v soudržnosti v cyklu
$\tau_{sp}$	mezní napětí v soudržnosti při náhlém porušení krycí vrstvy
$\tau_{spu}$	mezní napětí v soudržnosti při odpadnutí krycí vrstvy

### 3 Úvod

V leteckém, námořním a automobilovém průmyslu jsou FRP (*fibre reinforced polymer – polymery vyztužené vlákny*) materiály hojně využívány díky velmi dobrému poměru únosnosti ke své váze již po dlouhou dobu. V posledních dekádách ovšem nacházejí kompozitní materiály širší uplatnění i ve stavebnictví, a to jak pro zesilování stávajících konstrukcí, tak i při vyztužování nově budovaných betonových prvků. Rozšíření využití nekovových výztuží je způsobeno především příznivými mechanicko-fyzikálními a chemickými vlastnostmi tohoto materiálu, které tak otevírají nové oblasti návrhu odolných prvků. Použití těchto inovativních materiálů při vyztužování betonových konstrukcí však často vyžaduje modifikaci návrhového postupu používaného při vyztužování klasickou ocelovou výztuží.

Jedním ze základních předpokladů návrhu vyztužených betonových konstrukcí je kompatibilita přetvoření mezi betonem a výztuží, která je zajištěna soudržností obou materiálů. Dostatečná úroveň soudržnosti je požadována pro přenesení sil z jednoho materiálu do druhého. V případě ocelové výztuže jsou k dispozici návrhové vztahy založené na značném množství experimentů. Vzhledem k rozdílným mechanicko-fyzikálním vlastnostem kompozitní a ocelové výztuže a rozdílným povrchovým úpravám však nelze tyto vztahy bezpečně použít při návrhu prvků s kompozitní výztuží. Studium soudržnosti kompozitní výztuže s betonem se již zabývalo mnoho autorů. Výsledky experimentů však prokázaly značný vliv mechanicko-fyzikálních vlastností výztuže a zejména povrchové úpravy různých typů FRP výztuží na výsledné chování výztuží v soudržnosti. V současné době neexistují žádná normativní doporučení pro povrchové vlastnosti kompozitních výztuží a při dnešním velkém množství různých povrchových úprav není možné bez výsledků skutečných testů soudržnosti přesně stanovit požadovanou kotevní délku výztuže v betonu. Dalším faktorem ovlivňujícím kotevní délku je i tloušťka betonové krycí vrstvy výztuže, která je u výztuží s malým krytím často rozhodující. Přitom snížení krycí vrstvy je jednou z nejčastěji zmiňovaných výhod použití FRP výztuže. Krycí vrstvu této nekovové výztuže je možné snížit díky jejím nekorozním vlastnostem a odolností proti působení agresivního prostředí a tím výrazně ušetřit materiál, zabezpečeno však musí být spolehlivé zakotvení prutů umístěných blízko povrchu. Při použití kompozitní výztuže v prvcích vystavených opakovanému zatěžování není doposud detailně popsáno její únavové chování, a především vliv únavového zatížení na spolehlivost kontaktu mezi FRP výztuží a betonem.

Disertační práce se věnuje problematice návrhu betonových prvků vyztužených moderní kompozitní FRP výztuží vystavených působení vysoko-cyklického (únavového) zatížení. Z důvodu rozdílných mechanicko-fyzikálních vlastností a povrchových úprav prutů nejen oproti ocelové výztuží, ale i mezi jednotlivými typy FRP výztuží, je v první řadě nezbytné provedení značného počtu experimentálních testů pro všechny použité typy FRP výztuží. Z tohoto důvodu se disertační práce ve své podstatné části pohybuje v experimentální rovině. Zvolena byla nejběžněji používaná GFRP výztuž se skleněnými vlákny od dvou různých výrobců (GFRP pruty se liší materiálovým složením, mechanicko-fyzikálními charakteristikami i druhem použité povrchové úpravy). Na těchto GFRP výztužích byly nejprve provedeny základní testy pro stanovení krátkodobých mechanických charakteristik a jednoduché pull-out testy pro stanovení soudržnosti výztuže a betonu. Pruty byly následně podrobeny tahovým únavovým zkouškám a také únavovým zkouškám soudržnosti. Provedené experimenty byly průběžně vyhodnocovány a byly použity dostupné modely pro popis chování FRP výztuží v soudržnosti, modely pro statistické vyhodnocení únavových zkoušek FRP prutů a model pro predikci únavové životnosti prvků vystavených únavovému zatížení s vzrůstající amplitudou. Na základě vyhodnocení dílčích částí byly stanoveny limitní hodnoty zatížení pro bezpečný a spolehlivý návrh vyztužených betonových prvků vystavených únavovému zatížení. Tyto závěry byly následně ověřeny pomocí testování jednoduchých konstrukčních elementů a následně

také full-scale testování vyztužených betonových prvků. Únavové testování konstrukčních prvků prokázalo výhodné únavové vlastnosti použité GFRP výztuže.

Práce je rozdělena do následujících základních celků:

- *1. část:* V úvodu jsou formulovány stanovené cíle disertační práce. V další, rešeršní, části jsou uvedeny základní informace o soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem a o jejím experimentálním stanovení. Druhá polovina rešeršní části se zabývá problematikou únavového zatěžování kompozitních materiálů a shrnuje poznatky o experimentálním stanovení únavové životnosti FRP prutů.
- *2. část:* Tato část práce popisuje experimentální program pro dosažení charakteristik kontaktu mezi výztuží a betonem a stanovení únavové životnosti kompozitních prutů. V obou oblastech je postupováno od základních testů po testy komplexnější, které umožňují výstižnější popis zkoumané problematiky. Po provedení testů v obou dílčích oblastech jsou tyto testy dále propojeny, což umožnilo stanovení soudržnosti kompozitní výztuže při únavovém zatěžování. Stěžejní částí experimentálního programu je aplikace nabytých poznatků při návrhu zákrytových desek určených do agresivního prostředí vystavených vysoko-cyklickému zatížení. Provedena je také numerická simulace zákrytové desky výpočtem metodou konečných prvků v programu Atena 3D. Hodnoty získané numerickým výpočtem jsou porovnány se skutečnými výsledky měření pro monotónně i únavově zatěžované desky.

Výsledky dílčích zkoušek jsou v této části disertační práce průběžně komentovány.

- *3. část:* V teoretické části práce jsou využity výsledky provedených experimentů pro teoretický popis soudržnosti mezi GFRP výztuží a betonem. Využity jsou ve světové literatuře dostupné modely pro popis soudržnosti FRP výztuže s betonem, které slouží především pro numerickou analýzu betonových konstrukcí. Pro statistické vyhodnocení únavových zkoušek FRP prutů jsou použity dostupné modely zohledňující dodržení požadované úrovně bezpečnosti návrhu. Dále je ověřena vhodnost teoretické predikce únavové životnosti vzorků s FRP výztuží vystavených únavovému zatížení se vzrůstající amplitudou.
- *4. část:* V závěru práce jsou uvedena doporučení z hlediska návrhu betonových prvků vyztužených kompozitní výztuží vystavených únavovému zatěžování. Na základě vyhodnocení experimentální části práce byly stanoveny nezbytné vstupní hodnoty a limitující hladiny pro bezpečný a spolehlivý návrh únavově zatížených betonových konstrukcí s GFRP výztuží.

## 4 Účel a cíl práce

Problematika únavového chování FRP prutů a kontaktu mezi FRP výztuží a betonem je ve světové literatuře řešena jen okrajově, především z důvodu časově, finančně a technologicky náročných experimentů. Vysoký potenciál kompozitních výztuží je však možné využít až po dokonalém pochopení a popsání jejich dlouhodobých vlastností, které jsou z hlediska spolehlivého návrhu konstrukce klíčové. Jelikož jsou betonové konstrukce často vystaveny opakovanému zatížení, je nutné zabývat se při návrhu těchto konstrukcí i posudkem na únavu. Především doposud není dostatečně popsáno chování FRP výztuže při vysoko-cyklickém zatížení, a to jak samotného prutu, tak jeho soudržnosti s betonem. Pomocí dosud provedených experimentů bylo zjištěno, že i při relativně malých posunech v kontaktu výztuže a betonu během cyklického zatěžování dochází k narušení povrchové úpravy a vnější vrstvy matrice od ostrých hran kameniva betonu. Cyklické zatížení tak může v kombinaci se zásaditým prostředím betonu a dotvarováním výztuže značně ovlivnit celkovou spolehlivost konstrukce.

Cílem disertační práce byl tedy detailní popis chování FRP výztuží a kontaktu FRP výztuže s betonem nejen při monotónním, ale především při únavovém zatěžování. Soudržnost s betonem byla stanovena pro dva základní typy GFRP výztuže s různými povrchovými úpravami, tj. pro opískované a žebírkové GFRP pruty (od dvou různých výrobců). Pro oba typy kompozitní výztuže byly provedeny únavové testy, které určily vliv opakovaného zatěžování na mechanické vlastnosti FRP výztuže a na soudržnost výztuže s betonem. Byly sestaveny S-N křivky vyjadřující únavovou životnost FRP výztuže a její soudržnost s betonem. Pozornost byla věnována mechanismu porušení výztuže a kontaktu výztuže s betonem po provedení únavových testů v makroskopickém i mikroskopickém měřítku. Byly použity matematické modely pro predikci únavové životnosti prvků vyztužených FRP výztuží se zohledněním požadované úrovně bezpečnosti návrhu.

Účelem práce bylo vytvořit ve světě zcela unikátní soubor dat, které výrazně rozšíří dostupné výsledky v oblasti soudržnosti FRP výztuže s betonem a také v oblasti únavového chování FRP výztuží a napomůže tak implementaci FRP výztuže do směrníc a norem pro návrh vyztužených betonových konstrukcí. Provedeny byly jak dílčí testy v oblasti únavově zatížených prvků, tak i komplexní únavové testy betonových prvků vyztužených FRP výztuží, na kterých byly ověřeny stanovené předpoklady.

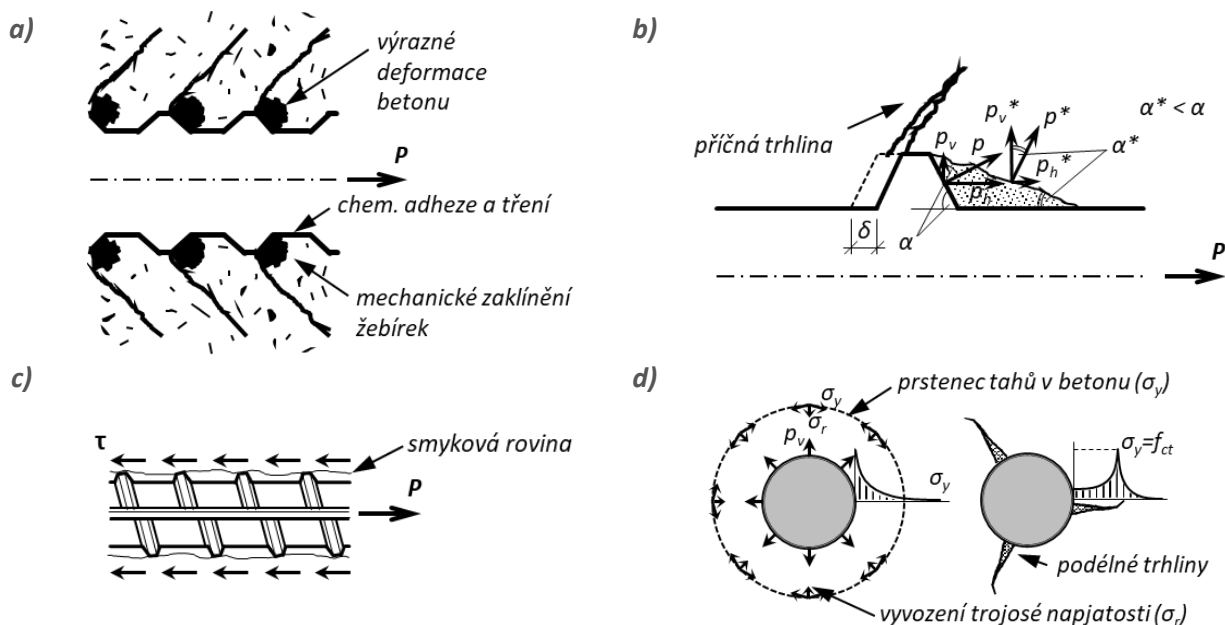
Mezi hlavní cíle disertační práce patří:

- Rozšíření stávající databáze testů soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem. Určení vlivu povrchové úpravy na maximální napětí v soudržnosti a příslušného posuvu výztuže v kotevní oblasti. Klíčové bylo porovnání výsledků dosažených při použití různých konfigurací testu. Stanovení vlivu pevnosti betonu na dosažené maximální napětí v soudržnosti. Určení vlivu povrchové úpravy FRP výztuže na mezní napětí v soudržnosti v případě použití malé krycí vrstvy betonu.
- Kalibrace dostupných analytických modelů pro popis závislosti napětí v soudržnosti na posuvu FRP výztuže v kotevní oblasti.
- Provedení pilotních tahových únavových zkoušek FRP výztuže – sestavení S-N křivek (závislost počtu cyklů do porušení na hladině působícího zatížení). Stanovení limitní hodnoty únavového zatížení zajišťující dosažení únavové životnosti vyšší než  $2 \times 10^6$  cyklů (teoreticky nekonečná únavová životnost). Statistické vyhodnocení únavových zkoušek. Stanovení vlivu frekvence zatěžování na únavovou životnost. Stanovení vlivu rozkmitu zatížení na únavovou životnost.

- Provedení únavových zkoušek soudržnosti FRP výztuže a betonu. Stanovení limitní hladiny napětí zabezpečující dostatečnou spolehlivost kontaktu mezi FRP výztuží a betonem (tzn. stanovit hodnotu únavového napětí v soudržnosti a ve výztuži pro danou kotevní délku výztuže, při které nedojde k porušení soudržnosti, ale nastane únavové porušení výztužného prutu).
- Definice vztahů popisující vliv únavového zatížení na tahovou pevnost FRP prutů, resp. na soudržnost FRP prutů s betonem.
- Navržení a následné únavové testování betonových nosníků vyztužených GFRP výztuží. Ověření vhodnosti dostupných modelů pro predikci únavové životnosti vzorků vystavených únavovému zatížení s postupně vzrůstající amplitudou.
- Návrh přímo pojižděné zákrytové desky určené do agresivního prostředí na základě aplikace nabytých poznatků při řešení dílčích částí experimentálního programu. Provedení full-scale experimentů navržené zákrytové desky vystavené statickému i únavovému zatížení.
- Zpracování nelineární numerické analýzy zákrytové desky. Provedení numerické analýzy pro prvky zatížené statickým i únavovým zatížením. Porovnání výsledků reálného experimentu s numerickou analýzou.

## 5 Základní poznatky o soudržnosti výztuže a betonu

Chování v soudržnosti výztuže a betonu je komplexní jev, který je v případě ocelové výztuže důkladně zkoumán již několik desítek let, viz např. [1]. Při zatěžování žebírkových prutů vzniká v okolním betonu v důsledku mechanického zaklínění žebírek komplexní stav napětí, Obr. 1a. Kromě mechanického zaklínění jsou dalšími složkami soudržnosti chemická adheze a tření. Jejich vliv je však v případě ocelové výztuže oproti mechanickému zaklínění velmi malý. Výztuž působí na okolní beton silou  $P$ , která je kolmá k rovině žebírek. Tato síla vyvozuje napětí v betonu, které lze rozložit na složku napětí  $p_h$ , která způsobuje posuv výztuže v kotevní oblasti a složku  $p_v$ , která působí štěpné síly v betonu (viz Obr. 1b). Při zvyšování zatížení dochází k lokálnímu drcení betonu na čele žebírek. Sklon výslednice napětí se tak mění (úhel  $\alpha$  se snižuje ( $\alpha^* < \alpha$ )) a tím dochází k dalšímu nárůstu normálové složky napětí  $p_v$ . Výsledkem složky  $p_v$  je vytvoření radiálního tlakového napětí v betonu  $\sigma_r$  a prstence tahů v betonu  $\sigma_y$ , Obr. 1d. Pokud je krycí vrstva betonu nedostatečná a napětí  $\sigma_y$  překročí pevnost betonu v tahu, dojde k vytvoření podélné trhliny a tím k roztržení krycí vrstvy a porušení soudržnosti. Při dostatečné tloušťce krycí vrstvy je porušení soudržnosti způsobeno smykovým porušením betonu mezi žebírky výztuže Obr. 1c.



Obr. 1 a) Jednotlivé složky soudržnosti, upraveno z [1]; b) mechanické zaklínění žebírek po posuvu výztuže, upraveno z [1]; c) vytvoření smykové roviny v betonu; d) vytvoření podélných trhlin, upraveno z [2]

Chování železobetonových konstrukcí je obvykle ohroženo korozí ocelové výztuže. Objemné korozní produkty železa vedou k odpadávání krycí vrstvy betonu a odhalování výztuže. Díky zásaditému pH betonu ocel prakticky nekoroduje. Pokud ovšem dojde k poklesu pH vlivem atmosférického oxidu uhličitého (tzv. karbonatace betonu), dojde k aktivaci oceli, která začíná výrazně korodovat. K aktivaci oceli dochází častěji i bez poklesu pH, a to vlivem působení chloridů (např. působením posypových solí). Pro zvýšení životnosti železobetonových konstrukcí se v některých případech používají povrchové úpravy ocelové výztuže. Povrchová úprava výztuže má za úkol oddělit výztuž od korozního prostředí. Běžně se k tomuto účelu používá epoxidový povlak nebo povlak vytvořený žárovým zinkováním. Kromě výrazného navýšení pořizovací ceny výztuže dochází také k negativnímu ovlivnění soudržnosti ocelové výztuže s betonem. V případě epoxidového povlaku je toto snížení soudržnosti způsobeno především pružnou deformací epoxidového povlaku v místech žebírek (zejména u povlaků větších tloušťek) z důvodu nižšího modulu pružnosti epoxidového povlaku oproti oceli. Zinkový povlak vystavený působení zásaditého prostředí

čerstvého cementového tmelu koroduje za vzniku vodíku, kterému je bráněno v odvodu. Tím dochází ke vzniku množství pórů v betonu, které snižují styčnou plochu s výztuží a tím i celkovou soudržnost.

V současnosti se pozornost stále více zaměřuje na nekovové kompozitní (FRP – *fiber reinforced polymer*) výztuže. V době, kdy je velké množství mostních konstrukcí (dle údajů ŘSD až 20 %) ve velmi špatném až havarijním stavu z důvodu koroze ocelové výztuže, se použití nekorozní FRP výztuže jeví jako vhodná alternativa. Vhodnost využití tohoto typu výztuže je potvrzena již mnoha úspěšnými aplikacemi po celém světě, např. [3], [4], [5], [6].

### **5.1. Vlivy ovlivňující chování FRP výztuže v soudržnosti**

Studiem soudržnosti FRP výztuže s betonem se zabývalo již mnoho autorů. Výsledky experimentů prokazují značný vliv mechanicko-fyzikálních vlastností výztuže a zejména povrchové úpravy na výsledné chování výztuží v soudržnosti. Na chování v soudržnosti FRP výztuže má vliv mnoho činitelů. Některé z nich mají stejný vliv i v případě použití ocelových výztuží a jsou již důkladně popsány. Vliv jiných parametrů typických pro kompozitní výztuže však doposud není zcela zřejmý a pro stanovení jednoznačných závěrů je nutné provést komplexní experimentální program. Dle [1] mají vliv na soudržnost zejména následující vlivy: tvar průřezu prutu, povrchová úprava, modul pružnosti v podélném směru prutu, modul pružnosti v příčném směru, příčný tlak betonu, Poissonův efekt, pozice prutu při betonáži, ohyby prutů, krycí vrstva betonu a vzdálenost rovnoběžných prutů, teplotní roztažnost, okolní prostředí, průměr prutu, tlaková pevnost betonu a přítomnost příčné výztuže. V [7] jsou uvedeny také další parametry, kterými jsou: délka soudržnosti, rychlost zatěžování, okolní teplota a typ vlákna a matrice.

### **5.2. Parametry ovlivňující soudržnost FRP výztuže s betonem**

#### **5.2.1. Tvar průřezu prutu**

Vliv tvaru průřezu prutu byl sledován v [8]. Pruty čtvercového průřezu vykazovaly o 25% lepší soudržnost než pruty kruhového průřezu. Ostré rohy čtvercového průřezu způsobují vyšší hodnotu mechanického zaklínění, což bylo zdůvodněno výrazným porušením výztuží v oblasti rohů po provedení experimentů.

#### **5.2.2. Povrchová úprava**

Soudržnost FRP výztuží s betonem je závislá především na chemické adhezi (na schopnosti přenosu smykových sil ve styku dvou povrchů bez zřetelného posuvu), tření (vlivem drsnosti povrchu FRP výztuže), mechanickém zaklínění (zejména u výztuže se žebírky) a také na tlaku na výztuž vlivem smršťování betonu (u výztuží s vysokým modulem pružnosti). Hladké pruty bez povrchové úpravy přenášejí smykové napětí do betonu téměř výhradně prostřednictvím chemické adheze, a proto je jejich soudržnost s betonem jen 10-20% soudržnosti prutů s úpravou povrchu, viz [8]. V zásadě existují dva základní způsoby pro zlepšení vlastností FRP výztuží v soudržnosti: a) žebírka (nalisovaná nebo frézovaná) a b) povrchová úprava (např. opískování nebo ovinutí, případně kombinace obou způsobů). V případě prutů s povrchovou úpravou (opískované pruty) jsou hlavními složkami soudržnosti chemická adheze a tření. Opískováním prutů lze dosáhnout soudržnosti srovnatelné nebo dokonce vyšší, než je soudržnost ocelové výztuže. U opískovaných prutů však z pravidla dochází ke křehkému porušení soudržnosti oddělením opískování od jádra průřezu, [9]. Při zatěžování je nejprve veškerá soudržnost závislá na chemické adhezi (v této fázi zatěžování nedochází k posuvu výztuže v kotevní oblasti), po jejím porušení je hlavní složkou soudržnosti tření. Tento typ výztuží většinou vykazuje velmi malý příspěvek soudržnosti mechanickým zaklíněním. To je způsobeno malou výškou, kterou tvoří výstupky opískování. Nejslabším článkem tohoto systému bývá často styk samotného prutu a opískování. U prutů s deformací povrchu (žebírky) se do popředí dostává přenos sil mechanickým zaklíněním žebírek do okolního betonu. Chemická adheze i tření také přispívají k



celkové soudržnosti, avšak v menší míře než u prutů s dodatečnou povrchovou úpravou. Přestože se výztuže některých výrobců vizuálně podobají prutům ocelovým žebírkovým prutům, dochází u těchto prutů často k odlišnému mechanismu porušení soudržnosti. K porušení soudržnosti ocelové výztuže s betonem (při zabezpečení dostatečné krycí vrstvy) většinou dochází smykovým porušením betonu v úrovni výšky žebírek a prut je tak vytržen i s tenkou vrstvou betonu. Oproti tomu je popsáno, že k porušení soudržnosti žebírkové kompozitní výztuže s betonem většinou dochází smykovým porušením styku jádra výztuže s žebírky a beton tak zůstává neporušen. Soudržnost žebírkové FRP výztuže s betonem je tak obecně závislá na pevnosti betonu jen do určité úrovně pevnosti betonu. Ve fib Bulletin No. 10 [1] je pro oddělení žebírek od jádra výztuže uváděna hraniční pevnost betonu v tlaku 30 MPa (při nižších hodnotách tlakové pevnosti betonu je uváděno smykové porušení betonu v úrovni žebírek). Tento předpoklad však se zlepšováním kvality provedení kompozitních výztuží přestává u některých typů FRP výztuže platit. Některé dnes vyráběné výztuže (především s žebírky vytvořenými vyfrézováním drážky) dosahují takové kvality, že i při značné pevnosti betonu dochází k porušení soudržnosti obdobnému porušení soudržnosti ocelových prutů, tedy smykovým porušením betonu v úrovni žebírek, viz např. [10].

### 5.2.3. Modul pružnosti FRP výztuže (v podélném i příčném směru)

Modul pružnosti v podélném směru ovlivňuje přetvoření výztuže podél kotevní délky, viz např. [11], [12], [8], [13]. Nízký modul pružnosti tak způsobuje výrazně nelineární rozdělení napětí v soudržnosti po délce soudržnosti. Modul pružnosti kompozitu v příčném směru určují vlastnosti matrice. V několika studiích bylo vyzkoušeno menší porušení krycí vrstvy u vzorků s FRP výztuží než u ocelové výztuže, [14] a [10]. Kompozitní výztuže mají příčný modul pružnosti srovnatelný nebo dokonce menší než modul pružnosti betonu. Z důvodu „měkčího“ chování vyvozují menší koncentrace napětí než v případě ocelových výztuží (na čele žebírka) a tím i menší radiální síly, které způsobují vznik podélných trhlin. Tento jev je však především ovlivněn povrchovou úpravou prutu, fib Bulletin No. 10 [1]. Z uvedených zjištění lze předpokládat, že je soudržnost FRP výztuží s betonem méně ovlivněna vzdáleností od povrchu betonu. Větší odolnost proti vytváření podélných trhlin v krycí vrstvě by oproti ocelovým výztužím znamenala menší potřebnou tloušťku krycí vrstvy pro zakotvení prutů. Tato problematika je však v současnosti stále předmětem intenzivního studia, např. [10].

### 5.2.4. Příčný tlak betonu (trojosá napjatost betonu)

Působení příčného tlaku značně zlepšuje chování v soudržnosti ocelových prutů, fib Bulletin No. 10 [1]. V případě FRP výztuží má příčný tlak na soudržnost menší vliv z důvodu nízkého modulu pružnosti v příčném směru, např. [8]. Díky nižšímu příčnému modulu pružnosti FRP výztuží dochází k rozptýlení příčného tlaku poblíž povrchu prutu, fib Bulletin No. 10 [1]. Na druhou stranu [14] uvádí, že má příčný tlak velký vliv na výztuž s povrchovou úpravou tvořenou opískováním, u kterých je přenos smykových sil je zabezpečen především třením mezi výztuží a betonem.

### 5.2.5. Pozice prutu při betonáži

Bylo prokázáno, že poloha prutu při betonáži (uložení při spodním nebo horním povrchu a svislá nebo vodorovná orientace na směr betonáže) ovlivňuje chování v soudržnosti ocelových i FRP prutů. V [15] a [16] je prokázáno, že vodorovně uložené FRP pruty umístěné v různých výškách nade dnem bednění (různé podmínky soudržnosti) vykazují odlišné chování v soudržnosti. Z důvodu vzduchových bublin zachycených na spodním povrchu prutů umístěných při vrchním povrchu docházelo ke snížení soudržnosti těchto prutů. Vliv směru betonáže oproti poloze prutu byl zkoumán v [17]. Dvě sady pull-out testů byly provedeny na vzorcích s výztuží umístěnou kolmo na směr betonáže a výztuží umístěnou rovnoběžně se

směrem betonáže. Vlivem množství zachyceného vzduchu na povrchu výztuže a rozmísení betonu vykazují vzorky betonované kolmo na směr prutu až 1,5 - 2x menší soudržnost oproti vzorkům betonovaným rovnoběžně se směrem prutu. Podobný jev lze pozorovat i u ocelové výztuže, [9].

#### 5.2.6. Krycí vrstva betonu a vzdálenost rovnoběžných prutů

Díky nekorozním vlastnostem FRP výztuže je možné umístit výztuž blízko povrchu. Jak již bylo zmíněno výše, některé typy FRP výztuží produkují při kotvení menší štěpné síly, čímž lze dále redukovat tloušťku krycí vrstvy. Příručka fib Bulletin No. 10 [1] pro stanovení vlastností v soudržnosti kromě centrického pull-out testu doporučuje také použití pull-out testu s prutem umístěným v blízkosti povrchu betonové krychle (excentrický pull-out test). Vliv tloušťky krycí vrstvy na FRP výztuž s povrchovou úpravou tvořenou ovinutím byl prokázán v [16]. Při tloušťce krycí vrstvy rovnající se jednonásobku profilu výztuže docházelo k porušení soudržnosti vlivem roztržení betonové okraje, zatímco při zdvojnásobení krytí docházelo k porušení soudržnosti na styku prutu s betonem.

#### 5.2.7. Teplotní roztažnost

Teplotní roztažnost FRP výztuže a betonu je odlišná. Teplotní roztažnost FRP výztuže může způsobit tvorbu mikrotrhlin v okolním betonu a tím ovlivnit soudržnost. Dle fib Bulletin No. 10 [1] však rozdílná teplotní roztažnost díky nízkému příčnému modulu pružnosti a vlivu Poissonova efektu při zatěžování neovlivňuje chování v soudržnosti.

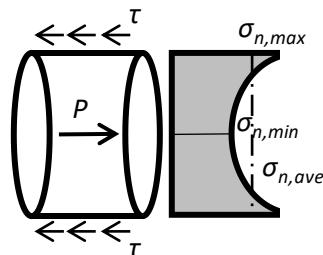
#### 5.2.8. Okolní prostředí

Důležitým faktorem potenciálně negativně ovlivňujícím dlouhodobou spolehlivost spolupůsobení obou materiálů je alkalické pH betonu, které snižuje mechanické charakteristiky FRP výztuží (viz např. [18]). Závěry z doposud provedených (ve světové literatuře dostupných) experimentů degradace soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem jednoznačně míru poškození kontaktu vlivem působení alkalického prostředí neurčují. Testované vzorky však byly často vystaveny degradačnímu prostředí jen po krátkou dobu. Ve studii [19] nebyl pozorován úbytek soudržnosti na vzorcích, které byly po zabetonování uloženy po dobu 90 dní v zásaditém roztoku při teplotě 20 °C. Shodný závěr je uveden v [20]. Redukce mezního napětí v soudržnosti na vzorcích, které byly holé uloženy do zásaditého roztoku po dobu 28 dní při teplotě 80 °C a poté zabetonovány, nebyla pozorována. Mechanické vlastnosti výztuží (tahová pevnost) však byly ovlivněny.

#### 5.2.9. Průměr prutu

Průměr prutu hraje důležitou roli v chování FRP prutů v soudržnosti. Pruty velkých průměrů vykazují horší chování v soudržnosti než pruty malých průměrů. V [8] je tento jev přisuzován především nízké tuhosti kompozitních prutu ve smyku. U kompozitního prutu je modul pružnosti ve smyku v podélném směru závislý především na vlastnostech matrice a na styku matrice-vlákno. Při kotevní prutu může dojít k rozdílnému posunu mezi krajními vlákny a jádrem výztuže, které vede k nerovnoměrnému rozdělení normálového napětí po průřezu. Napětí v soudržnosti je závislé na napětí v krajních vláknech  $\sigma_{n,max}$ , zatímco při výpočtu napětí v soudržnosti ze známé působící síly je uvažováno průměrné napětí  $\sigma_{n,ave}$ , které je menší (Obr. 2). Se zvyšujícím se průměrem výztuže roste i rozdíl mezi napětím krajních vláken a průměrným napětím. Tento jev je výraznější při vyšším normálovém napětí, které je možné realizovat jen na delších kotevních délkách. Pro ocelovou výztuž je tento efekt méně významný, jelikož je modul pružnosti oceli ve smyku ve srovnání s FRP vyšší. U větších profilů je navíc výraznější vliv Poissonova efektu, který vlivem zmenšení prutu v příčném směru snižuje vliv tření i mechanického zaklínění, např. [8] a [13]. V [15] je nižší

soudržnost větších profilů vysvětlena větším množstvím vody, která se zachytí na spodním povrchu prutu a vytvoří póry, které snižují kontaktní plochu. Průměr prutu obvykle nemá při zatěžování vliv na počáteční tuhost kontaktu, [13].



Obr. 2 Rozdělení normálového napětí v prutu v kotevní oblasti, upraveno z [8]

### 5.2.10. Tlaková pevnost betonu

V [8] je uvedeno, že pevnost betonu v tlaku má vliv na způsob porušení soudržnosti. Při tlakové pevnosti betonu větší než 30 MPa docházelo u pozorovaných vzorků k porušení povrchové úpravy FRP výztuže, zatímco při nižších pevnostech betonu docházelo ke smykovému porušení betonu v úrovni povrchové vrstvy výztuže. Tento závěr je shodný se studií [21] a je uveden i v dalších publikacích, např. [22] a fib Bulletin No. 10 [1]. Kvalita kompozitních výztuží se však stále zlepšuje stejně tak jako jejich povrchové úpravy, které od dob zveřejnění těchto závěrů prošly intenzivním vývojem. U některých současných typů FRP výztuží dochází i při tlakových pevnostech betonu přesahujících uvedenou hodnotu k porušení soudržnosti způsobené smykovým porušením betonu v úrovni povrchové úpravy FRP prutu, [10] a [13].

### 5.2.11. Kotevní délka prutu

Se zvyšující se délkou soudržnosti prutu v betonu klesá maximální napětí v soudržnosti vlivem nelineárního rozdělení napětí v soudržnosti po kotevní délce, např. [15], [8], [9]. Tento jev je u kompozitních výztuží výraznější než u ocelových z důvodu nižšího modulu pružnosti. Délka soudržnosti má také vliv na počáteční tuhost kontaktu a na způsob porušení soudržnosti, viz [8].

### 5.2.12. Vliv dlouhodobého zatížení

Vliv dlouhodobého zatížení na chování kontaktu mezi výztuží a betonem byl studován v [23] a [24]. V [23] je uveden významný vliv použitého typu výztuže na chování soudržnosti při dlouhodobém konstantním zatížení. U některých typů výztuží byl vyzorován výrazný nárůst posuvu výztuže v čase. V [24] je pozorován nárůst posuvu a redistribuce napětí po délce soudržnosti během dlouhodobého zatížení.

## 6 Poznatky o únavovém chování FRP výztuže

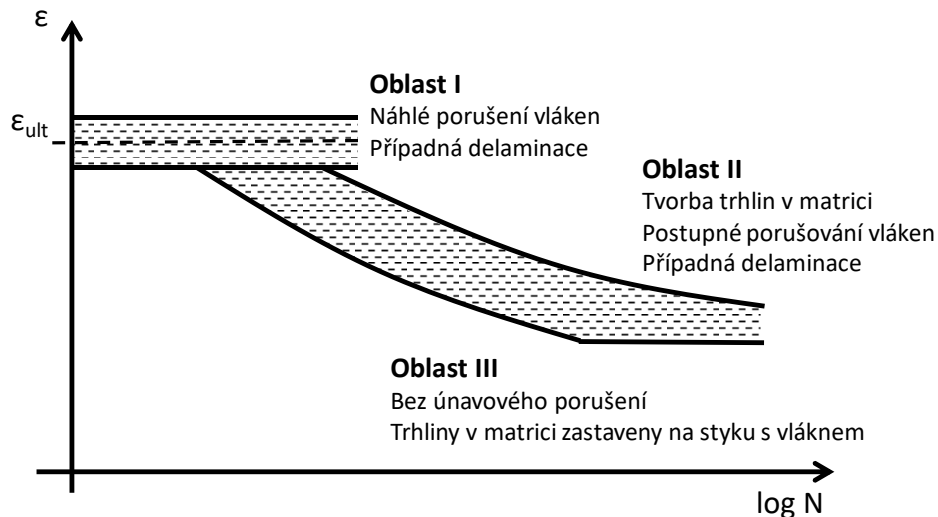
U stavebních konstrukcí vystavených cyklickému zatížení je posudek na únavu důležitou a často rozhodující částí návrhu. Takto zatížené konstrukce jsou nejčastěji mosty, parkovací domy a další konstrukce vystavené cyklickému zatížení způsobeného dopravou. V oblasti kompozitních materiálů bylo za posledního téměř půl století provedeno množství experimentů pro zjištění únavového chování těchto materiálů. Je však nutné poznamenat, že tyto experimenty byly většinou prováděny pro potřeby leteckého a námořního průmyslu, a tedy nelze data z těchto zkoušek přímo využít pro návrh betonových konstrukcí vyztužených FRP výztuží. Při použití kompozitních materiálů ve stavebních konstrukcích dochází především k rozdílným deformacím kompozitu při cyklickém zatěžování, liší se požadovaná únavová životnost a materiál je vystaven odlišným okolním podmínkám, [25].

K únavovému porušení FRP prvků dochází kombinací vzniku trhlin v matici, oddělováním jednotlivých vláken, delaminací a porušením vláken. Který z těchto mechanismů porušení bude převládat, rozhoduje především úroveň maximálního napětí v zatěžovacím cyklu, přičemž při vysokých hodnotách napětí a menším počtu cyklů do porušení dochází k porušení spíše přetržením vláken a při nízkých hodnotách napětí a vysokém počtu cyklů dochází ke značnému poškození matrice. Vysoké hodnoty maximálního napětí způsobují výrazné přetvoření, což vede k přetržení křehkých vláken, zatímco velký počet cyklů i při nízkých hodnotách napětí způsobuje mikroskopické defekty v matici, které se postupně spojují, [26]. Patrné je, že některé způsoby porušení jsou progresivní (vykazují postupný růst porušení) a jiné jsou naopak náhlé. Mezi progresivní způsob porušení lze řadit postupné šíření trhlin v matici a delaminaci vláken. Oproti tomu k porušení jednotlivých vláken dochází náhle a bez viditelného nárůstu kumulovaného porušení, [27], [25].

Únavové chování je obvykle popsáno pomocí tzv. S-N křivky, což je závislost mezi maximálním napětím v cyklu (případně rozkmitem napětí) a únavovou životností. Komplexní popis únavového chování jakéhokoliv materiálu vyžaduje množství experimentů, které závisí na mnoha parametrech. Únavová životnost je funkcí nejen maximálního napětí v cyklu nebo rozkmitu napětí, ale i parametru asymetrie cyklu napětí, tedy poměru mezi minimálním a maximálním působícím napětím. Navíc mohou významně ovlivnit únavovou životnost i parametry jako je tvar vzorku a jeho rozměry, uchycení ve zkušebním zařízení, teplota, frekvence zatěžování a tvar cyklického zatížení, [28], [29] a [26].

### 6.1. Mechanismus únavového porušení kompozitu zatěžovaného tahem ve směru vláken

Další text se bude zabývat pouze kompozitními materiály s jednosměrně uspořádanými nosnými vlákny zatěžovanými silově řízeným tahovým únavovým zatížením<sup>1</sup>. Na Obr. 3 jsou vyneseny tři oblasti charakterizující možné porušení kompozitu při únavovém zatěžování. Na svislou osu je vyneseno přetvoření kompozitu<sup>2</sup> a na vodorovnou osu počet provedených cyklů v logaritmickém měřítku.



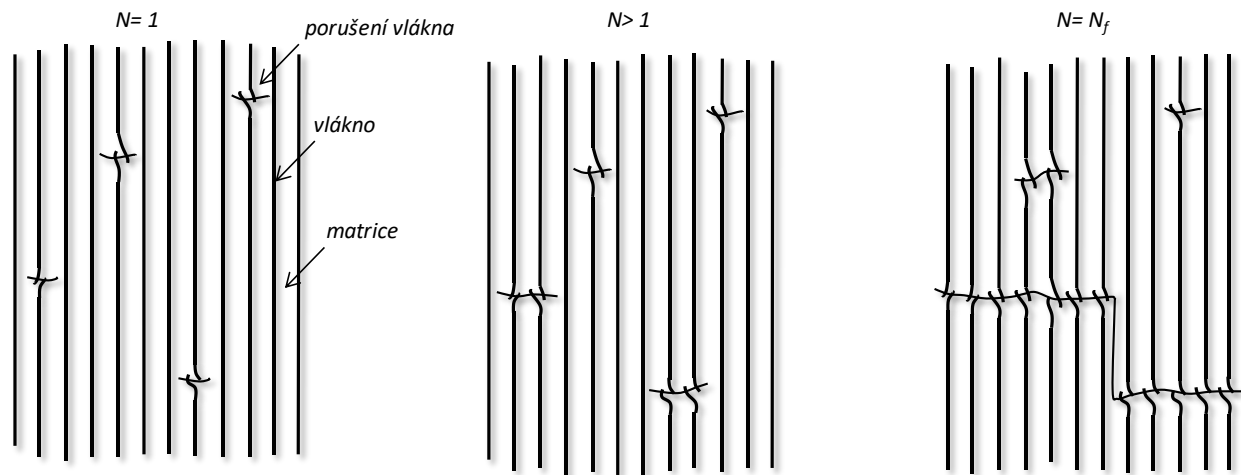
Obr. 3 Ilustrace únavové životnosti vlákny vyztuženého kompozitu, upraveno z [26]

#### 6.1.1. Únava kompozitních materiálů při vysokých hodnotách napětí (blížících se mezní monotónní únosnosti) – Oblast I

Pevnost kompozitní výztuže stejně jako u ostatních materiálů variuje kolem střední hodnoty. Kompozitní výztuže se skládají z velkého množství vláken, kde každé vlákno má nepatrně odlišnou pevnost. Pevnost vlákna se navíc může měnit i po jeho délce. Při vysokých hodnotách napětí se tedy mohou porušit slabší vlákna již během prvního zatěžovacího cyklu. Porušení jednotlivých vláken může nastat kdekoli v prvku a je nezávislé na okolních vláknech. Při následujícím zatěžovacím cyklu je již odezva prvku na působící zatížení odlišná vlivem již porušených vláken a dochází k porušení dalších vláken, které je stále nezávislé na okolních vláknech. Tento proces pokračuje i během dalších zatěžovacích cyklů, dokud se v jedné lokální oblasti nenahromadí větší množství porušených vláken. Redistribuce napětí v této lokální oblasti způsobí, že se vlivem koncentrace napětí poruší další vlákna a vytvoří se trhlinka, která v dalších několika zatěžovacích cyklech roste velmi rychle a vede k porušení celého prvku [26], viz Obr. 4.

<sup>1</sup> Složení kompozitu a způsob namáhání odpovídá vnitřním výztužím v betonových prvcích.

<sup>2</sup> Oproti běžně vynášenému napětí na svislou osu je v této kapitole na svislou osu vyneseno přetvoření ze dvou důvodů: a) k porušení kompozitu při prvním zatěžovacím cyklu dojde, pokud se přetvoření kompozitu rovná limitnímu přetvoření vláken a je nezávislé na procentuálním obsahu vláken v kompozitu, b) únavový limit kompozitu (hladina, při které nedojde k únavovému porušení) je řízen únavovou pevností matrice – matrice je v kompozitu vystavena deformačnímu zatížení, jelikož je matrice uzavřena mezi vlákny, které přenášejí zatížení.



Obr. 4 Schéma kumulace porušení vlákní vyztužených kompozitů při únavovém zatížení, upraveno z [26]  
Vzhledem k tomu, že je proces porušování vláken nahodilý a neuspořádaný, může k porušení vzorku dojít již během několika málo cyklů (vzorek se může porušit již při prvním cyklu) nebo naopak může vzorek odolat značnému počtu zatěžovacích cyklů. Proces porušování vláken nevykazuje žádný mechanismus růstu až do posledních několika málo cyklů. Pravděpodobnost vytvoření oblasti s dostatečným počtem porušených vláken pro porušení celého vzorku však roste se zvyšujícím se počtem provedených zatěžovacích cyklů, [25].

### 6.1.2. Únava kompozitních materiálů při středních hodnotách napětí – Oblast II

Matrice je při cyklickém zatížení vystavena deformaci řízenému únavovému zatížení, jelikož je matrice uzavřena mezi vlákny, která přenášejí zatížení (vlivem výrazně vyššího modulu pružnosti). Pokud tato deformace překročí únavový limit matrice, vznikají trhliny, [25]. Při nízké hodnotě přetvoření se růst trhlin zastaví na styku matrice s vlákny. Při dostatečně vysoké hodnotě přetvoření roste trhlina i v dalších zatěžovacích cyklech – zvyšuje se porušení, zvětšuje se množství disipované energie a materiál dále degraduje. Materiál takto degraduje, dokud se neporuší dostatečné množství vláken pro porušení celého prvku. Vzhledem k rostoucímu porušení je únavová životnost závislá na působícím napětí a počtu provedených cyklů. Existuje zde tedy závislost mezi působícím napětím a počtem provedených cyklů, která vytváří klesající trend v diagramu únavové životnosti.

### 6.1.3. Únava kompozitních materiálů při nízkých hodnotách napětí – Oblast III

Pokud je působící zatížení dostatečně nízké, nedojde během prvního zatěžovacího cyklu k žádnému porušení – neporuší se vlákna, ani se nevytvoří příčné trhliny v matrici. Odezva prvku na druhý zatěžovací cyklus se tedy nezměnila a při tomto cyklu opět nedojde k žádnému porušení ani k disipaci energie. Toto napětí se nachází pod únavovou pevností kompozitu. Ve většině případů je únavová pevnost kompozitu shodná s únavovou pevností matrice.

Mechanismus únavového porušení matrice je podobný únavovému porušení kovů, kde se mikrotrhliny postupně spojují v magistralní trhlinu. Mikrotrhliny se v matrici tvoří, pokud je napětí větší než pevnost matrice. Při vyšších napětích se mikrotrhliny dále šíří, zatímco při nižších napětích je růst trhliny zastaven na styku matrice s vláknem. Při nízkých hodnotách napětí se tedy může objevit trhlina v matrici, která je zastavena z důvodu nehomogenity kompozitního materiálu. Tudíž se v úvodní fázi zatěžování může objevit jisté množství disipované energie, která po zastavení šíření trhlin v matrici přestane růst, [26].

## **6.2. Vliv jednotlivých parametrů zkoušek na výslednou únavovou životnost FRP prutů**

Na základě výsledků únavových zkoušek uvedených v dostupné literatuře byl stanoven vliv jednotlivých parametrů na únavovou životnost kompozitních materiálů.

### **6.2.1. Vliv velikosti maximálního napětí v cyklu**

Zvyšování velikosti působícího napětí obecně vede ke snižování počtu cyklů do porušení. U vzorků kompozitních prutů byl vliv maximálního napětí v cyklu testován například v [30], [31], [32], [33] a [34]. Velikost maximálního napětí v cyklu má dle dostupných studií také vliv na mechanismus porušení kompozitu.

### **6.2.2. Vliv parametru asymetrie**

Parametr asymetrie  $R$  je vyjádřen podílem minimálního a maximálního napětí v cyklu. Parametr asymetrie ovlivňuje únavové chování FRP výztuží. Zvyšování rozdílu mezi minimálním a maximálním napětím v cyklu vede ke snižování únavové životnosti [29]. Vzhledem k poměru proměnného a stálého zatížení u běžných stavebních konstrukcí je doporučeno uvažovat při zkouškách parametr asymetrie roven 0,1. Tato hodnota je doporučována také ve směrnících pro zkoušení FRP výztuží, např. [35].

### **6.2.3. Vliv tvaru zkušební vzorku**

V [29] bylo provedeno porovnání únavových životností stanovených na vzorcích různých tvarů. Prokázán byl značný vliv tvaru vzorku na dosaženou únavovou životnost. V literatuře nejdostupnější výsledky únavové životnosti pomocí tzv. kupónů (zužující se vzorky plošných laminátů) tedy nelze přímo využít pro prutové vzorky kompozitních výztuží.

### **6.2.4. Vliv frekvence zatěžování**

Dalším parametrem, který ovlivňuje únavovou životnost kompozitních materiálů, je frekvence zatěžování, viz např. [29] a [32]. Velikost frekvence zatěžování má vliv na celkovou únavovou životnost, která s rostoucí frekvencí klesá. Při vyšších rychlostech zatěžování dochází k zahřívání zkoumaného materiálu vlivem vnitřního tlumení materiálu. Stanovení frekvence zatěžování je tedy důležitým bodem únavových zkoušek kompozitního materiálu. Směrnice ACI 440.3R-12 pro provádění zkoušek FRP výztuží [35] uvádí přípustné rozmezí frekvence zatěžování 1-10 Hz, přičemž doporučená hodnota je 4 Hz. Bylo vyzorováno, že nárůst teploty vzorku vlivem působení cyklického zatěžování je zanedbatelný do hodnoty 4-5 Hz [29].

### **6.2.5. Vliv okolní teploty**

Vliv teploty na únavovou životnost byl zkoumán v [32]. Vzorky byly testovány při pokojové teplotě (21 °C) a také při teplotách 40 °C a 60 °C. Testované vzorky byly při zkoušce obaleny betonem, a proto se zvyšovala jejich teplota i vlivem tření mezi FRP výztuží a betonem. Zvýšení teploty vlivem třetí mezi FRP výztuží a betonem nebylo ani při jedné z testovaných okolních teplot vyšší než 10 °C. Nepředpokládá se, že by toto zvýšení teploty mělo vliv na mechanické vlastnosti FRP výztuží při pokojové teplotě. Velikost okolní teploty má vliv na celkovou únavovou životnost vzorku. Únavová životnost vzorku při pokojové teplotě je přibližně 10 × větší než při okolní teplotě 40 °C a dokonce přibližně 15 × větší než při okolní teplotě 60 °C.

### 6.3. Definice únavového zatížení

Proměnné únavové zatížení vyvolává napětí, které lze teoreticky nahradit průběhem napětí, které se mění jako kmity podle sinusoidy s konstantním průběhem (Obr. 5) nebo s rostoucí amplitudou.

Vzhledem k mechanickým vlastnostem FRP výztuží a jejich primárnímu využití jako tažené výztuže se napětí v celém rozsahu pohybuje pouze v tahové oblasti. Minimální napětí je označeno symbolem  $\sigma_{min}$ , maximální napětí  $\sigma_{max}$ . Střední hodnota napětí  $\sigma_m$  je určena vztahem:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{min} + \sigma_{max}}{2}. \quad (6.1)$$

Amplituda napětí  $\sigma_a$  je definována:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}, \quad (6.2)$$

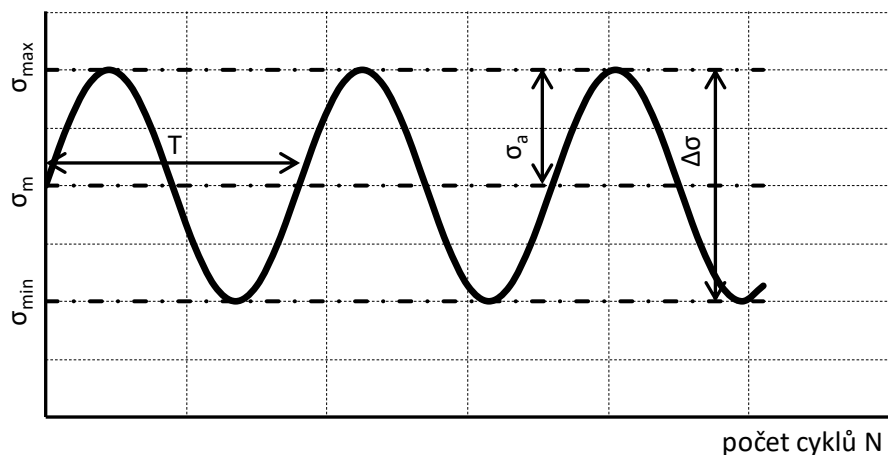
a obdobně i rozkmit napětí  $\Delta\sigma$ :

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} = 2\sigma_a. \quad (6.3)$$

Parametry asymetrie cyklu  $R$  vyjadřuje poměr mezi minimálním a maximálním napětím v cyklu:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}. \quad (6.4)$$

Perioda kmitání je označena symbolem  $T$ .



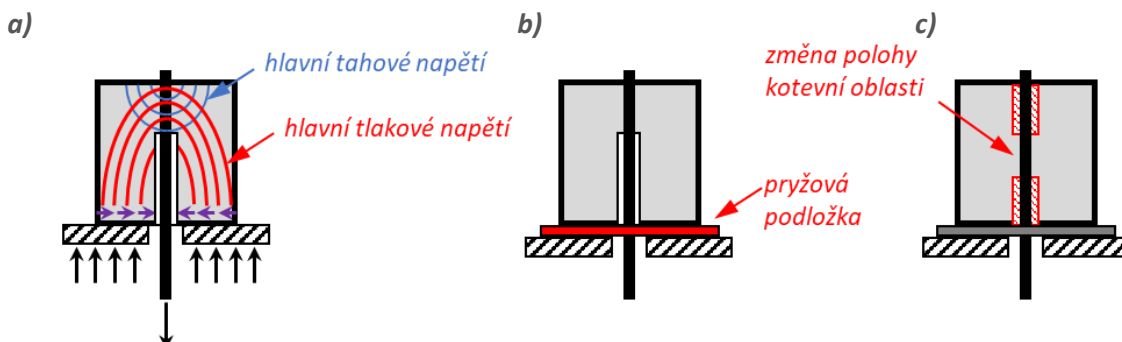
Obr. 5 Cyklické zatížení s konstantní amplitudou



## 7 Způsoby experimentálního stanovení soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem a únavové životnosti FRP prutů

### 7.1. Způsob testování soudržnosti výztuže a betonu

Pro zjištění soudržnosti výztuže (ocelové i FRP) s betonem se běžně používá několik konfigurací zkoušek. Příručka [1] rozděluje použité testy z hlediska zvolené délky kotevní oblasti a také objemu použitého betonu na „krátké“ a „dlouhé“ konfigurace testů. Mezi „krátké“ testy jsou zařazeny různé varianty tzv. pull-out testů. Pull-out testy představují nejjednodušší způsob testování soudržnosti. Jejich podstata spočívá v zabetonování prutu výztuže do betonové krychle. Tento prut je při zkoušce tažen z betonové krychle, přičemž je zaznamenávána síla potřebná pro vytažení prutu a relativní posuv výztuže vůči betonové krychli. Obvykle je zaznamenáván posuv výztuže na počátku kotevní oblasti (posuv zatíženého konce) a posuv za kotevní oblastí (posuv nezatíženého konce). Soudržnost výztuže s betonem je zabezpečena pouze na části betonové krychle, zbytek výztuže je od betonu separován. Obecně nelineární rozdělení napětí v soudržnosti po kotevní délce lze při dostatečně krátkých kotevních délkách uvažovat jako rovnoměrné. Běžně se v odborné literatuře uvádí kotevní délka, při které lze uvažovat lineární rozdělení napětí v soudržnosti pro ocelovou výztuž, jako pětinasobek průměru prutu, např. [1]. V případě FRP výztuže se uvádí stejná hodnota (např. [35]) i přes obecně nižší modul pružnosti FRP výztuží oproti ocelovým. Výztuže s vyšším modulem pružnosti vykazují menší rozdíl mezi posuvem zatíženého a nezatíženého konce (viz [11]) a tím i rovnoměrnější rozdělení napětí v soudržnosti v kotevní oblasti. Pull-out testy prošly mnohými modifikacemi, které měly za cíl odstranit jejich základní nedostatek, jímž je stav napětí v kotevní oblasti, který se zřídka vyskytuje v reálných konstrukcích. Reakce podložky vyvoluje tlakové napětí v betonu (Obr. 6a), které obecně působí proti radiálním silám výztuže způsobujícím vznik podélných trhlin, a tím zvyšuje soudržnost výztuže s betonem. Dále tření betonové krychle o tuhou podložku způsobuje vznik smykových napětí, které opět brání vzniku podélných trhlin, Obr. 6a. Vliv stavu napětí v betonu, ve kterém se nachází kotevní oblast lze do určité míry omezit změnou její polohy. První aplikace pull-out testů v šedesátých letech minulého století byly prováděny s kotevní oblastí umístěnou ve středu betonové krychle (Obr. 6c). V konfiguraci pull-out testu dle [14] je kotevní oblast umístěna na konec betonové krychle (Obr. 6b). Tato konfigurace pull-out testu je ve většině případů používána i dnes. Použitím pryžové podložky mezi betonovou krychlí a podkladem lze omezit vliv „ovinití“ způsobený třením (Obr. 6b).

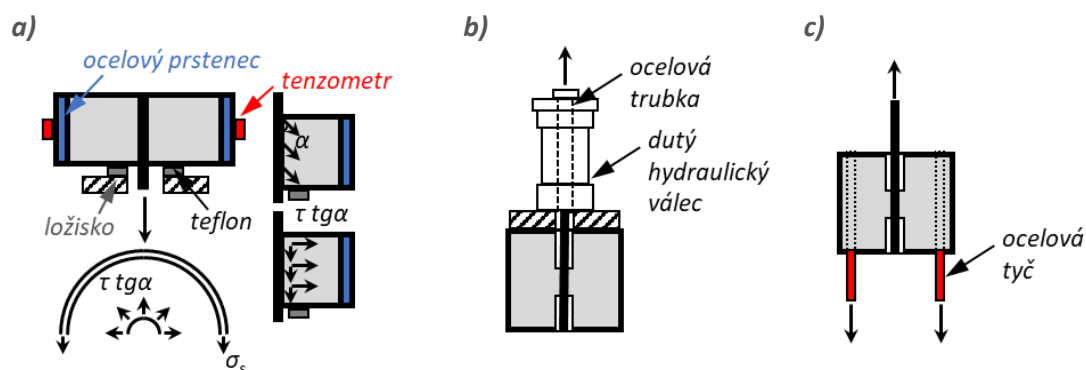


Obr. 6 a) Napětí v betonu při pull-out testu; b) omezení vzniku smykových napětí z důvodu tření; c) kotevní oblast umístěná uprostřed betonové krychle

Efektivní způsob pro určení základních informací o štěpných (radiálních) silách představuje tzv. ring pull-out test (prstencový pull-out test), Obr. 7a. Tření je omezeno vložením několika vrstev teflonových pásek, které jsou navíc blízko samotného prutu a tím omezují velikost vznikajícího klenbového účinku. Po překročení pevnosti betonu v tahu dojde k roztržení betonu a proti vznikajícím radiálním silám začíná

působit tenký ocelový prstenec, do kterého je vzorek vybetonován. Ocelový prstenec je na svém vnějším povrchu opatřen odporovým tenzometrem, pomocí kterého je možné změřit průměrně tahové přetvoření prstence. Jelikož je měřeno průměrné přetvoření daleko od kotevní oblasti, není možné přesně určit velikost jednotlivých radiálních sil. Tento test však lze použít pro určení náchylnosti krycí vrstvy k roztržení (zvětšování úhlu  $\alpha$  vede ke zvětšení vlivu radiálních sil) pro různé druhy výztuže.

Další varianta pull-out testu je představena v [11] pro určení soudržnosti FRP výztuže, Obr. 7c. Podobná konfigurace testu byla použita také v [14]. Úprava konfigurace pull-out testu spočívá v zabetonování čtyř ocelových tyčí na okraje betonové krychle. Ocelové tyče jsou poté přivařeny nebo přišroubovány ke kotevním deskám. Reakce podpor je do betonové krychle vnášena prostřednictvím ocelových tyčí, což omezuje vytvoření klenbového efektu a smykových napětí na kontaktu s podložkou.



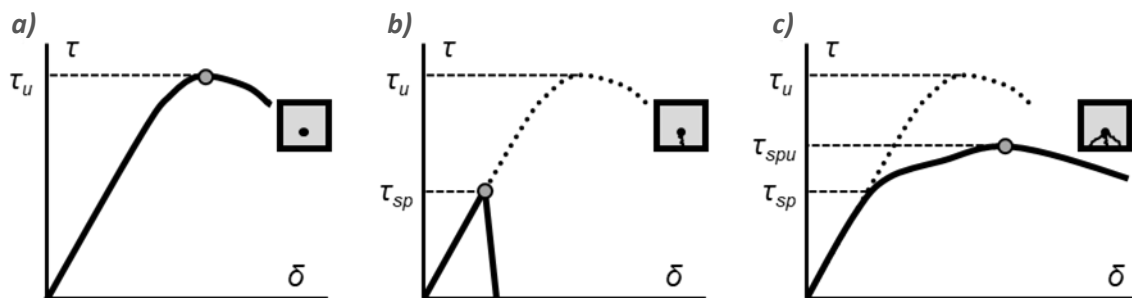
Obr. 7 a) Prstencový pull-out test, upraveno z [22]; b) konfigurace pro zatěžování pomocí hydraulického válce, upraveno z [1]; c) kotvení betonové krychle pomocí ocelových tyčí, upraveno z [11]

V minulosti byly představeny také další varianty pull-out testů, které měly za cíl omezit tlaková napětí v betonové krychli, [1]. Jednalo se například o konfiguraci připomínající krátkou konzolu, což umožnilo umístit výztužný prut kolmo na směr podepření. Tyto vzorky však postrádají jednu z největších výhod pull-out testů, která spočívá v jednoduchosti provedení. Takto koncipované zkušební vzorky tak v současnosti prakticky nejsou používány.

Největší využití dnes pull-out testy nacházejí při porovnání účinnosti různých povrchových úprav FRP prutů. Vliv tloušťky krycí vrstvy výztuže na soudržnost lze určit pomocí excentrického pull-out testu. Při excentrickém pull-out testu je výztužný prut umístěn poblíž jednoho z okrajů betonové krychle. Touto konfigurací se chování v soudržnosti přibližuje chování reálných konstrukcí, u kterých se výztuž ukládá blízko povrchu betonu, [10]. Přetvoření tohoto povrchu je vhodné měřit pomocí tenzometrů. Ani tato konfigurace však věrohodně nepopisuje stav napětí skutečných konstrukcí a mechanismus porušení krycí vrstvy při tomto testu je odlišný od reálných konstrukcí, protože tření podpor způsobuje podobně jako u klasických centrických pull-out testů smykové napětí, které brání ve vytváření podélných trhlin v okolí kotevní oblasti, [36]. Možné způsoby porušení soudržnosti při excentrickém testu jsou popsány v [14]. Na Obr. 8 je vynesena závislost posuvu výztuže v kotevní oblasti  $\delta$  na napětí v soudržnosti  $\tau$ . V případě prutu umístěného v blízkosti betonového okraje (roztržení krycí vrstvy betonu je jedním z možných způsobů porušení soudržnosti) může dojít ke třem různým způsobům porušení soudržnosti:

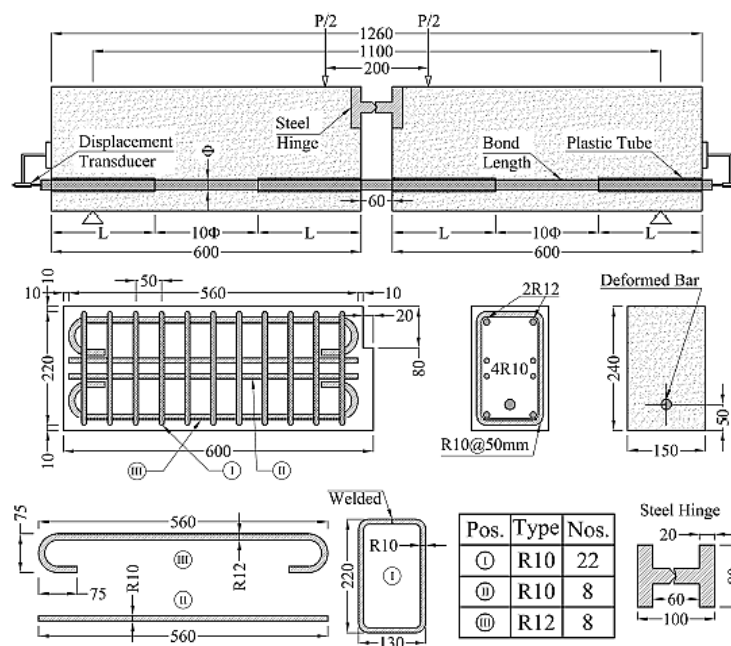
- a) krycí vrstva betonu je dostatečná a dojde k oddělení povrchové úpravy od jádra výztuže nebo ke smykovému porušení betonu v úrovni povrchové vrstvy výztuže, Obr. 8a;
- b) porušení krycí vrstvy způsobí okamžité porušení soudržnosti, Obr. 8b;

c) po vytvoření první podélné trhliny v krycí vrstvě dále roste napětí (za snížené tuhosti kontaktu) v soudržnosti do té doby, než se vytvoří dostatečné množství trhlin, které způsobí celkové porušení soudržnosti, Obr. 8c.



Obr. 8 a) Smykové porušení výztuže nebo betonu; b) náhlé porušení soudržnosti současně s vytvořením podélné trhliny v krycí vrstvě; c) porušení soudržnosti způsobené porušením krycí vrstvy, upraveno z [14]

Druhou kategorií dle fib Bulletin 10 [1] jsou „dlouhé“ vzorky. Pod tímto označením jsou zahrnuty komplexnější testy soudržnosti, které jsou obvykle používány s delšími kotevními délkami než v případě „krátkých“ vzorků. Pro zjištění základních informací o odolnosti proti vzniku podélných trhlin v krycí vrstvě, vlivu příčného tlaku a nelineárního rozdělení napětí v soudržnosti lze použít nosníkové testy se stykovanou výztuží (Overlap splice test), viz [14]. Sofistikovanou metodu pro určení soudržnosti představuje nosníková zkouška RILEM [2]. Zkušební vzorek se skládá ze dvou symetrických nosníků spojených uprostřed ocelovým kloubem (v tlaku) a taženým výztužným prutem, Obr. 9. Nosník je symetricky zatěžován čtyřbodovým ohybem. Mezera mezi nosníky reprezentuje ohybovou trhlinu a ocelový kloub tlačnou část průřezu. Tímto je snížena celková složitost zkoušky a lze účinně izolovat zkoušené parametry. Díky předem známé poloze tahové i tlakové síly uprostřed rozpětí nosníku lze jednoduše stanovit rameno vnitřních sil a tím i sílu ve výztuži. Jednotlivé poloviny nosníku se chovají jako tuhé celky z důvodu hustě rozmístěné třmínkové i podélné výztuže. Soudržnost s betonem je stejně jako v případě pull-out testů zabezpečena pouze na části nosníku, pro ocelovou výztuž se dle [2] doporučená kotevní délka rovná desetinásobku průměru prutu.



Obr. 9 Nosníková zkouška RILEM [2]

Přehled relevantních zkušebních metod pro testování soudržnosti FRP výztuže a betonu při monotónním/statickém zatěžování dostupných ve světové literatuře uvádí Tab. 1. Zkušební postupy pro provádění monotónních zkoušek soudržnosti pomocí "pull-out" testu i nosníkové zkoušky jsou informativní, lze je využít v rámci výzkumu a vývoje produktu a při srovnání dosažených výsledků z obdobných zkoušek. S ohledem na skutečnost, že zkoušky soudržnosti FRP výztuže s betonem při působení únavového zatížení nejsou doposud standardizovány, nejsou pro tento typ zkoušky v Tab. 1 uvedeny žádné relevantní metody.

Tab. 1 Relevantní zkušební metody pro zkoušky soudržnosti FRP výztuže s betonem

Ověřovaná vlastnost	Zkušební metoda	Poznámka
<b>Soudržnost výztuže s betonem při monotónním zatěžování (pull-out test)</b>	<b>ACI 440.3R-12</b> ( [35]; B3) <b>ISO 10406-1</b> ( [37]; kap 7) <b>ASTM D7913</b> ( [38]) <b>CSA S806 – 12</b> ( [39]; kap G) <b>GOST 31938 - 12</b> ( [40], kap D)	Monotónní zkoušky prováděné pomocí jednoduchých pull-out testů Podstatné odlišnosti mezi ACI (resp. ASTM) a ISO (rozdílná konfigurace vzorků, počet vzorků). Odlišnosti v rychlosti a způsobu zatěžování.
<b>Soudržnost výztuže s betonem při monotónním zatěžování (nosníková zkouška)</b>	<b>GOST 31938 - 12</b> ( [40], kap D) <b>RILEM-FIP-CEB RC6</b> ( [2])	RILEM předepisuje nosníkovou zkoušku s kloubem pro testování soudržnosti ocelové výztuže při monotónním zatěžování. Rozměry nosníku pro FRP výztuž dle GOST vychází z RILEM pro ocelovou výztuž.
<b>Soudržnost výztuže s betonem při cyklickém zatěžování (nosníková zkouška)</b>	<b>postup není standardizován</b>	Neexistují závazná doporučení. Možné zkušební postupy byly představeny pouze ve studiích [41] a [42].

## 7.2. Únavové testování FRP prutů

Únavové zkoušky FRP výztuže lze provádět na prutech opatřených pouze kotevními koncovkami pro zajištění spolehlivého ukotvení vzorku do zkušebního zařízení; prostřednictvím betonových prvků, v nichž je FRP výztuž centricky zabetonována; případně pomocí ohýbaných betonových prvků vyztužených FRP pruty. Výhodou prutů s kotevními koncovkami je jednoduchá konfigurace zkoušky, častým problémem je však nežádoucí předčasné porušení vzorku v blízkosti kotevních koncovek. Tento jev je způsoben především koncentrací napětí v blízkosti koncovek společně s nízkou příčnou únosností FRP prutů. Koncovky, které u monotónních tahových zkoušek fungují bezchybně, je často nutno pro použití při cyklických zkouškách modifikovat. V [33] a [34] byly použity modifikované kotevní kuželíky (mechanické kotvení). Jejich výhodou je možnost opakovaného použití bez nutnosti lepení prutu do koncovky. V průběhu cyklického zatěžování však dochází k prokluzu výztuže v koncovce, které se pohybuje až v řádech milimetrů, viz [33]. Betonové bloky pro kotvení výztuže byly využity v [30], [31] a [32]. Délka kotevních bloků musí být dostatečná pro bezpečné zakotvení prutů, z tohoto důvodu mohou být rozměry vzorku značné, zvláště u prutů s vysokou tahovou pevností. Výhodou je však eliminace předčasného porušení vzorku FRP výztuže v oblasti kotvení. Další možnou alternativou je únavové testování betonových nosníků vyztužených kompozitní výztuží, čímž lze vhodně simulovat skutečné namáhání FRP prutů v konstrukcích. Nosníková zkouška s kloubem v tlačené části průřezu uprostřed rozpětí a taženým FRP prutem byla použita v [34].

Zkušební postup pro provádění tahových únavových zkoušek je normován v [37] a [43], v rámci dokumentů [39] a [35] je postup uveden pouze jako informativní, a to pro vzorky prutové výztuže opatřené ocelovými kotevními koncovkami.

Tab. 2 Relevantní zkušební metody pro zkoušky únavových vlastností FRP výztuží

Ověřovaná vlastnost	Zkušební metoda	Poznámka
Tahová únavová životnost FRP výztuže	<p>ACI 440.3R-12 ( [35]; kap B.7)</p> <p>ISO 10406-1 ( [37]; kap 10)</p> <p>CSA S806 – 12 ( [39]; kap J)</p> <p>JSCE-E 535-1995 ( [43])</p>	<p>Únavové zkoušky prováděné na prutových vzorcích opatřených ocelovými kotevními koncovkami. Liší se počet požadovaných vzorků v jedné sadě a také počet sad.</p>

## 8 Přehled obdobně řešené problematiky

Problematika stanovení soudržnosti kompozitní FRP výztuže je v zahraničních studiích řešena poměrně intenzivně. Naprostá většina publikovaných výsledků byla získána za použití pull-out testu, např. [44], [12], [8], [11], [13], [10]. Využití nosníkových zkoušek pro stanovení soudržnosti FRP výztuže s betonem, i přestože přesněji vystihují chování výztuže v převážně ohýbaném nosníku, není příliš časté a množství relevantních dostupných výsledků je omezené ([12], [15], [19], [45], [46], [47]). Např. v [15] je možno nalézt srovnání GFRP výztuže s běžnou ocelovou výztuží. Testované kompozitní výztuže vykazovaly nižší mezní napětí v soudržnosti než ocelové pruty. Vliv změny kotevní délky FRP výztuže s žebírky na sledované parametry byl sledován v [12]. Při kratší kotevní délce (pětinásobek průměru prutu) docházelo k porušení vytržením výztuže z betonu, kdy bylo patrně oddělení žebírek od jádra prutu. Při zvětšení kotevní délky na více než desetinásobek průměru prutu již docházelo k přetržení výztuže. Vliv okrajových podmínek (tj. konfigurace) zkoušky byl řešen v [47]. Testován byl vliv pevnosti betonu, kotevní délky a průměru prutu. Zvýšením pevnosti betonu v tlaku z přibližně 30 MPa na 63 MPa bylo dosaženo vyššího maximálního napětí v soudržnosti. Postupné prodlužování kotevní délky (shodně se závěry uvedenými v [12]) vedlo ke změně mechanismu porušení – z porušení vytržením prutu na porušení roztržením krycí vrstvy. Jen malý rozdíl v maximálním smykovém napětí byl pozorován při porovnání výsledků získaných z různých zkušebních metod. Výsledky nosníkových zkoušek pro určení vlivu průměru výztuže a tloušťky krycí vrstvy na soudržnost žebírkových GFRP výztuží byly prezentovány v [45]. Snížením tloušťky krycí vrstvy došlo k redukci mezního napětí v soudržnosti a křehčímu chování kontaktu. Ve studii [46] byl pomocí nosníkové zkoušky testován vliv průměru výztuže, kotevní délky, tloušťky krycí vrstvy i povrchové úpravy GFRP výztuže. Porušení soudržnosti u opískovaných prutů nastalo selháním povrchové vrstvy výztuže. U žebírkových prutů s malou krycí vrstvou docházelo ke kombinovanému způsobu porušení – na horním povrchu výztuže (tj. povrchu orientovaném směrem k tlačným vláknům nosníku) bylo pozorováno odtržení žebírek, na spodním povrchu docházelo ke smykovému porušení betonu mezi žebírky. Uvedené studie se shodují na závěru, že průměrné maximální napětí v soudržnosti u GFRP výztuže (i v rámci odlišných povrchových úprav) klesá s rostoucím průměrem výztuže. Shodný vliv má i prodlužování kotevní délky.

Značný rozptyl obdržených výsledků získaných na různých typech FRP výztuží poukázal na nutnost experimentálního stanovení maximálního napětí v soudržnosti pro každý výrobek před jeho použitím v praxi. Konfigurace testu v podobě nosníkové zkoušky se jeví jako vhodný způsob pro stanovení únosnosti kontaktu mezi FRP výztuží a betonem, proto bude tato konfigurace testu tvořit klíčovou část disertační práce.

Problematika vlivu únavového zatížení na soudržnost mezi FRP výztuží a betonem je ve světové literatuře řešena jen okrajově. Pilotní zkoušky byly provedeny ve studii [48]. Touto studií bylo potvrzeno, že i při relativně malých posunech na kontaktu výztuže a betonu během cyklického zatěžování dochází k narušení povrchové úpravy a vnější vrstvy matrice od ostrých hran kameniva betonu. Cyklické zatěžování tak může mít významný vliv na porušení kontaktu mezi FRP výztuží a betonem a tím na celkovou spolehlivost konstrukce. Komplexnější nosníkové zkoušky soudržnosti FRP výztuže při únavovém zatěžování jsou uvedeny v [41] a [42]. Ve studii [41] byly pro určení soudržnosti použity dva betonové bloky, kterými prochází testovaný FRP prut. Tyto betonové bloky jsou dále připojeny k ocelovému kloubovému nosníku. Lze tedy přesně určit rameno vnitřních sil, a tedy i napětí v soudržnosti během celé únavové zkoušky. Schéma cyklického zatížení bylo zvoleno rozdílně s předpokládaným zaměřením disertační práce, a to v oblasti střídajícího se napětí v tahu a tlaku a s intenzivním zvyšováním působící amplitudy po každých třech cyklech (imitace seismického zatížení). V [42] byl pro testování soudržnosti při únavovém zatížení

použit nosník s půlkruhovým výřezem na spodním povrchu uprostřed rozpětí s cílem vyloučení tahového působení betonové části průřezu. Přesná poloha výslednice tlakové síly v betonu je však stále diskutabilní.

Stanovením únavové životnosti FRP výztužných prutů se zabývalo pouze omezené množství studií. Holé pruty v kotevních koncovkách byly cyklicky testovány v [34] a [33]. V [34] byly dále použity nosníkové kloubové únavové zkoušky. Porovnání obou metod prokázalo vyšší únavovou životnost holých prutů. Ve studiích [30], [31] a [32] byly testovány pruty v betonových blocích. Tato konfigurace testu umožnila spolehlivé provádění únavových testů s dodržением požadovaného způsobu porušení FRP výztuže.

V dostupné literatuře bylo provedeno také několik full-scale experimentů desek vystavených únavovému zatížení, [49], [50], [51] a [52]. V [49] byly únavově testovány betonové mostovky vyztužené GFRP výztuží. Na základě nárůstu průhybu desky byla sledována úroveň únavového porušení. V [50] a [51] byly provedeny únavové testy betonových mostovek vyztužených GFRP výztuží s cílem porovnat únavovou životnost s obdobně vyztuženou železobetonovou deskou. Desky vyztužené GFRP výztuží vykazovaly výbornou únavovou životnost ve srovnání s železobetonovou deskou. V [52] bylo únavově zatěžováno šestnáct betonových nosníkových desek vyztužených GFRP výztuží (případně kombinací pasivních GFRP a předpjatých CFRP prutů). Nepředpjaté i předpjaté desky dosahovaly značné únavové životnosti. Dle závěrů výše uvedených studií lze předpokládat vysoký potenciál využití FRP vyztužených betonových prvků určených pro aplikace přímo vystavené únavovému zatěžování.

Z výše uvedeného je patrné, že dílčí části problematiky únavového zatěžování FRP prutů jsou ve světové literatuře řešeny poměrně intenzivně. Žádná ze studií se však nezabývá komplexním sledováním únavového chování vysoko-cyklicky zatížených konstrukcí s ohledem na chování nejen samotných výztužných prutů, ale i jejich soudržností s betonem.

## 9 Experimentální část

Za základní typ testované FRP výztuže byly zvoleny opískované pruty se skleněnými vlákny od výrobce etablovaného v ČR – PREFA KOMPOZITY, a.s. Testovaná GFRP výztuž se skládá z E-CR vláken (R25H 2400, výrobce 3B; přibližně 80% hmotnosti) a epoxidové matrice (přibližně 20% hmotnosti). Povrchová úprava testované výztuže byla provedena za použití křemičitého písku společně s nylonovým vinutím (ozn. vzorků „N“) případně s Kevlarovým vinutím (ozn. „K“). Ovinutí nevytvářelo výstupky na povrchu prutu. Značení vzorků opískovaných prutů je provedeno následujícím způsobem: GFRP.E.EP.‘typ použitého ovinu’. ‘nominální průměr v mm’. U vzorků s nylonovým vinutím byly testovány čtyři různé šarže výrobků (doplněno označení čísly I až IV<sup>3</sup>). Dále byla pro možnost srovnání použita GFRP výztuž s vyfrézovanými žebírky. Jedná se o výztuž pod obchodním názvem ComBAR od výrobce Shöck s celoevropskou působností. Vzhledem k dostupnému sortimentu byla zvolena výztuž s nominálním průměrem 12 mm (ozn. vzorků GFRP.E.VE.R.12). Jsou tak použity dva typy GFRP výztuže s rozdílnými mechanickými vlastnostmi a zcela odlišnými povrchovými úpravami.

Tab. 3 Použité GFRP pruty

Pruty	Výrobce	Druh vlákn	Druh matrice	Povrchová úprava	Poznámka
<b>GFRP.E.EP.K.14</b>	PREFA KOMPOZITY, a.s.	E-CR	EP	opískování + Kevlarové vinutí	
<b>GFRP.E.EP.I.N.14</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	nízká kvalita opískování
<b>GFRP.E.EP.II.N.10</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	obarveno oranžovým pigmentem
<b>GFRP.E.EP.II.N.14</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	obarveno oranžovým pigmentem
<b>GFRP.E.EP.III.N.10</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	obarveno šedým pigmentem
<b>GFRP.E.EP.III.N.14</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	obarveno šedým pigmentem
<b>GFRP.E.EP.IV.N.18</b>		E-CR	EP	opískování + nylonové vinutí	
<b>GFRP.E.VE.R.12</b>	Schöck Bauteile GmbH	E-CR	VE	vyfrézovaná žebírka	spirálové vyfrézování drážky hloubky cca 0,7 mm

*E-CR (vlákna z E-CR skla), EP (epoxidová matrice), VE (vinyl-esterová matrice), N (nylonový ovin), K (Kevlarový ovin), R (žebírková výztuž = ‘ribbed’)*

<sup>3</sup> Výztuž vyvíjena v rámci projektu Technologické agentury ČR TH03020067 „FRP výztuž se zvýšenou spolehlivostí a trvanlivostí při vysoko-cyklickém zatížení“.



### 9.1. Stanovení základních mechanicko-fyzikálních vlastností použité FRP výztuže

V práci bylo použito celkově 8 sad GFRP prutů, pro které byly stanoveny základní mechanicko-fyzikální charakteristiky, Tab. 4. Klíčové bylo stanovit především tahovou pevnost a modul pružnosti v podélném směru prutu, viz kap. 9.1.1. Dále byly provedeny zkoušky podélné (interlaminární) smykové pevnosti, které jsou v současné době hojně využívány pro stanovení vlivu degradačního prostředí na pevnost kontaktu mezi matricí a vlákny a také slouží jako kvalitativní zkouška při výstupní kontrole, viz kap. 9.1.2. Tento test je v disertační práci určen pro stanovení vlivu únavového zatížení na porušení kontaktu matrice s vlákny. Hodnoty uvedené v Tab. 4 představují referenční hodnoty.

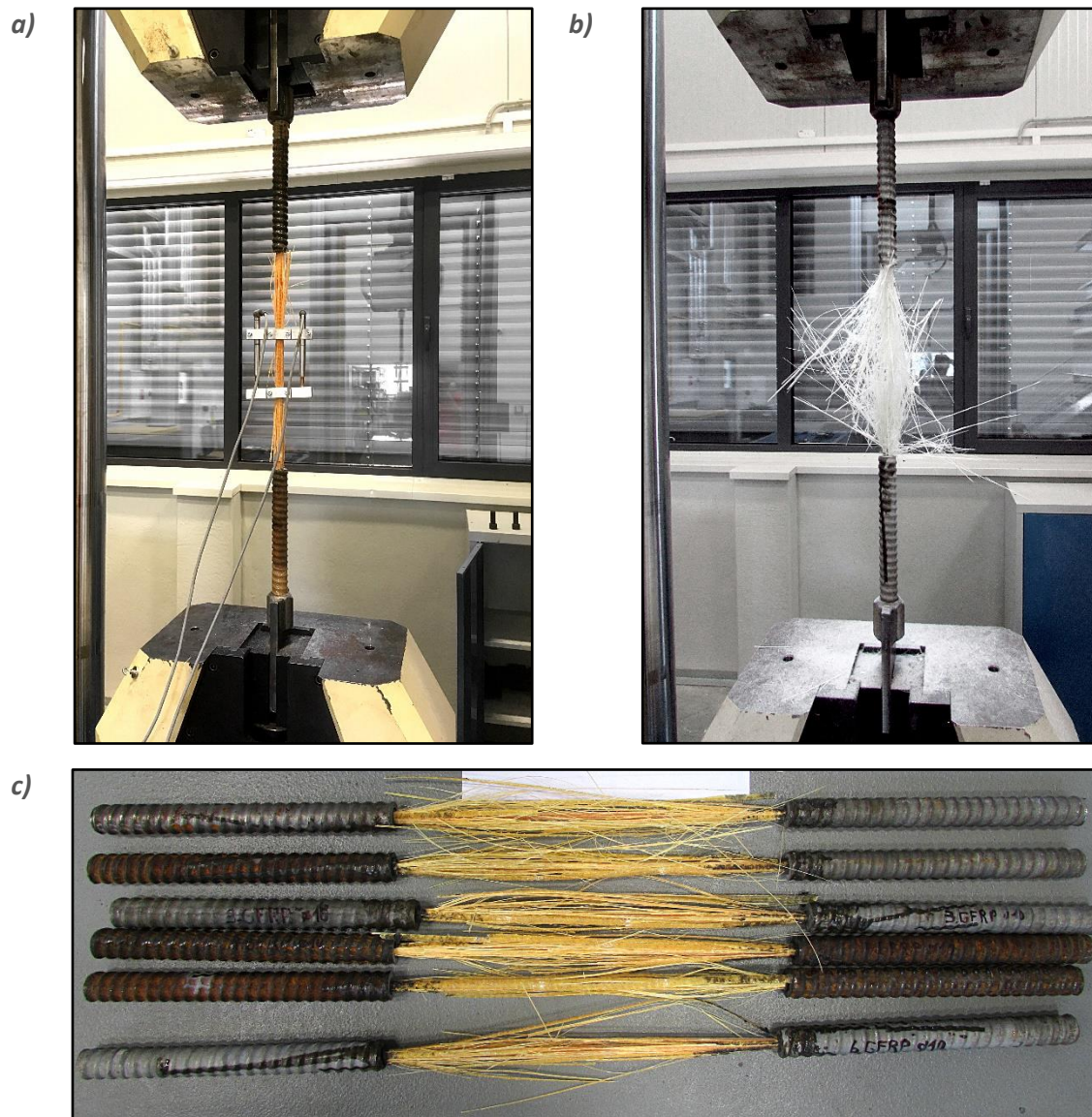
Tab. 4 Základní mechanicko-fyzikální vlastnosti FRP výztuže

Pruty	Průměr jádra [mm]	Průměr vč. povrchové úpravy [mm]	Střední tahová pevnost [MPa] ± SD	Střední modul pružnosti [GPa] ± SD	Střední pevnost v podélném smyku (5d*) [MPa] ± SD
GFRP.E.EP.K.14	14	15,2	980,1 ± 9,6	52,1 ± 1,6	-
GFRP.E.EP.I.N.14	14	15,0	654,2 ± 14,6	46,1 ± 0,8	-
GFRP.E.EP.II.N.10	10	11,0	1018,8 ± 5,2	52,2 ± 0,3	60,5 ± 3,3
GFRP.E.EP.II.N.14	14	14,4	871,2 ± 10,3	43,3 ± 1,3	43,6 ± 2,7
GFRP.E.EP.III.N.10	10	11,2	704,7 ± 14,0	47,8 ± 1,6	53,7 ± 1,9
GFRP.E.EP.III.N.14	14	15,1	752,7 ± 4,4	47,4 ± 0,2	50,9 ± 2,4
GFRP.E.EP.IV.N.18	18	19,8	693,4 ± 6,7	49,1 ± 0,4	-
GFRP.E.VE.R.12	12	13,4	1445,3 ± 35,3	57,9 ± 0,3	70,9 ± 1,4

\* 5d – vzdálenost podpor krátké nosíkové zkoušky rovnající se pětinašobku průměru prutu  
SD – směrodatná odchylka

#### 9.1.1. Tahová pevnost a modul pružnosti v tahu

Tahové zkoušky vzorků FRP prutů včetně následného vyhodnocení byly provedeny v souladu s normou ISO 10406-1 [37] a ASTM D7205 [53]. Zkušební vzorky délky 0,9 - 1,0 m byly opatřeny ocelovými koncovkami pro uchycení do zkušebního zařízení. Koncovky eliminují riziko rozdrčení kompozitního prutu příčným tlakem vyvozeným čelistmi zařízení. Střední (volná) část vzorku byla následně osazena indukčnostními snímači dráhy. Současně s přetvořením vzorku byla odečítána působící tahová síla. Zatížení bylo vnášeno deformačně rychlostí 3 resp. 4 mm/min (doba trvání zkoušky do pěti minut) a to až do úplného porušení vzorku. Konfigurace zkoušky a typický způsob porušení vzorků je patrný z Obr. 10. Požadovaný způsob porušení vzorků je výrazná delaminace jednotlivých vrstev průřezu.



Obr. 10 Tahová zkouška a) porušený vzorek ze série GFRP.E.EP.II.N.10 včetně osazené instrumentace; b) typický způsob porušení vzorků GFRP.E.VE.R.12; c) detail porušení vzorků série GFRP.E.EP.II.N.10

### 9.1.2. Podélná/interlaminární smyková pevnost

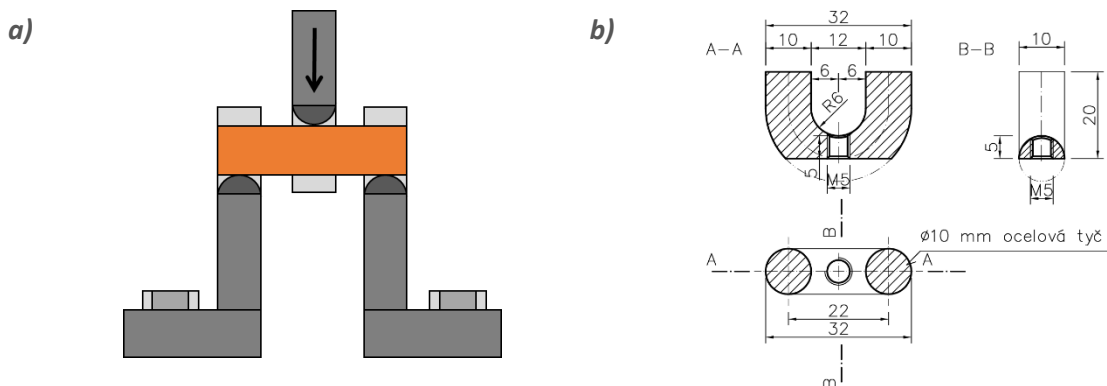
Zkouška interlaminárního smyku je běžně používána pro stanovení odolnosti kontaktu mezi matricí a vlákny. V současné době je také hojně využívána pro stanovení míry degradace (např. [18], [54], [55], [56], [57], [58], [59], [60], [61], [62], [63], [64], [62], [65]).

Podstatou zkoušky je vyvození takového stavu napětí, při kterém dojde k oddělení jednotlivých vrstev vzorku (vytvoření podélné trhliny kolmo ke směru zatěžování, tj. rovnoběžně s podélnou osou vzorku). Konfigurace testu a jeho provedení je uvedeno v normě ASTM D4475 [66], kde je zkouška koncipována jako tříbodový ohyb s velmi krátkým rozpětím podpor (přípustné rozpětí podpor je tři až šestnásobek průměru vzorku), Obr. 11 a Obr. 12a.

Interlaminární smyková pevnost  $S_u$  lze vypočítat s využitím věty o vzájemnosti smykových napětí. Dosazením velikosti posouvající síly do vztahu pro výpočet smykového napětí na kruhovém průřezu vznikne vztah pro výpočet interlaminární smykové pevnosti uvedený v [66]:

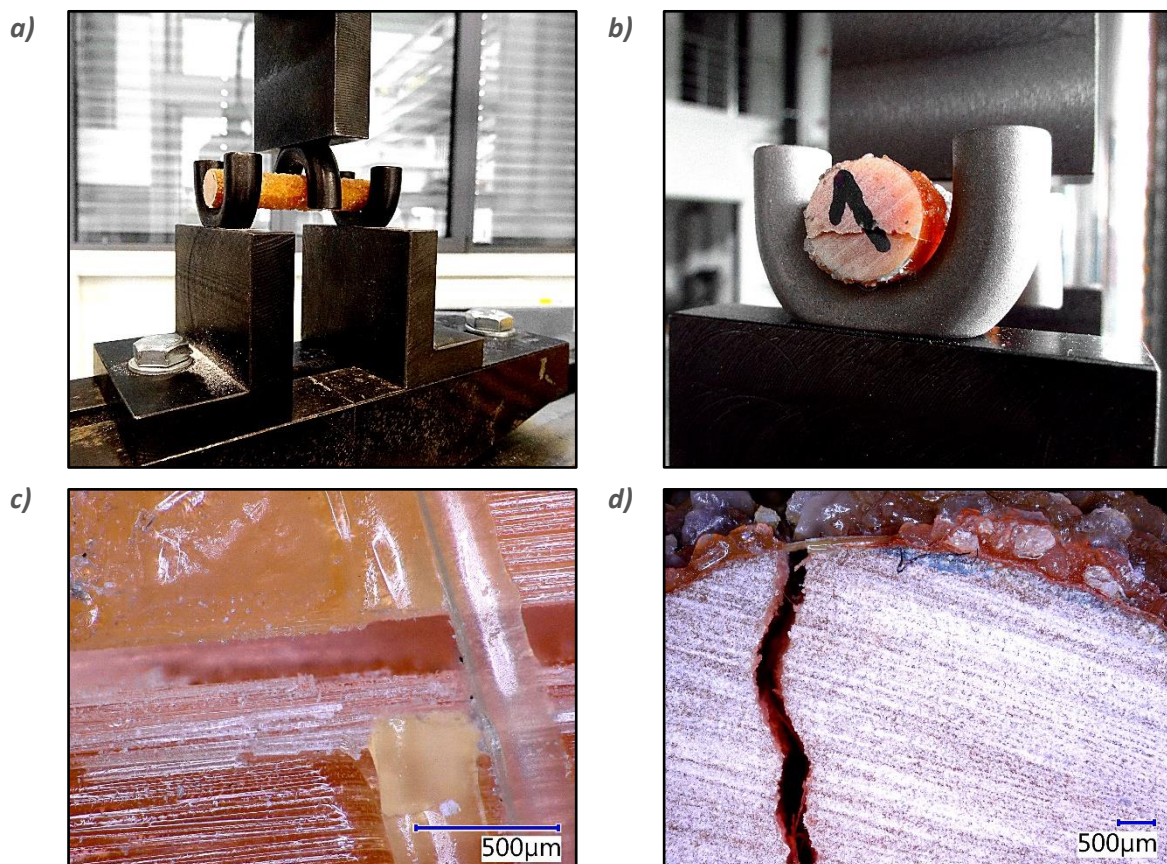
$$S_u = \frac{4}{3} \frac{P/2}{\pi d^2} \cong 0,849 \frac{P}{d^2} \quad (9.1)$$

kde  $P$  je působící síla,  
 $d$  je průměr prutu.



Obr. 11 a) Konfigurace zkoušky interlaminární smyky; b) přípravek pro uložení a zatěžování vzorku

Testy všech zkušebních sad byly provedeny v souladu s normou [66] na zvoleném rozpětí podpor 5d (pětinásobek průměru prutu). Všechny vzorky se porušily očekávaným způsobem, tj. trhlinou rovnoběžnou se směrem vláken (kolmo na směr zatěžování), Obr. 12b-d.



Obr. 12 Zkouška interlaminárního smyky a) konfigurace testu; b) porušení podélnou smykovou trhlinou; c) detailní pohled na podélnou trhlinu; d) snímek trhliny na čele vzorku



## 9.2. Monotónní zkoušky soudržnosti

Pro všechny typy zkoušek soudržnosti (pull-out/nosníkové zkoušky) bylo použito shodné složení betonové směsi, Tab. 5. V případě nosníkových zkoušek soudržnosti byla sledovaným parametrem zkoušky tlaková pevnost betonu (kap. 9.2.2 a kap. 9.4). Rozdílné tlakové pevnosti betonu bylo dosaženo změnou vodního součinitele betonu. Při betonáži v letních měsících byla do betonové směsi přidána přísada oddalující počátek tuhnutí Retardal 540 v objemu 1,2 litru na 1 m<sup>3</sup> betonu. V průběhu míchání došlo u některých záměsí k napěnění zpomalovače tuhnutí a tím k vyššímu obsahu vzduchu v betonu, které zapříčinilo snížení mechanických charakteristik betonu. Maximální frakce kameniva 11 mm byla zvolena z důvodu dokonalého zhutnění betonu hustě vyztužených nosníků ocelovou výztuží. Z tohoto důvodu byla také zvolena konzistence betonové směsi S5 (sednutí kužele cca 220 mm).

Tab. 5 Složení betonové směsi pro zkoušky soudržnosti

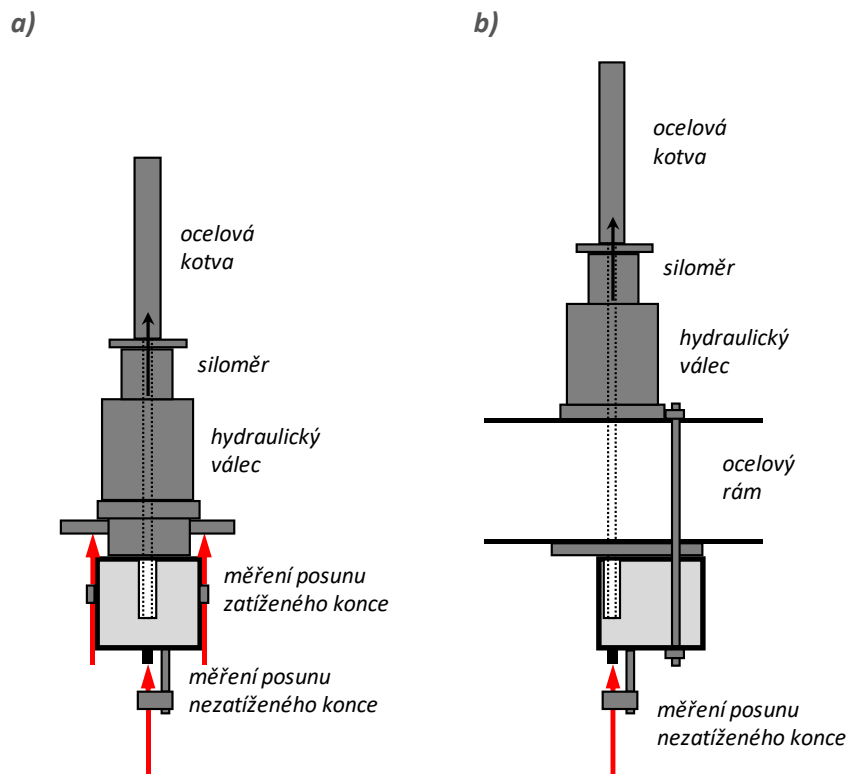
Složka	Specifikace	Množství [kg/m <sup>3</sup> ]
Kamenivo	0–4 mm	1043
	4–11 mm	803
Cement	CEM I 42,5 R	400
Plastifikátor	Dynamon LZ 87	4
Voda		194

### 9.2.1. Pull-out zkoušky

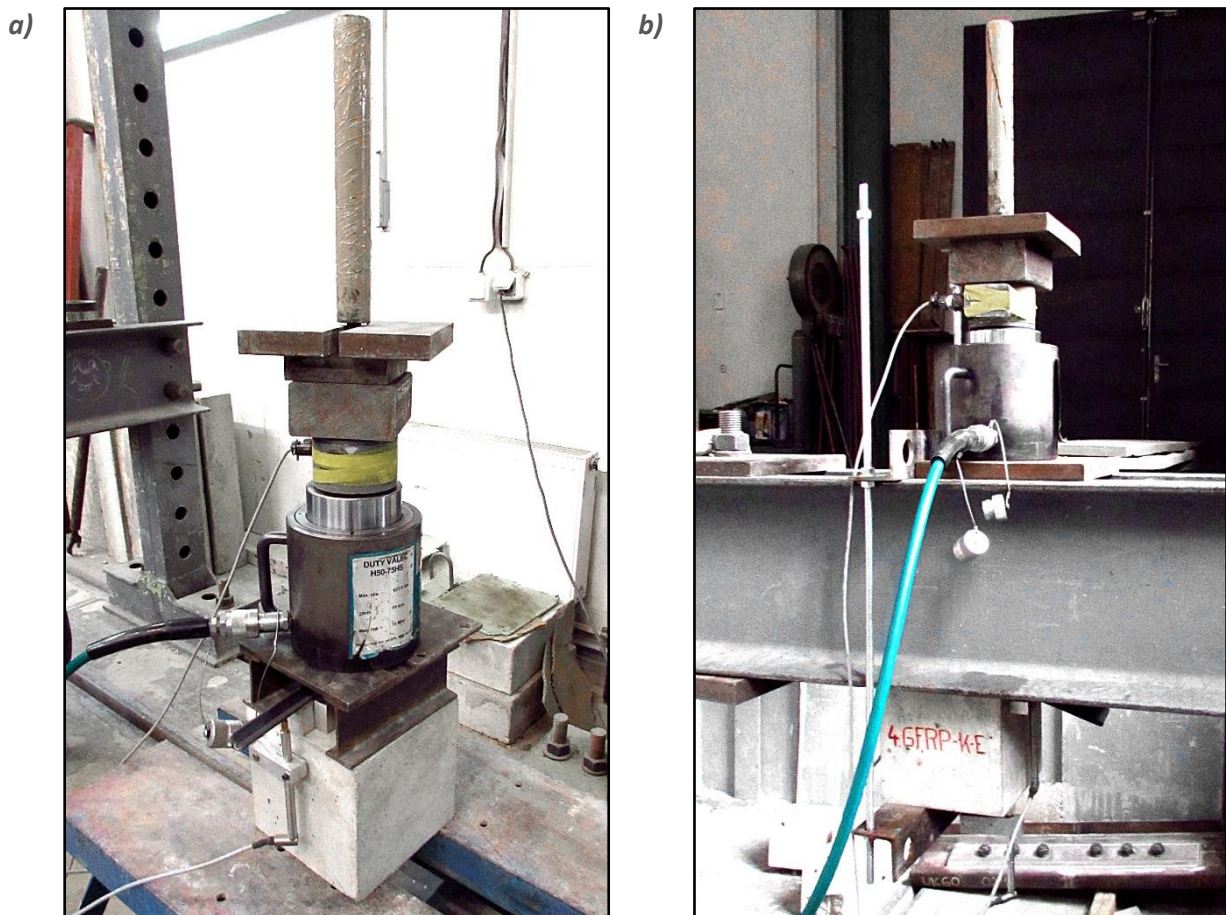
Experimentální program se skládal ze základních (centrických) pull-out testů a také modifikovaných (excentrických) pull-out testů. Excentrické uložení prutů v blízkosti okraje betonové krychle simulovalo obvyklou pozici výztuže v reálných konstrukcích. Centrické pull-out testy byly provedeny dle ACI 440.3R [35].

Pruty byly zabetonovány v krychli o hraně 200 mm. Délka, na níž je zajištěna soudržnost s betonem, byla pětinasobek průměru prutu, zbývající část byla separována pomocí pěnového polyetylenu. Betonáž vzorků probíhala ve svislé poloze, přičemž bylo dbáno na dobré zhutnění s využitím vibračního stolu.

Relativní posun výztuže v kotevní oblasti vůči betonové krychli během zkoušky byl měřen indukčnostními snímači dráhy. U centrických pull-out testů zaznamenávaly dva snímače posun zatíženého konce a jeden pak posun nezatíženého konce prutu, Obr. 13a. V případě excentrických pull-out testů bylo krytí výztuže rovno průměru prutu (vzorek neobsahoval žádnou příčnou výztuž) a sledovaná kotevní délka byla shodná s centrickými pull-out testy. Uspořádání zkoušky eliminovalo nežádoucí pootáčení vzorku (Obr. 13b). Pomocí indukčnostních snímačů byl zaznamenáván pouze posun nezatíženého konce výztuže. Měření zatíženého konce výztuže nebylo vzhledem k použité konfiguraci testu možno provádět s požadovanou přesností. Reálné provedení zkoušky je uvedeno na Obr. 14.



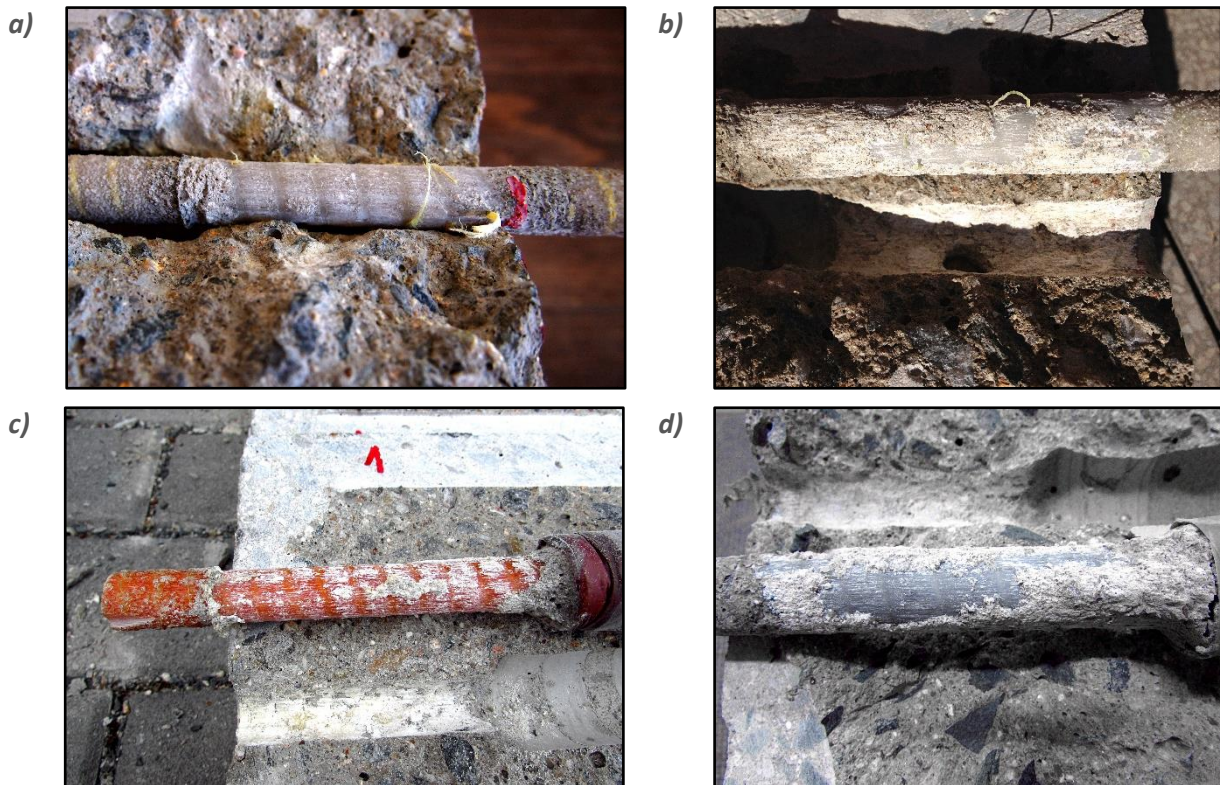
Obr. 13 Zkušební konfigurace: a) centrický pull-out test, b) excentrický pull-out test



Obr. 14 Reálné provedení pull-out zkoušek: a) centrický pull-out test; b) excentrický pull-out test

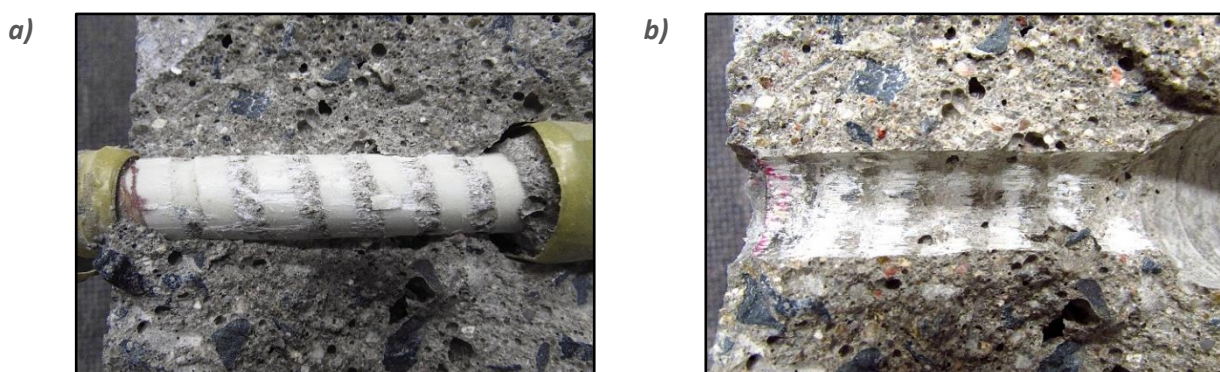


Pomocí centrických pull-out zkoušek byl testován vliv povrchové úpravy na soudržnost GFRP prutů. Testovány byly čtyři různé šarže opískovaných prutů (GFRP.E.EP.K.14, GFRP.E.EP.I.N.14, GFRP.E.EP.II.N.14, GFRP.E.EP.III.N.14) a také pruty s povrchovou pravou tvořenou vyfrézovanými žebírky (GFRP.E.VE.R.12). Po provedení zkoušek byly vzorky z důvodu analýzy způsobu jejich porušení rozřezány.



Obr. 15 Porušení soudržnosti opískovaných prutů při centrickém pull-out testu: a) GFRP.E.EP.K.14; b) GFRP.E.EP.I.N.14; c) GFRP.E.EP.II.N.14; d) GFRP.E.EP.III.N.14

Typické porušení oblasti soudržnosti opískovaných prutů je patrné z Obr. 15. Tenká povrchová vrstva křemičitého písku je buď v celém rozsahu oddělena od jádra výztuže případně docházelo k porušení soudržnosti kombinací smykového porušení betonu a oddělení opískování od jádra průřezu. U prutů s žebírky (GFRP.E.VE.R.12) docházelo ke smykovému porušení betonu v úrovni žebírek (způsob porušení obdobný ocelovým výztužím), Obr. 16. Obecně uváděný předpoklad (např. fib Bulletin No. 40 [36]), že soudržnost u této povrchové úpravy roste jen do pevnosti betonu cca 30 MPa, tak nebyl (s ohledem na střední pevnost betonu vzorků a způsob porušení) potvrzen.



Obr. 16 Porušení soudržnosti žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12 při centrickém pull-out testu: a) povrch výztuže; b) povrch betonu

V průběhu experimentu byl potvrzen závěr studie [8]. Dochází-li k porušení soudržnosti na styku jádra a povrchové úpravy a okolní beton zůstává neporušen (v případě oddělení opískování od jádra prutu), není vhodné popisovat sestupnou větev na základě průběhu závislosti posuvu nezatíženého konce na napětí v soudržnosti. Při posuvu výztuže se do oblasti soudržnosti postupně posouvá část výztuže s neporušenou povrchovou úpravou a tím zvyšuje (nahodnocuje) zbytkovou soudržnost.

Maximální napětí v soudržnosti  $\tau_{max}$  bylo stanoveno s uvážením konstantního rozdělení napětí po délce se zajištěnou soudržností jako:

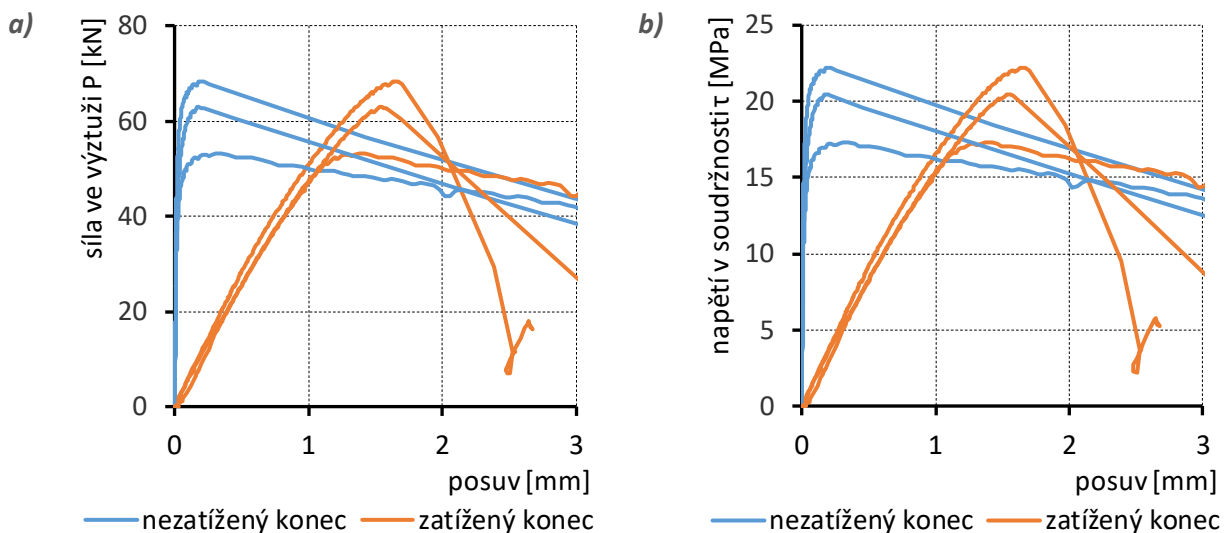
$$\tau_{max} = \frac{P_{max}}{\pi d_b l_b} \quad (9.2)$$

kde  $P_{max}$  je maximální síla v GFRP prutu,

$d_b$  je průměr výztuže a

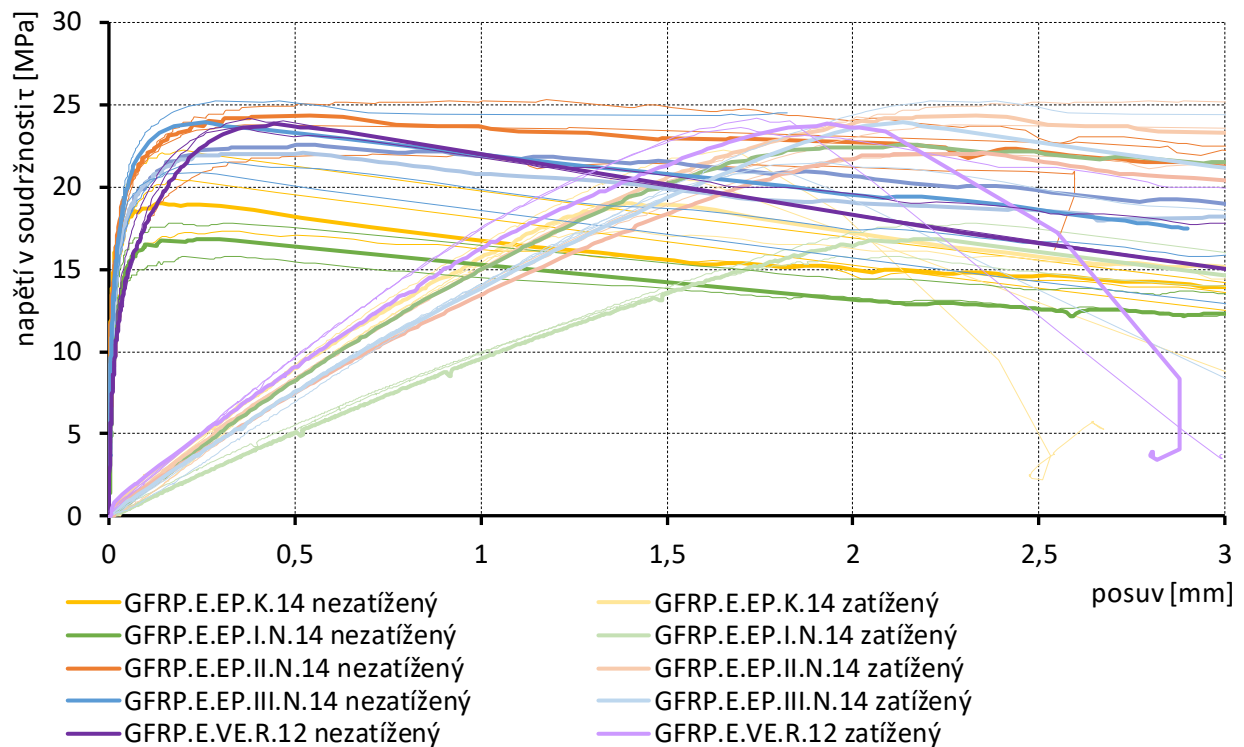
$l_b$  je soudržná délka.

Na Obr. 17 jsou pro ukázkou vyneseny výsledky sady GFRP.E.EP.K.14 v závislosti na síle ve výztuži Obr. 17a, resp. na napětí v soudržnosti Obr. 17b.



Obr. 17 Závislost posuvu zatíženého a nezatíženého konce výztuže sady GFRP.E.EP.K.14: a) v závislosti na síle ve výztuži; b) v závislosti na napětí v soudržnosti

Souhrnné výsledky jsou pro centrické pull-out testy přehledně sumarizovány v Tab. 6 a na Obr. 18. V Tab. 6 zkratka „P-O“ značí způsob porušení vytažením prutu (Pull-Out).



Obr. 18 Závislost posuvu zatíženého a nezatíženého konce výztuže na napětí v soudržnosti (centrický pull-out)

Maximální napětí v soudržnosti opískovaných prutů s nylonovým ovinem (GFRP.E.EP.II.N.14 a GFRP.E.EP.III.N.14) dosahuje přibližně 23 MPa, což je hodnota srovnatelná s testovanými žebírkovými pruty GFRP.E.VE.R.12. U vzorků GFRP.E.EP.I.N.14 s nylonovým ovinem se ovšem projevila nízká kvalita opískování, což zapříčinilo výrazné snížení napětí v soudržnosti při porušení a také nárůst rozdílu mezi posuvem zatíženého a nezatíženého konce. Opískované pruty s Kevlarovým vinutím vykazují nepatrně nižší maximální napětí v soudržnosti – přibližně 20 MPa. Maximálního napětí v soudržnosti je dále dosaženo při nižším posuvu výztuže v kotevní oblasti, což značí křehčí chování v porovnání s opískovanými pruty s nylonovým vinutím. U vzorků GFRP.E.EP.II.N.14 bylo dosaženo maximálního napětí v soudržnosti při výrazně vyšším posuvu nezatíženého konce výztuže než u ostatních testovaných sad. To je patrně způsobeno menším vytvrzením matrice při výrobě, a tedy měkčím povrchem výztuže.

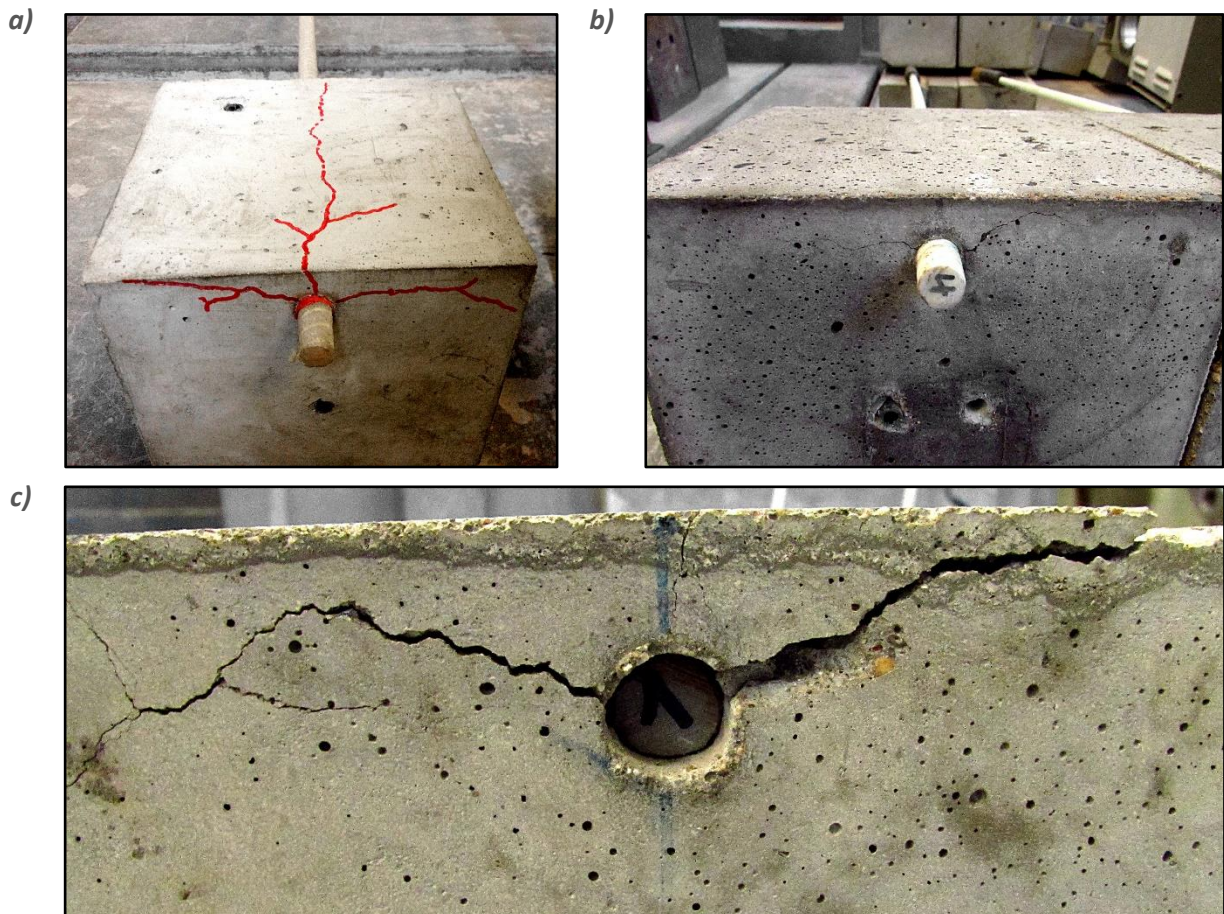


Tab. 6 Výsledky centrických pull-out zkoušek soudržnosti

Test	Vzorek		Tlaková krychelná pevnost betonu [MPa]	Maximální napětí v soudržnosti $\tau_{\max}$ [MPa]		Posuv nezatíženého konce $S_f$ [mm]		Posuv zatíženého konce $S_i$ [mm]		Způsob porušení	
Centrický pull-out	GFRP.E.EP.K.14	.1	55,9	18,98	<b>19,74</b>	0,143	<b>0,176</b>	1,406	<b>1,496</b>	P-O	
		.2		22,22		±		0,197		1,653	P-O
		.3		17,30	<b>2,10</b>	±	0,182	<b>0,023</b>	1,377	<b>0,129</b>	P-O
		.4		20,47		±	0,181		1,546		P-O
	GFRP.E.EP.I.N.14	.1	60,8	15,76	<b>16,80</b>	0,336	<b>0,251</b>	2,107	<b>2,148</b>	P-O	
		.2		16,83		±		0,248		2,176	±
		.3		17,82	<b>1,03</b>	±	0,169	2,162	<b>0,037</b>	P-O	
	GFRP.E.EP.II.N.14	.1	30,8	25,21	<b>23,32</b>	0,914	<b>0,595</b>	2,797	<b>2,375</b>	P-O	
		.2		24,30		±		0,540		2,332	P-O
		.3		23,79	<b>1,32</b>	±	0,363	<b>0,190</b>	2,272	<b>0,220</b>	P-O
		.4		21,97		±	0,707		2,354		P-O
		.5		22,59	<b>0,190</b>	<b>0,220</b>	±	0,526	2,149	P-O	
		.6		22,04			±	0,521	2,347	P-O	
	GFRP.E.EP.III.N.14	.1	29,0	20,88	<b>22,88</b>	0,250	<b>0,275</b>	1,799	<b>2,015</b>	P-O	
		.2	33,4	25,21		±		0,284		2,207	±
		.3	30,8	21,50	<b>2,04</b>	±	<b>0,027</b>	1,918	<b>0,189</b>	P-O	
		.4	32,9	23,95		±		0,256		2,134	P-O
	GFRP.E.VE.R.12	.1	27,3	23,81	<b>23,84</b>	0,442	<b>0,387</b>	1,932	<b>1,790</b>	P-O	
		.2	44,8	23,57		±		0,345		1,697	±
		.3	30,3	16,19	<b>0,29</b>	±	<b>0,049</b>	1,269	<b>0,118</b>	P-O	
.4		30,8	24,15	±		0,376		1,741		P-O	

P-O (Pull-out)

V případě excentrického pull-out testu vznikala při zatěžování v místě se zajištěnou soudržností podélná trhlinka na povrchu betonové krychle (Obr. 19). Radiální napětí v okolí prutu tedy překonalo tahovou pevnost betonu. Porušení vzorku obvykle nastalo vytržením prutu při plošném porušení krycí vrstvy. U prutů umístěných v blízkosti okraje docházelo nejen ke snížení maximálního napětí v soudržnosti (v porovnání s centricky umístěným prutem), ale také bylo dosaženo maximálního napětí v soudržnosti při menším posuvu výztuže, viz Tab. 7 a Obr. 20.



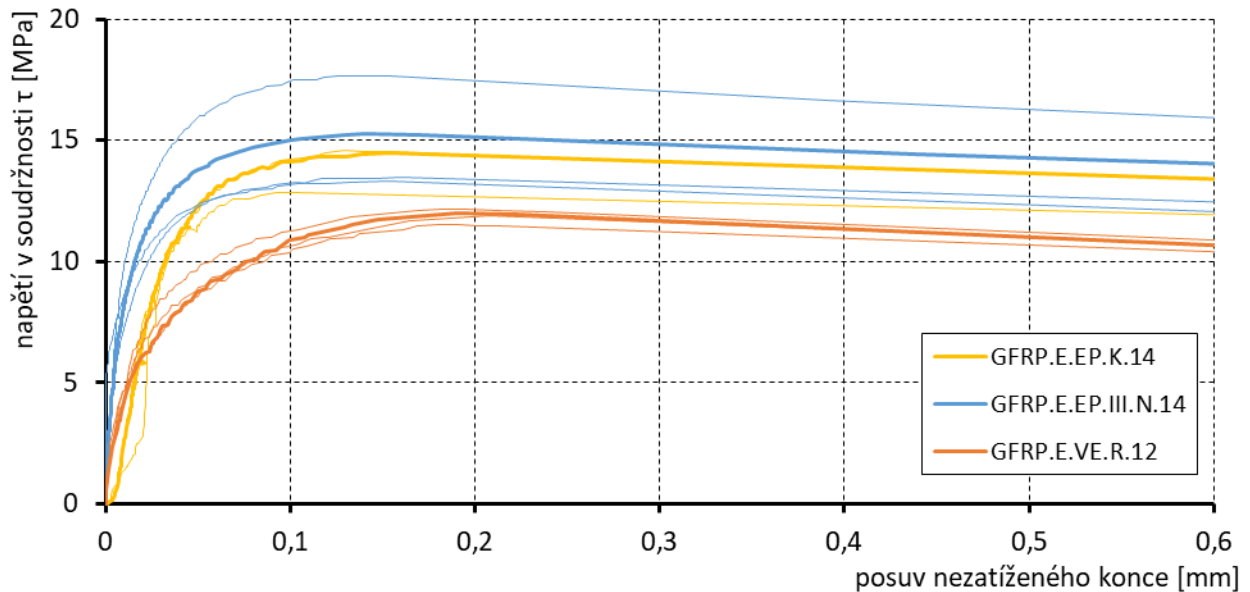
Obr. 19 Porušení krycí vrstvy při excentrickém pull-out testu: a) GFRP.E.EP.K.14; b) GFRP.E.VE.R.12; c) GFRP.E.EP.III.N.14

Tab. 7 Výsledky excentrických pull-out zkoušek soudržnosti

Test	Vzorek	Tlaková krychelná pevnost betonu [MPa]	Maximální napětí v soudržnosti $\tau_{\max}$ [MPa]	Posuv nezatíženého konce $S_f$ [mm]	Posuv zatíženého konce $S_l$ [mm]	Způsob porušení		
Excentrický pull-out	GFRP.E.EP.K.14	55,9	12,82	14,93 ± 2,10	0,092	0,122 ± 0,026	-	P + S
			14,57		0,129		-	P + S
			17,84		0,113		-	P + S
			14,47		0,154		-	P + S
	GFRP.E.EP.III.N.14	27,2	<del>17,66</del>	14,03 ± 1,09	<del>0,133</del>	0,151 ± 0,010	-	P + S
			15,28		0,140		-	P + S
			13,50		0,160		-	P + S
			13,30		0,153		-	P + S
	GFRP.E.VE.R.12	32,4	11,55	11,89 ± 0,26	0,179	0,193 ± 0,012	-	P + S
			11,99		0,190		-	P + S
			12,17		0,196		-	P + S
			11,88		0,207		-	P + S

*P + S (Pull-out + roztržení krycí vrstvy betonu)*

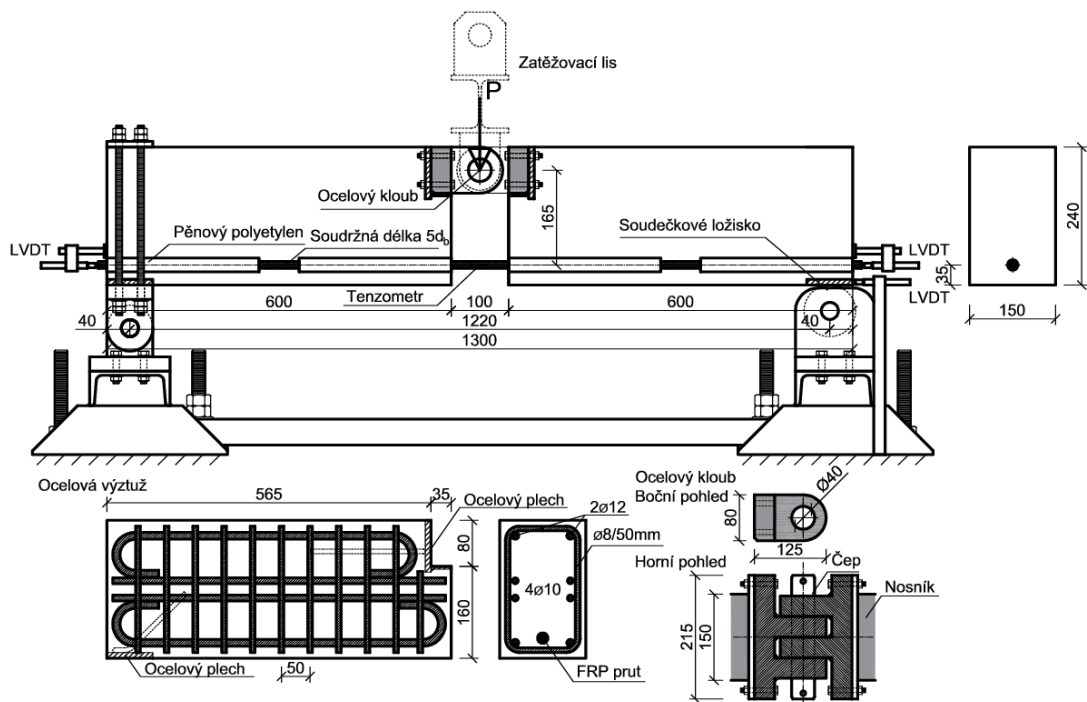
Testované opískované pruty dosáhly maximálního napětí v soudržnosti 14–15 MPa, zatímco u žebírkových prutů došlo k porušení krycí vrstvy při hodnotě přibližně 12 MPa. Nižší hodnota napětí v soudržnosti při porušení u žebírkových prutů lze zdůvodnit vyšším radiálním napětím v případě kotvení žebírkových prutů. Tento jev byl pozorován také ve studii [10].



Obr. 20 Závislost posuvu nezatíženého konce výztuže na napětí v soudržnosti (excentrický pull-out)

### 9.2.2. Nosníkové zkoušky

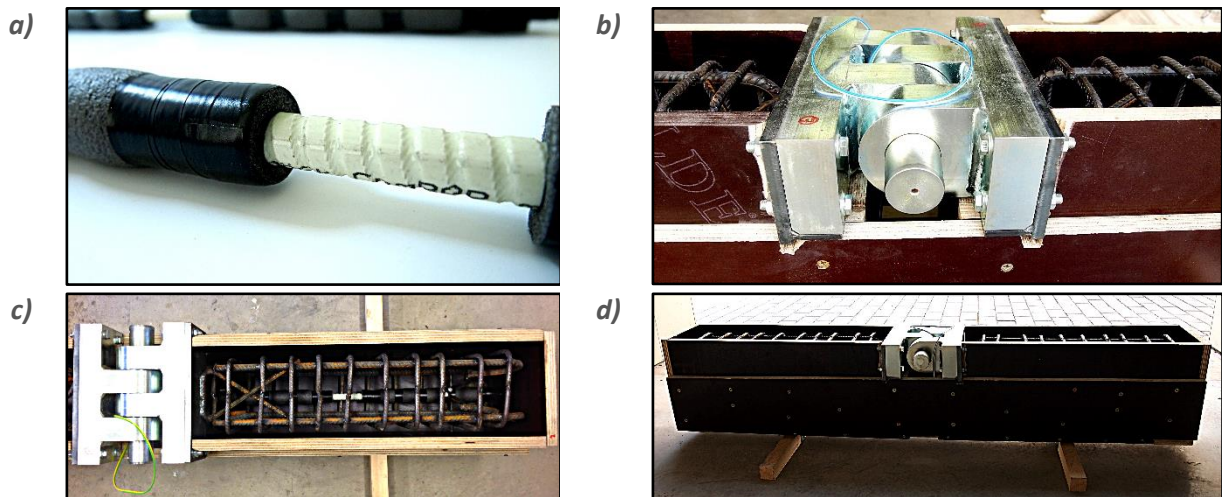
Upravená nosníková zkouška soudržnosti vycházela z konfigurace nosníkové zkoušky soudržnosti ocelové výztuže dle RILEM FIP-CEB [2], přičemž byla zachována většina doporučených rozměrů, Obr. 21. Byly však provedeny úpravy s ohledem na specifika GFRP výztuží a také pro umožnění případného cyklického zatěžování ve shodné konfiguraci testu. Kotevní délka prutu byla z důvodu nižšího modulu pružnosti testovaných GFRP výztuží oproti oceli zmenšena z desetinásobku průměru výztuže na pětinasobek. Při této kotevní délce lze předpokládat, že je možné uvažovat u GFRP výztuže rovnoměrné rozdělení napětí v soudržnosti (viz např. [11]). Dále je upraven ocelový kloub, který je pevně kotven k jednotlivým segmentům nosníku, přičemž zatížení je vnášeno přímo na čep kloubu.



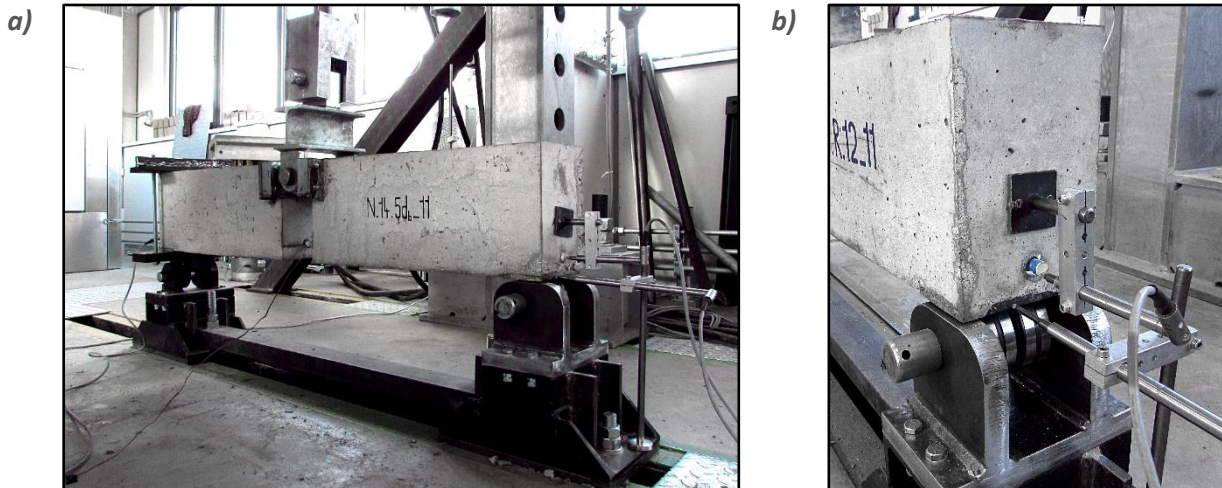
Obr. 21 Konfigurace nosníkové zkoušky a její vyztužení



Pro testování soudržnosti pomocí nosíkové zkoušky byly zvoleny opískované pruty GFRP.E.EP.III.N.14 a žebírkové pruty GFRP.E.VE.R.12. Vzhledem k novosti navrženého řešení bylo cílem vytvořit dostatečně robustní sadu dat. Celkově bylo provedeno 12 monotónních zkoušek soudržnosti. V průběhu zatěžování bylo sledováno chování nosníků, především volná deformace v místě posuvné podpory a funkčnost středového kloubu. V průběhu zkoušky bylo indukčnostními snímači zaznamenáváno vodorovné přemístění posuvné podpory a posuv nezatížených konců v kotevní oblasti. Měření posuvu v bezprostřední blízkosti zatíženého konce soudržnosti nebylo přímo realizováno. Pro zajištění čtení skutečné působící síly ve výztuži byl uprostřed volné délky výztuže osazen odporový tenzometr.



Obr. 22 Příprava nosíkové zkoušky: a) přerušení soudržnosti pomocí pěnového polyethylenu; b) ocelový středový kloub; c) pohled do bedně s připravenou výztuží; d) celkový pohled na bedně

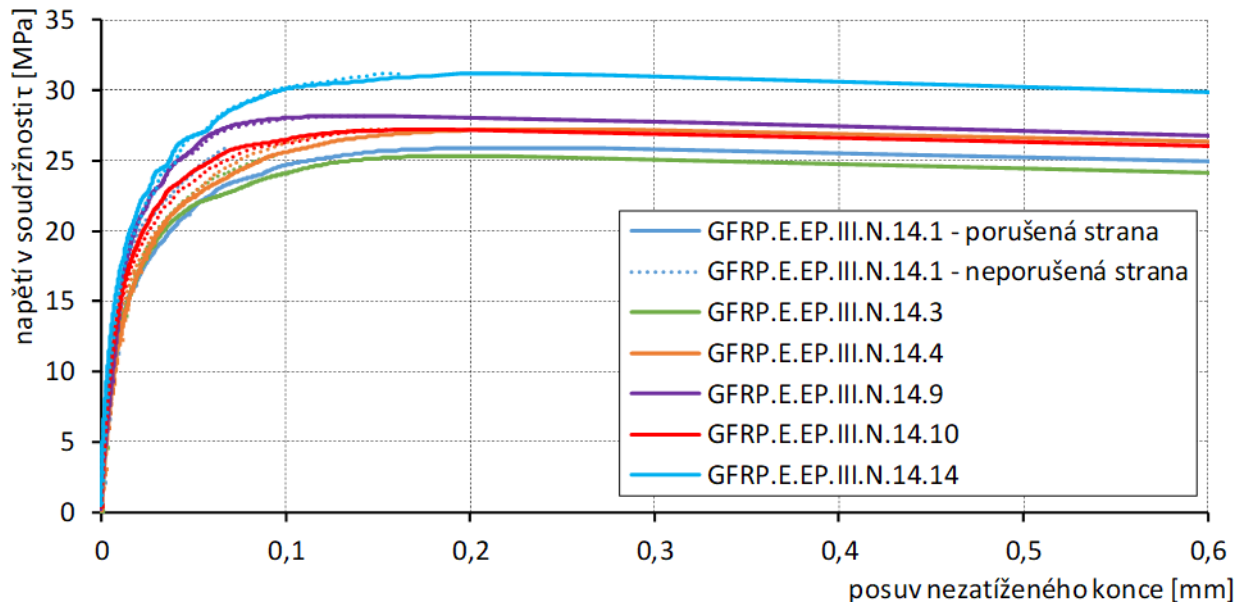


Obr. 23 Reálné provedení zkoušky: a) nosník uložený na podporách; b) měření posuvu nezatíženého konce výztuže a vodorovného posuvu v místě posuvné podpory

Nosíkové vzorky byly silově zatěžovány rychlostí 0,25 kN/s až do porušení vzorku. V případě nosíkové zkoušky bylo porušení krycí vrstvy bráněno hustě rozmístěnou příčnou výztuží, (viz Obr. 22). Při této konfiguraci zkoušky u žádného ze vzorků nedošlo k roztržení krycí vrstvy betonu a porušení bylo způsobeno vytažením výztuže na jedné straně nosníku.

Na Obr. 24 a Obr. 27 jsou graficky vyneseny výsledky nosíkových zkoušek soudržnosti ve formě závislosti posuvu nezatíženého konce výztuže na napětí v soudržnosti. Výsledky jsou uvedeny na dvou samostatných grafech pro oba testované typy GFRP výztuže a porušenou (plnou čarou) i neporušenou (tečkovaně) oblast soudržnosti. Vzorky testovaných opískovaných prutů GFRP.E.EP.III.N.14 lze dle

naměřené pevnosti betonu v tlaku rozdělit do dvou skupin: vzorky .1 - .4 s krychelnou pevností betonu přibližně 32 MPa a vzorky .9 - .14 s pevností cca 54 MPa (viz Tab. 8). Na Obr. 24 lze vypožorovat mírný vliv pevnosti betonu na chování opískovaných prutů v soudržnosti, kdy bylo u vzorků s menší tlakovou pevností betonu dosaženo nižšího maximálního napětí v soudržnosti při vyšším odpovídajícím posuvu výztuže v kotevní oblasti. Toto pozorování je zdůvodněno mírně odlišným způsobem porušení (viz dále).



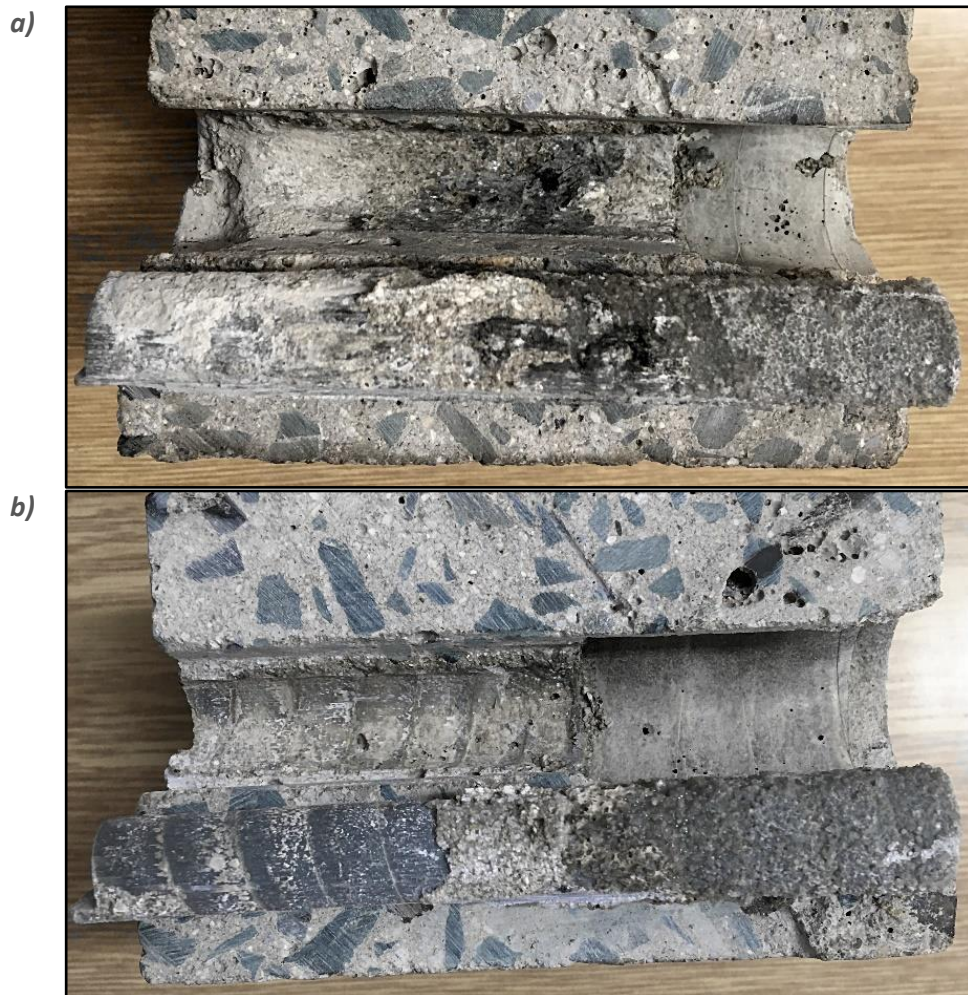
Obr. 24 Posuv nezátíženého konce výztuže v závislosti na napětí v soudržnosti při nosníkové zkoušce prutů GFRP.E.EP.III.N.14

V případě nosníkových zkoušek (konfigurace zkoušky viz. Obr. 21) prutů GFRP.E.EP.III.N.14 byl po rozřezání vzorků vypožorován mírně odlišný způsob porušení než u centrických pull-out testů. Při zatěžování byla u některých vzorků viditelná podélná trhlinka ve směru rovnoběžném se spodním povrchem vzorku v blízkosti kotevní oblasti, (viz Obr. 25). Tato podélná trhlinka byla způsobena radiálním napětím okolo kotevní oblasti. K porušení kontaktu docházelo dvěma různými způsoby v závislosti na tlakové pevnosti betonu. V případě vzorků se střední tlakovou pevností betonu přibližně 32 MPa docházelo ke kombinovanému smykovému porušení betonu a oddělení opískování od jádra průřezu, Obr. 26a. U vzorků s tlakovou pevností cca 55 MPa bylo porušení způsobené oddělením opískování od jádra průřezu téměř na celé oblasti soudržnosti, Obr. 26b.



Obr. 25 Podélná trhlinka v betonu v oblasti soudržnosti

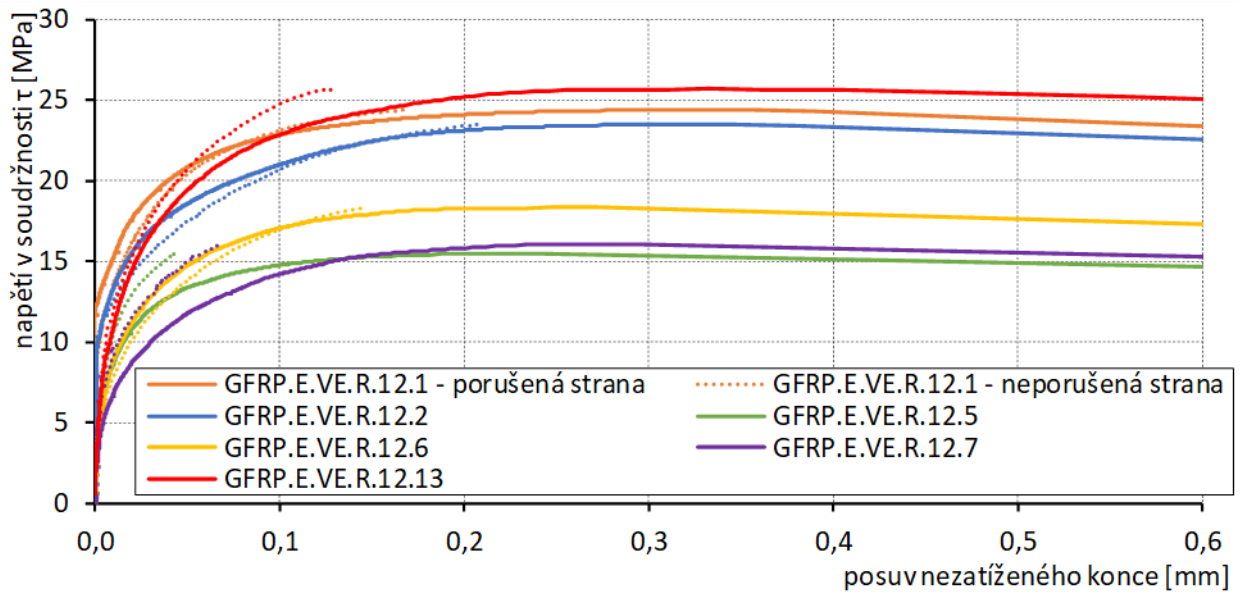




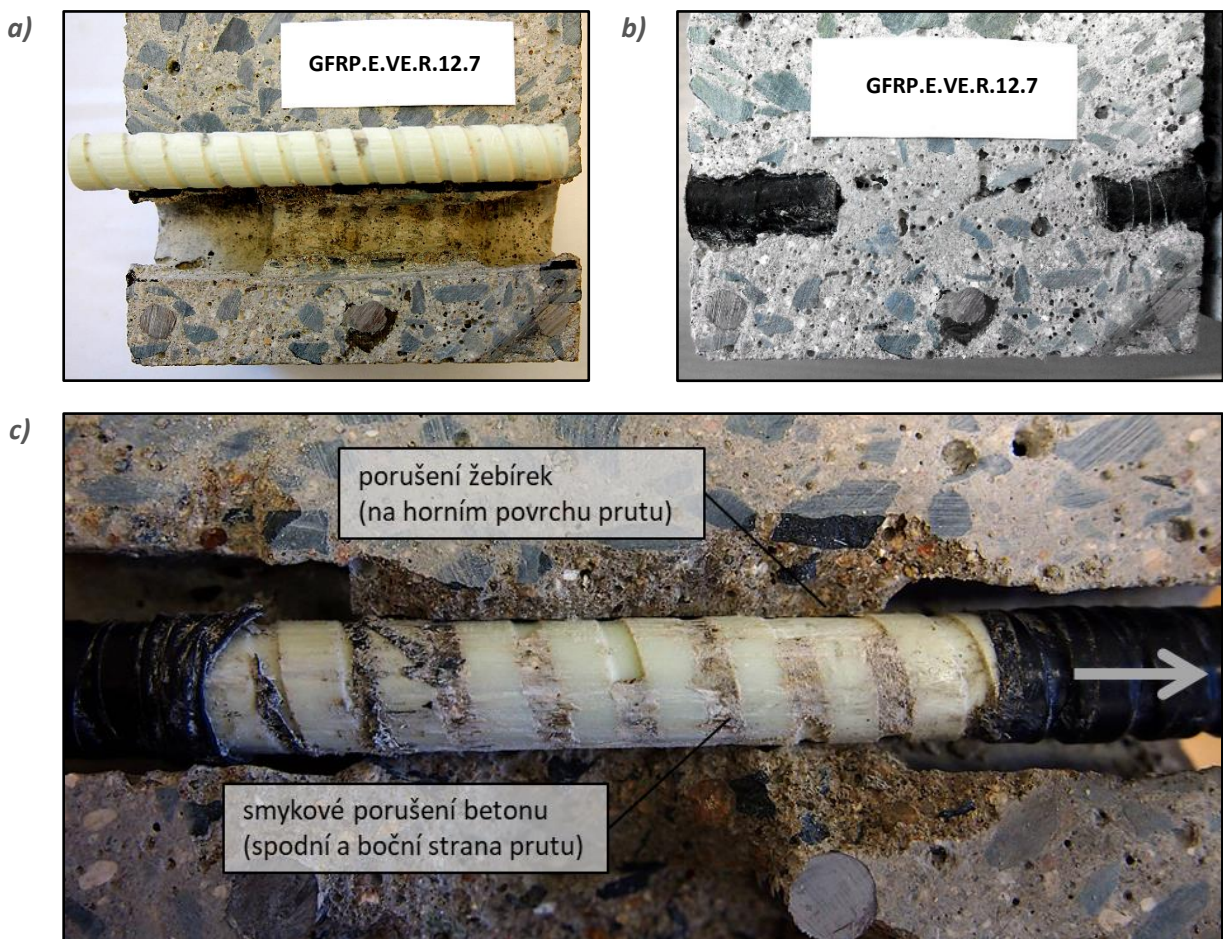
Obr. 26 Způsob porušení soudržnosti vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.4 při nosíkové zkoušce: a) kombinace oddělení opískování a smykového porušení betonu; b) kompletní oddělení opískování od jádra prutu

Vzorky s žebírkovou výztuží lze dle tlakové pevnosti betonu rozdělit do tří skupin, viz Tab. 8. Vypozorovat lze výrazný vliv tlakové pevnosti betonu na dosažené maximální napětí v soudržnosti, které je způsobeno povahou mechanismu porušení soudržnosti žebírkových prutů (viz dále). Se zvyšující se pevností betonu docházelo také ke zvyšování příušného posuvu výztuže v kotevní oblasti při dosažení maximálního napětí v soudržnosti (odlišný trend oproti vzorkům s opískovanou výztuží), Obr. 27.

U žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12 docházelo v případě nosíkové zkoušky k obdobnému porušení soudržnosti jako v případě centrického pull-out testu a to smykovým porušením betonu v úrovni žebírek. Pouze na několika místech bylo pozorováno porušení povrchu prutu od ostrých hran kameniva betonu (Obr. 28a). U vzorků s tlakovou pevností betonu vyšší než 60 MPa (vzorky .1, .2 a .13) byl pozorován mírně odlišný mechanismus porušení. V blízkosti líce betonového prvku docházelo (shodně s pull-out testy) ke smykovému porušení betonu, ovšem na horní straně výztuže orientované dále od krycí vrstvy došlo k oddělení několika žebírek (Obr. 28c). Při zatěžování (při deformaci nosníku) je horní strana výztuže přitlačena k betonu, což má za následek popsané porušení žebírek na horní straně prutu.



Obr. 27 Posuv nezatiženého konce výztuže v závislosti na napětí v soudržnosti při nosníkové zkoušce prutů GFRP.E.VE.R.12



Obr. 28 Způsob porušení soudržnosti vzorku GFRP.E.VE.R.12 při nosníkové zkoušce: a) povrch výztuže a betonu po provedení zkoušky; b) značné množství pórů v betonu v blízkosti kotevní oblasti; c) kombinace porušení žebříků a smykového porušení betonu u vzorku s vysokou tlakovou pevností betonu

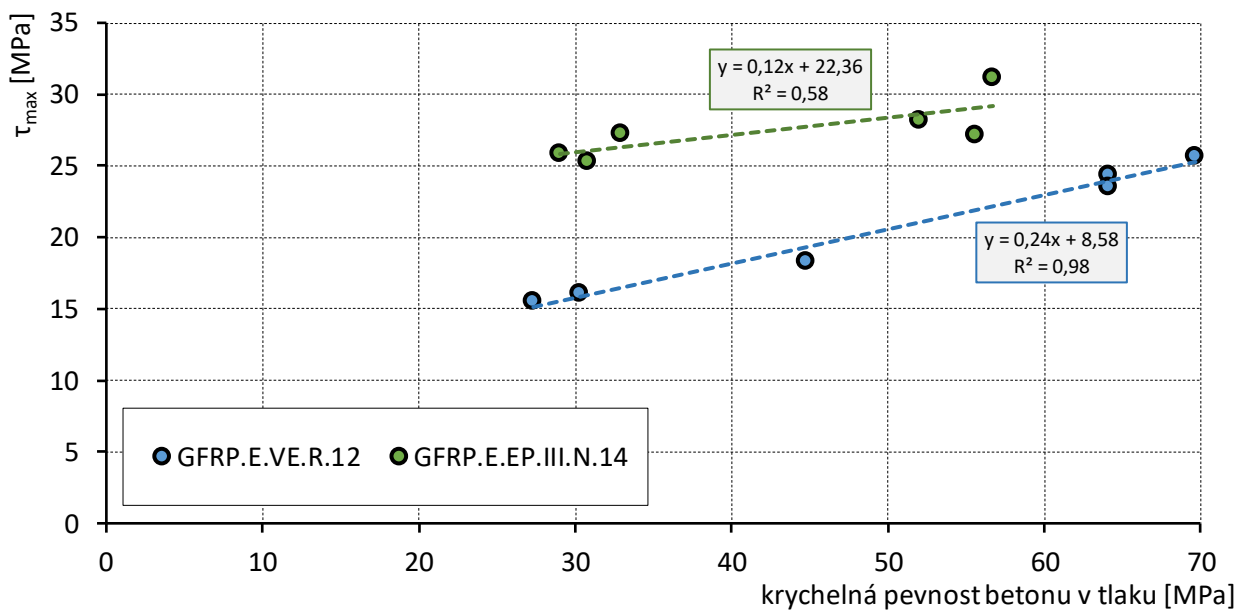


Na Obr. 29 je zřejmá závislost pevnosti betonu na maximálním napětí v soudržnosti pro oba testované typy FRP výztuží. Zvyšování maximálního napětí v soudržnosti při rostoucí tlakové pevnosti betonu bylo provázáno také změnou mechanismu porušení soudržnosti.

Vztahy ((9.3), ((9.4) (a také na Obr. 29) pro opískované resp. žebírkové pruty byly určeny metodou nejmenších čtverců a tyto vztahy byly dále využity při určení hodnoty maximálního napětí v soudržnosti pro vzorky určené na cyklické zatěžování (pomocí experimentálně stanovené krychelné pevnosti betonu jednotlivých vzorků, Tab. 15).

$$\tau_{max} = 22,36 + 0,12f_{c,cube} \quad (9.3)$$

$$\tau_{max} = 8,58 + 0,24f_{c,cube} \quad (9.4)$$



Obr. 29 Vliv pevnosti betonu na maximální napětí v soudržnosti při nosíkové zkoušce

Tab. 8 Výsledky nosníkových zkoušek soudržnosti

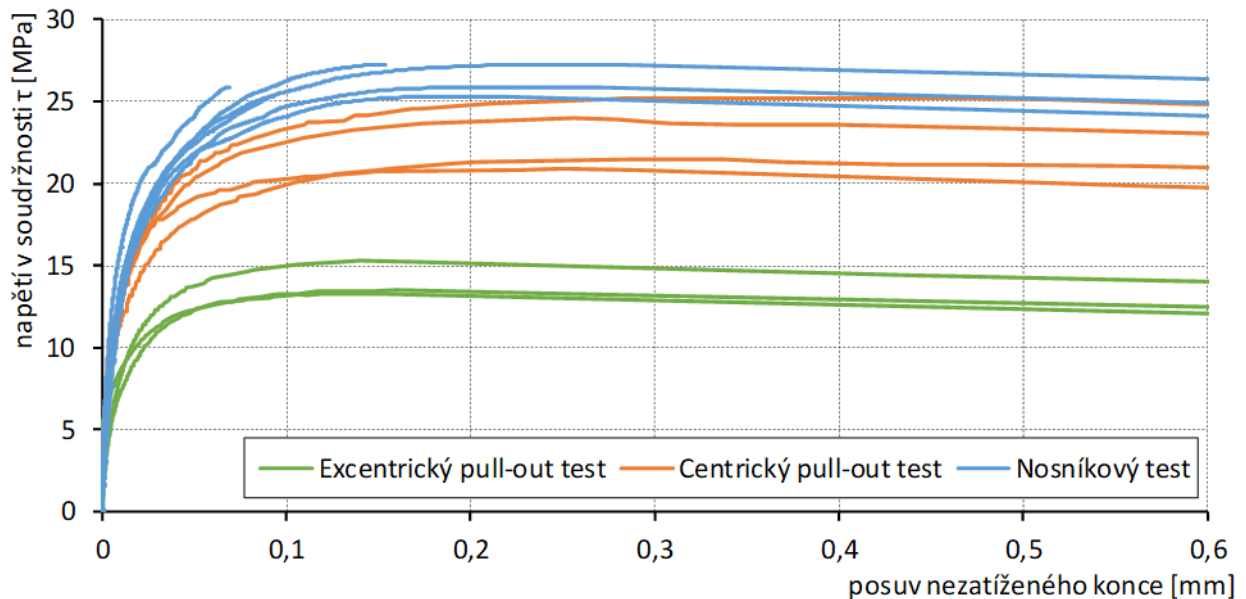
Test	Vzorek	Tlaková pevnost betonu [MPa]	Maximální napětí v soudržnosti $\tau_{max}$ [MPa]	Posuv nezátíženého konce $S_f$ [mm]	Posuv zatíženého konce $S_l$ [mm]	Způsob porušení			
Nosníková zkouška	GFRP.E.EP.III.N.14	.1	29,0	25,87	0,207	-	-	P-O	
		.2	33,4	21,59	0,229			P-O	
		.3	30,8	25,31	0,185			P-O	
		.4	32,9	27,23	0,231			P-O	
		.9	52,0	28,17	0,137			P-O	
		.10	55,6	27,18	0,171			P-O	
		.14	56,7	31,18	0,222			P-O	
	GFRP.E.VE.R.12	.1	64,2	24,37	0,297	-	-	P-O	
		.2		23,58	0,316			P-O	
		.13	69,7	25,66	0,310			P-O	
		.6	44,8	19,44	0,247			P-O	
		.5	30,3	16,19	0,261			P-O	
		.7	27,3	15,68	15,94			0,210	P-O

P-O (Pull-out)

### 9.2.3. Vliv konfigurace testu na maximální napětí v soudržnosti

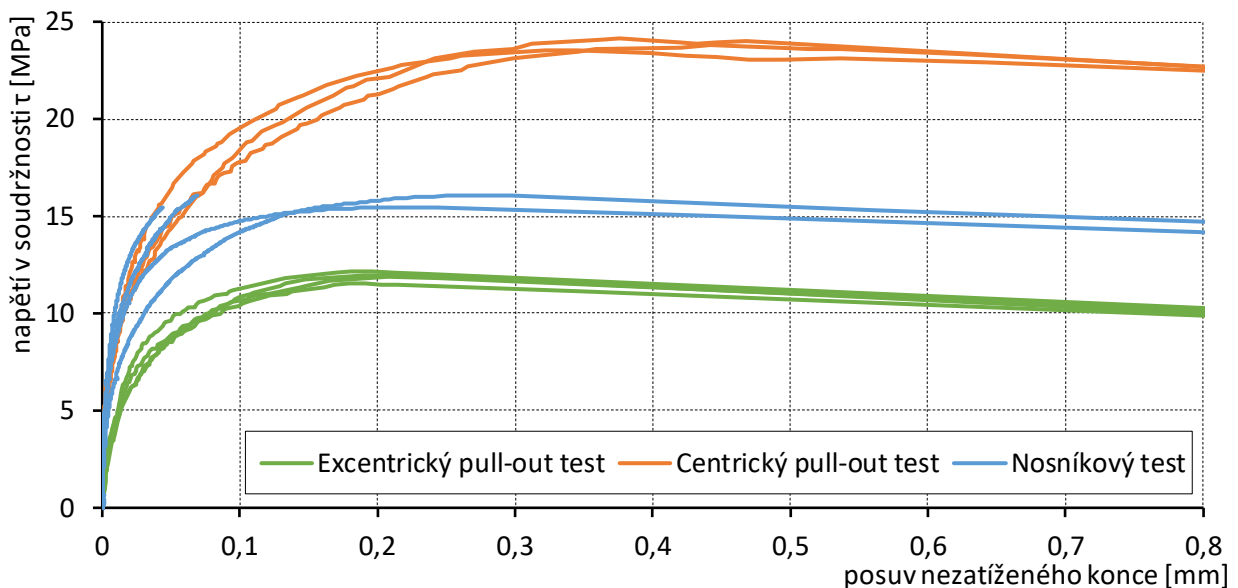
Z výše uvedených výsledků je zřejmé, že konfigurace testu soudržnosti má výrazný vliv na dosažené hodnoty mezního napětí v soudržnosti a také na mechanismus porušení soudržnosti. Pro stanovení vlivu konfigurace testu na dosažené napětí v soudržnosti byly vybrány pouze vzorky s tlakovou pevností přibližně 30 MPa. Porovnání bylo provedeno pro vzorky opískované výztuže GFRP.E.EP.III.N.14 a žebírkové výztuže GFRP.E.VE.R.12, u kterých byly provedeny testy pomocí všech tří zvolených konfigurací (centrický/excentrický pull-out a nosníková zkouška). Pro přehlednost jsou tyto dva typy výztuže porovnávány zvlášť. Z Obr. 30, na kterém jsou vyneseny výsledky opískovaných prutů GFRP.E.EP.III.N.14, je zřejmé, že nejvyššího napětí v soudržnosti přibližně 26 MPa bylo dosaženo při nosníkových zkouškách. Průměrné napětí v soudržnosti při centrickém pull-out testu bylo přibližně 23 MPa. Během centrického pull-out testu však byl zaznamenán nejvyšší posuv výztuže při dosažení maximálního napětí v soudržnosti. Průměrné maximální napětí v soudržnosti při excentrickém pull-out testu bylo přibližně 15 MPa společně s nejnižším posuvem nezátíženého konce výztuže při dosažení maximálního napětí v soudržnosti. Tloušťka betonové krycí vrstvy má tedy významný vliv na chování opískované GFRP výztuže v soudržnosti. Při

tloušťce krycí vrstvy rovnající se jednonásobku průměru prutu dochází k výraznému snížení (přibližně o 40 %) maximálního napětí v soudržnosti a odpovídajícího posuvu výztuže. V případě nosníkové zkoušky je maximální napětí v soudržnosti přibližně o 15 % vyšší než u centrického pull-out testu, zatímco posuv nezátíženého konce výztuže je o 25 % nižší. Centrické pull-out testy tedy vykazují vyšší duktilitu kontaktu.



Obr. 30 Vliv konfigurace testu na chování v soudržnosti prutů GFRP.E.EP.III.N.14

Na Obr. 31 jsou porovnány zkoušky soudržnosti získané pomocí tří různých konfigurací testu pro žebírkové vzorky GFRP.E.VE.R.12. Maximální napětí v soudržnosti při nosníkové zkoušce přibližně 16 MPa je výrazně nižší než maximální smykové napětí určené pomocí pull-out testu (cca 24 MPa) s přibližně stejnou tlakovou pevností betonu. Kromě nejvyššího dosaženého napětí v soudržnosti byla tato hodnota u centrické pull-out zkoušky dosažena při výrazně vyšším posuvu výztuže v kotevní oblasti. Nízké maximální napětí v soudržnosti během nosníkové zkoušky je však zřejmě způsobeno velkým množstvím pórů v betonu v kotevní oblasti (Obr. 28b), které mělo za následek výrazné snížení smykové únosnosti betonu. Maximální smykové napětí při excentrickém pull-out testu bylo dle očekávání nejnižší a dosahovalo hodnoty přibližně 12 MPa.



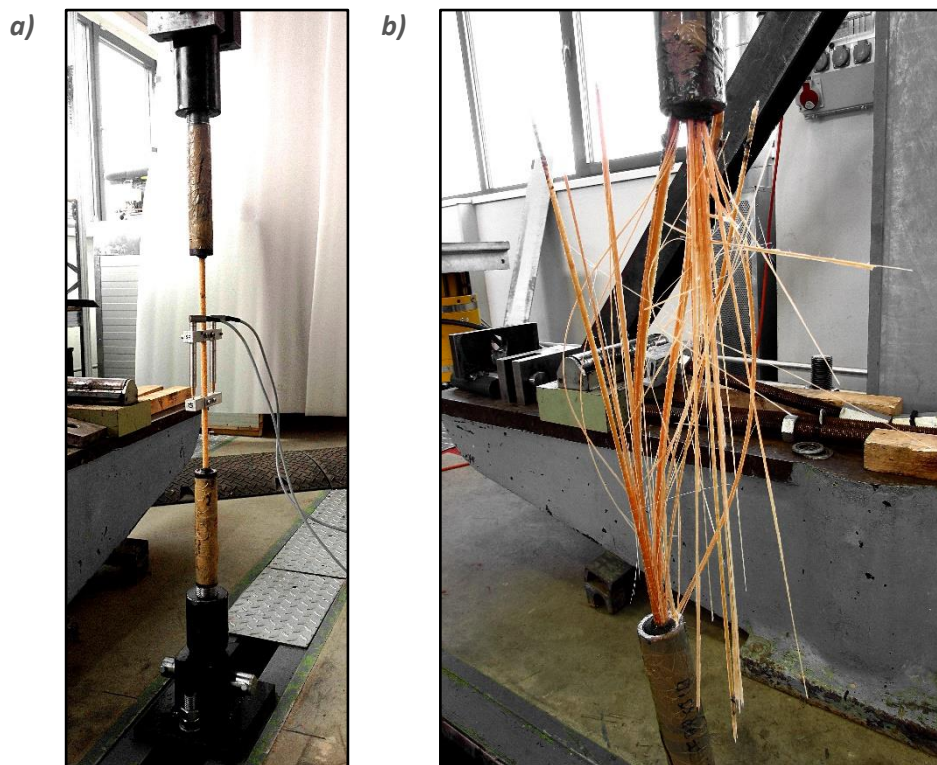
Obr. 31 Vliv konfigurace testu na chování v soudržnosti prutů GFRP.E.VE.R.12

### 9.3. Tahové únavové zkoušky

#### 9.3.1. Únavové zkoušky „holých“ výztuží

Vliv působícího únavového zatížení na spolehlivost FRP výztuže lze nejjednodušeji (s ohledem na náročnost instrumentace a přípravu vzorků) testovat na vzorcích v konfiguraci obdobné s monotónní tahovou zkouškou (ukotvení vzorku zajišťují ocelové koncovky upnuté do čelistí zkušebního zařízení), Obr. 32a. Tuto konfiguraci umožňují využít např. směrnice ACI 440.3R-12 [35] nebo normy ISO 10406-1:2015 [37] a CSA S806-12 [39], kdy testy únavy v nich popsané vycházejí vždy z provedení monotónních tahových zkoušek.

Parametry provedených únavových zkoušek byly voleny dle směrnice ACI 440.3R [35]. Vzorky byly silově zatěžovány kmity s tvarem sinusoidy. Dle [35] je přípustné rozmezí frekvence zatěžování 1-10 Hz, přičemž doporučená hodnota je 4 Hz. Pro sestavení S-N křivek byl využit postup c) dle [35], kdy: parametr asymetrie (podíl minimálního a maximálního napětí v cyklu) je pro všechny úrovně roven 0,1 ( $R=0,1$ ) a upravena je vždy maximální (a díky tomu i minimální) hodnota zatížení v cyklu. Vzorky byly zatěžovány do porušení nebo do dosažení únavové životnosti  $2,5 \times 10^6$  cyklů.



Obr. 32 Únavová zkouška „holé“ výztuže: a) konfigurace testu; b) porušení vzorku s delaminací jednotlivých vrstev průřezu

Použitá konfigurace zkoušky se ukázala jako náchylná na přesnost osazení vzorku v kotevní koncovce a také v čelistech zkušebního zařízení. Imperfekce byla do určité míry omezena vložením kloubů do statického schématu, které jsou při zkoušce vzájemně pootočený o 90° (viz Obr. 32a). Avšak ani při této úpravě zkušební sestavy nebylo u nižších testovaných hladin zatížení zajištěno porušení v požadovaném místě vzorku, tj. v jeho volné délce. U vzorků na hladinách maximálního napětí v cyklu rovnající se 60 % a 50 % tahové pevnosti výztuže docházelo k požadovanému způsobu porušení (Obr. 32b). U vzorků na hladině 40 % došlo v několika případech k předčasnému porušení v místě kotevní koncovky – tyto vzorky byly z vyhodnocení vyřazeny, viz Tab. 9. Ovlivnění výsledků však lze předpokládat i pro vyšší hladiny zatížení (60 % a 50 %).

Tab. 9 Výsledky únavových zkoušek holých výztuží

Vzorek	Napětí [MPa] (% $\sigma_{ult}$ )			Únavová životnost	Frekvence	Mechanismus porušení	
	$\sigma_{min}$	$\sigma_{max}$	Rozkmit				
B.GFRP.E.EP.II.N.10	.A.1	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<b>695</b>	4 Hz	Výrazná delaminace
	.A.2	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<del>307</del>	4 Hz	Vzorek pro nastavení zatížení (výrazná delaminace)
	.A.3	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<b>634</b>	4 Hz	Výrazná delaminace
	.A.4	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<b>889</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.A.5	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<b>870</b>	4 Hz	Výrazná delaminace
	.A.6	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	<del>861</del>	4 Hz	Porušení v koncovce
	.B.1	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<del>1 571</del>	4 Hz	Vzorek pro nastavení zatížení (výrazná delaminace)
	.B.2	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<b>2 483</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.B.3	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<b>2 426</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.B.4	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<b>2 104</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.B.5	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<b>2398</b>	4 Hz	Výrazná delaminace
	.B.6	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	<b>2 422</b>	4 Hz	Výrazná delaminace
	.C.1	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>9 925</b>	4 Hz	Podélná trhlina + porušení v koncovce
	.C.2	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>8 611</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.C.3	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>10 899</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.C.4	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>9 758</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.C.5	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>8 614</b>	4 Hz	Podélné trhliny
	.C.6	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	<b>8 752</b>	4 Hz	Podélná trhlina + porušení v koncovce

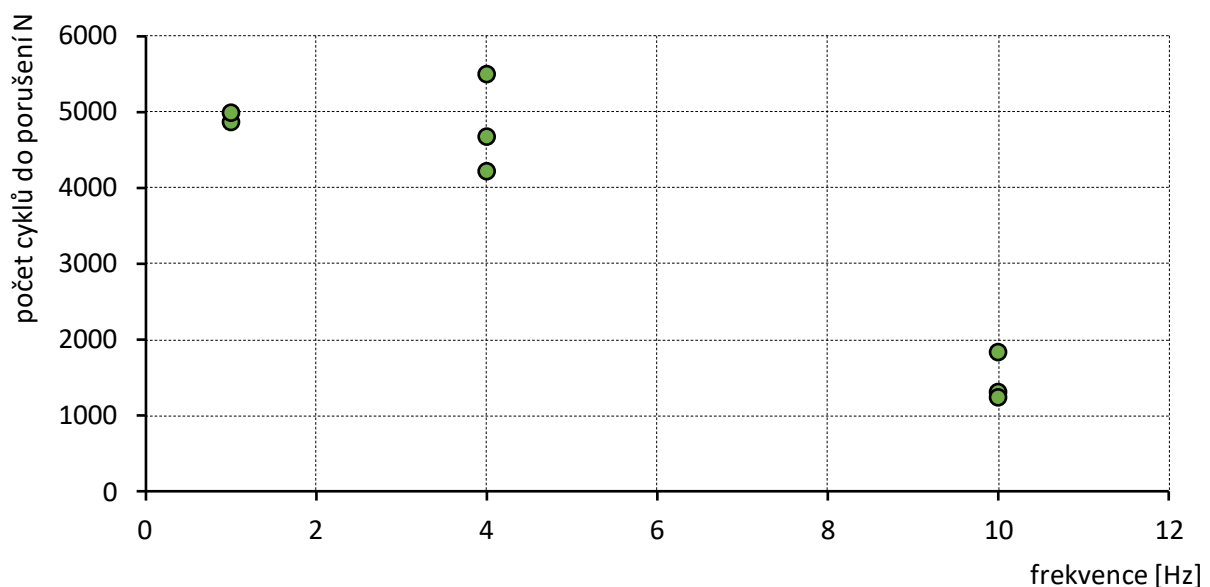
Pro omezení koncentrace napětí v horní části koncovky byla použita modifikovaná zálivka s použitím změkčovadla pro zalití FRP prutů do kotevních koncovek. Dvě třetiny vzorků (ze strany nezatěžovaného konce prutu) byly vyplněny standardní zálivkou s vyšší tuhostí, ve zbývající třetině byla použita zálivka s nižší tuhostí. Účelem bylo snížit namáhání v místě počátku kotvení zkušební vzorku, přerozdělit působící napětí dále do těla kotvy a eliminovat tak nežádoucí porušení vzorku v místě vetknutí do koncovky.

Jelikož zahraniční studie (např. [29] a [32]) upozorňují na skutečnost, že volba frekvence zatěžování má významný vliv na výsledné hodnoty mezního počtu cyklů, byl tento vliv na testových prutech s měkkou

zálivkou kvantifikován. Pro únavové zkoušky vzorků byla jako základní zvolena frekvence 4 Hz (plně v souladu s doporučením [35]). Stanovení vlivu frekvence zatěžování na únavovou životnost bylo následně provedeno doplněním zkoušek na rychlostech 1 Hz a 10 Hz, které jsou v zahraniční literatuře uváděny jako limitní. Byly tak ověřeny frekvence v celém přípustném rozsahu. Z výsledků uvedených v Tab. 10 a Obr. 33 je velmi dobře patrné, že zvýšení frekvence zatěžování na 10 Hz způsobuje výrazné snížení únavové životnosti, zatímco při frekvenci zatěžování menší než 4 Hz již nemá snížení frekvence zatěžování významný vliv na výsledný počet cyklů do porušení.

Tab. 10 Výsledky únavových zkoušek pro stanovení vlivu frekvence zatěžování

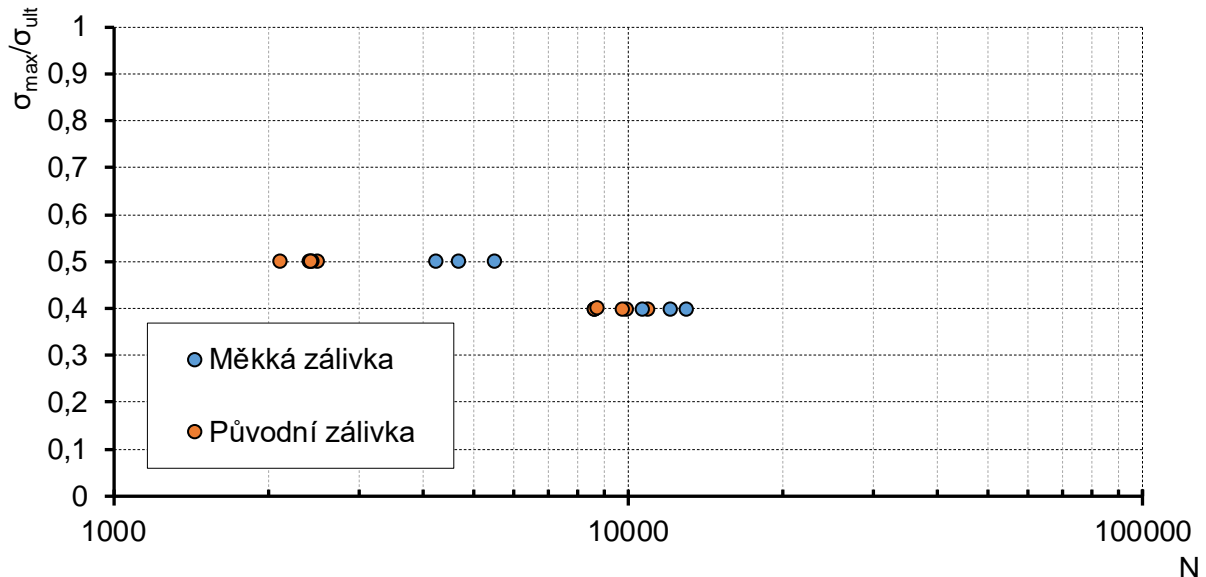
Vzorek	Napětí [MPa] (% $\sigma_{ult}$ )			Únavová životnost	Frekvence	Mechanismus porušení	
	$\sigma_{min}$	$\sigma_{max}$	Rozkmit				
B.GFRP.E.EP.II.N.10	.B.1.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	4 228	4 Hz	V jednom řezu uvnitř koncovky + podélné trhliny
	.B.2.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	4 678	4 Hz	Podélné trhliny
	.B.3.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	5 508	4 Hz	V jednom řezu uvnitř koncovky
	.B.4.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	4 867	1 Hz	Podélné trhliny
	.B.5.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	> 2 500	1 Hz	Test předčasně ukončen
	.B.6.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	4 998	1 Hz	Podélné trhliny
	.B.7.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	1 311	10 Hz	Podélné trhliny
	.B.8.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	1 842	10 Hz	Podélné trhliny
	.B.9.m	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	1 252	10 Hz	Podélné trhliny



Obr. 33 Vliv frekvence zatěžování na únavovou životnost – „holé“ vzorky s modifikovanou kotevní zálivkou



Při porovnání únavové životnosti získané pro různé způsoby kotvení vzorků při frekvenci 4 Hz (Obr. 34, Tab. 9 a Tab. 10) je patrný nárůst počtu cyklů do porušení při použití modifikované změkčené zálivky oproti koncovce s klasickou zálivkou. Avšak u vzorků docházelo k nežádoucímu porušení v jednom řezu na rozhraní tuhosti zálivky uvnitř kotevní koncovky – tj. cca 100 mm uvnitř koncovky, Obr. 35. I přes dílčí zlepšení (navýšení počtu cyklů do porušení) se však jedná o nevhodný způsob porušení a výsledky nemohly být zařazeny do vyhodnocení únavové životnosti testované výztuže.



Obr. 34 Porovnání únavové životnosti vzorků s původní a modifikovanou kotevní zálivkou



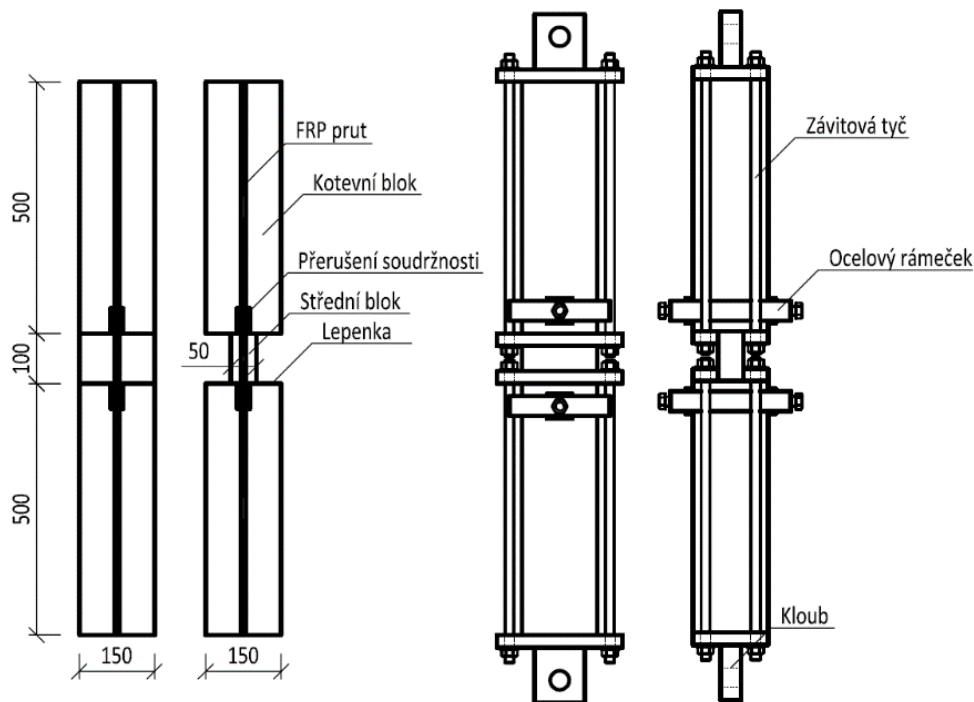
Obr. 35 Nežádoucí porušení prutu v koncovce v místě rozhraní tuhostí zálivky

### 9.3.2. Únavové zkoušky s vlivem krycí vrstvy betonu

Únavové zkoušky vzorků GFRP prutů centricky osazených v betonovém segmentu byly navrženy dle postupu uvedeného v [30]. Vzorky výztuží jsou při tomto typu zkoušky osazeny ve vhodně upraveném betonovém tělese, jež simuluje reálné podmínky aplikace FRP výztuží a též zajišťuje bezpečné kotvení v průběhu zkoušky. Délka krajních bloků byla uvážena s ohledem na zabezpečení dostatečné kotevní délky testovaných prutů v délce 500 mm. Střední blok o délce 100 mm byl od kotevních separován pomocí asfaltové lepenky. Celková délka vzorku byla 1100 mm, viz Obr. 36. Aby bylo zabráněno koncentracím napětí a nežádoucímu porušení kotevních bloků na začátku kotevní oblasti, byla soudržnost výztuže s betonem v délce  $5d$  přerušena. Zároveň byly kotevní bloky stlačeny pomocí ocelových rámečků. Pro

eliminaci možných excentricit způsobených výrobou vzorku byl prvek do zkušebního zařízení osazen kloubově. Střední tlaková krychelná pevnost betonu byla 65 MPa. Reálné provedení únavové zkoušky je zobrazeno na Obr. 36.

Vzorky byly zatěžovány do porušení nebo do dosažení únavové životnosti  $2,5 \times 10^6$  cyklů se stejnými parametry jako únavové zkoušky holých výztuží (kap. 9.3.1), tzn. dle doporučení směrnice [35]. Bylo testováno pět hladin působícího únavového zatížení na vzorcích GFRP.E.EP.II.N.10. Hladiny maximálního napětí v cyklu byly voleny jako 20 %, 30, 40 %, 50 % a 60 % pevnosti FRP výztuže v tahu. Dále byly testovány čtyři hladiny zatížení na žebírkových vzorcích GFRP.E.VE.R.12 – maximální hodnota napětí v cyklu se přibližně rovnala 20 %, 30, 40 % a 60 % pevnosti v tahu.



Obr. 36 Tvar vzorku včetně ocelového kotvení

Dosažené výsledky únavové zkoušky prutů GFRP.E.EP.II.N.10 jsou shrnuty v Tab. 11. Dva vzorky výztuže GFRP.E.EP.II.N.10 na nejnižší testované hladině (E) dosáhly únavové životnosti  $2,5 \times 10^6$  cyklů bez porušení, následně byl test zastaven. Tyto vzorky tak mohly být dále použity pro stanovení jejich zbytkové únosnosti, resp. míry degradace. Prut vzorku GFRP.E.EP.II.N.10-E.1 byl rozdělen na části pro zkoušku interlaminárního smykové pevnosti. Druhý vzorek (GFRP.E.EP.II.N.10-E.2) byl znovu podroben působení únavového zatížení – na vyšší hladině (D), viz Tab. 11 – označení GFRP.E.EP.II.N.10-E.2 (D). Z obdržných výsledků je zřejmé, že předchozí testování vzorku GFRP.E.EP.II.N.10-E.2 (D) na hladině (E) nemělo vliv na únavovou životnost, což koresponduje se závěry uvedenými v [34]. Třetí vzorek na hladině (E) dosáhl únavové životnosti  $2,42 \times 10^6$  cyklů.



Tab. 11 Přehled výsledků únavových zkoušek opískované FRP výztuže

Vzorek	Napětí [MPa] (% $\sigma_{ult}$ )			Únavová životnost [N]	Mechanismus porušení	
	$\sigma_{min}$	$\sigma_{max}$	Rozkmit			
GFRP.E.EP.II.N.10	.A.1	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	1 249	Výrazná delaminace
	.A.2	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	975	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.A.3	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	2 226	Podélné trhliny
	.A.4	61 (6 %)	611 (60 %)	550 (54 %)	2 489	Výrazná delaminace
	.B.1	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	15 871	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.B.2	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	4 243	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.B.3	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	11 785	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.B.4	51 (5 %)	509 (50 %)	458 (45 %)	11 902	Výrazná delaminace
	.C.1	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	23 301	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.C.2	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	31 508	Podélné trhliny
	.C.3	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	44 876	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.C.4	41 (4 %)	408 (40 %)	367 (36 %)	35 610	Výrazná delaminace (v oblasti s přerušenou soudržností)
	.D.1	31 (3 %)	306 (30 %)	275 (27 %)	508 775	Podélné trhliny
	.D.2	31 (3 %)	306 (30 %)	275 (27 %)	234 157	Poblíž kotevní oblasti + podélné trhliny
	.D.3	31 (3 %)	306 (30 %)	275 (27 %)	162 559	Poblíž kotevní oblasti + podélné trhliny
	.D.4	31 (3 %)	306 (30 %)	275 (27 %)	<del>89 352</del>	U kotevního bloku v jednom řezu
	.E.1	20 (2 %)	204 (20 %)	184 (18 %)	> 2 500 000	Bez porušení – vzorek použit pro test interlaminární smyku
	.E.2	20 (2 %)	204 (20 %)	184 (18 %)	> 2 500 000	Bez porušení – vzorek zatěžován znovu na vyšší hladině (D)
	.E.3	20 (2 %)	204 (20 %)	184 (18 %)	2 420 146	Poblíž kotevní oblasti + podélné trhliny
	.E.2 (D)	31 (3 %)	306 (30 %)	275 (27 %)	413 856	Poblíž kotevní oblasti + podélné trhliny

Cílem experimentu interlaminárního smyku vzorku GFRP.E.EP.II.N.10-E.1 byla kvantifikace míry porušení kontaktu matrice s vlákny při předchozím únavovém zatěžování. Konfigurace testu odpovídala referenčním testům, viz kap. 9.1.2. Porušení vzorků nastalo požadovaným způsobem, tzn. podélným oddělením jednotlivých částí průřezu po vzniku interlaminární trhliny (Obr. 37). Byla zjištěna redukce interlaminární smykové pevnosti o 13,3 % (oproti referenčnímu vzorku; viz Tab. 12), která značí poškození kontaktu mezi matricí a vlákny. Ověřeno tak bylo tvrzení, že při únavovém zatěžování FRP prutů dochází ke smykovému porušení mezi vlákny a matricí (lokální oddělení vláken od matrice).

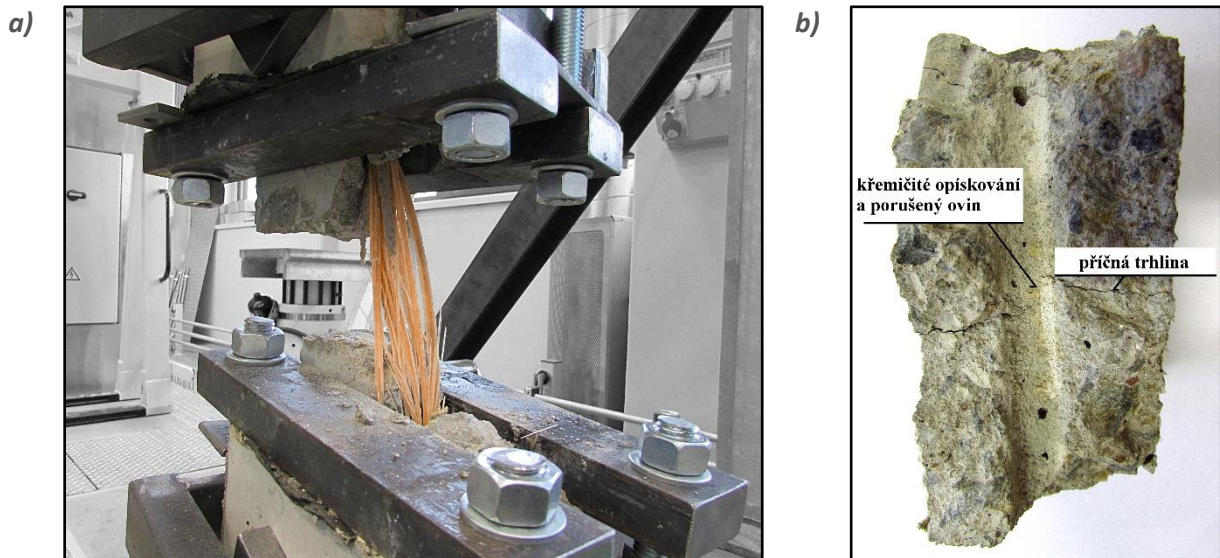
Tab. 12 Vliv únavového zatížení na pevnost kontaktu mezi vlákny a matricí

Vzorek	Interlaminární smyková pevnost [MPa] (vzdálenost mezi podporami 5d)	Průměrná interlaminární smyková pevnost [MPa] ± SD
<b>GFRP.E.EP.II.N.10</b> (referenční)	61,24	<b>60,46 ± 3,29</b>
	62,49	
	62,49	
	55,61	
<b>GFRP.E.EP.II.N.10-E.1</b> ( $2,5 \times 10^6$ cyklů)	50,34	<b>53,00 ± 2,67</b> <b>(-13,3 %)</b>
	53,01	
	55,68	



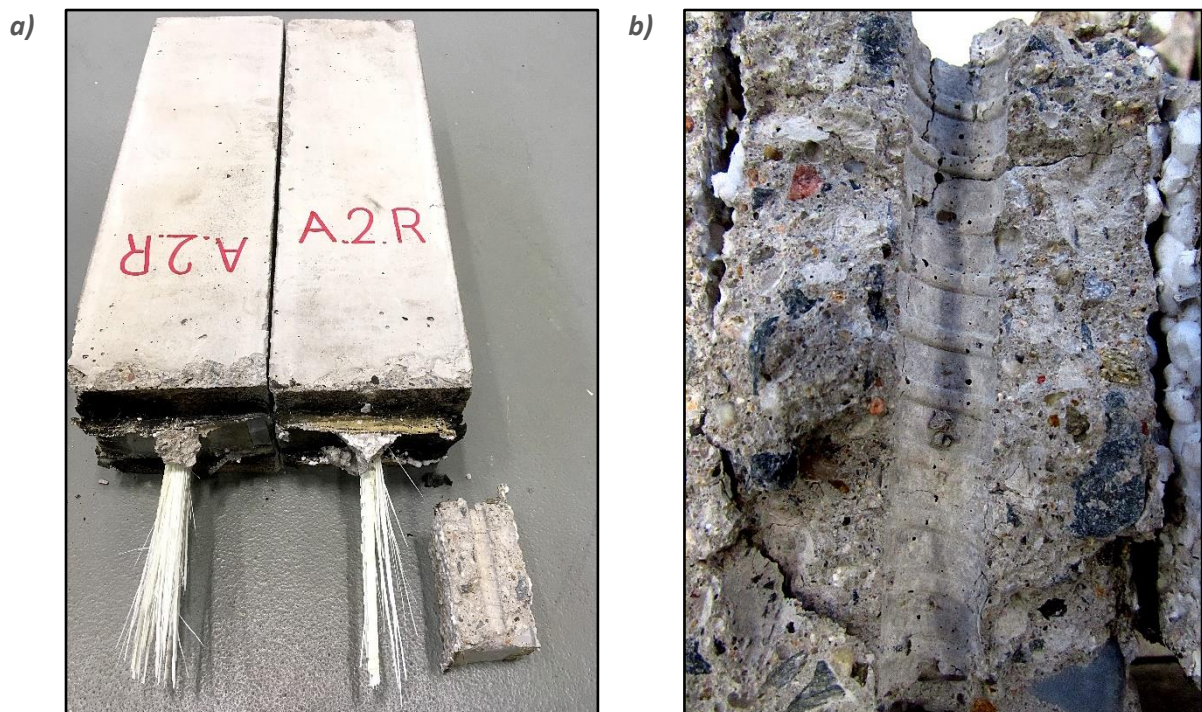
Obr. 37 Porušení vzorků GFRP.E.EP.II.N.10-E.1 podélnou trhlinou

Na Obr. 38a je zobrazeno typické porušení vzorků s opískovanou výztuží GFRP.E.EP.II.N.10 ve středním betonovém bloku. V průběhu únavového zatěžování vznikala ve středním bloku podélná trhlinka rovnoběžná s osou prutu a příčná trhlinka přibližně v polovině výšky středního bloku. Tyto trhliny byly způsobené soudržností mezi výztuží a betonem a ve většině případů způsobily kompletní odpadnutí středního bloku během únavového zatěžování.



Obr. 38 Únavové zkoušky opískovaných výztuží GFRP.E.EP.II.N.10 s vlivem krycí vrstvy: a) porušení vzorku delaminací výztuže; b) povrch betonu střední části vzorku na kontaktu s výztuží

V Tab. 13 jsou uvedeny výsledky únavových zkoušek žebříkových prutů GFRP.E.VE.R.12. V průběhu únavové zkoušky docházelo již na počátku zatěžování k vytvoření podélných trhlin (rovnoběžných se směrem výztuže) ve středním bloku, které byly důvodem odhalení výztuže již v rané fázi únavového zatěžování. K porušení prutů docházelo požadovaným způsobem: u vzorků testovaných na vyšších hladinách k výrazné delaminaci výztuže v oblasti střední části vzorku (Obr. 39a); u vzorků testovaných na nižších hladinách (s větším počtem cyklů do porušení) převážně v místě přerušené soudržnosti krajních bloků poblíž kotevní oblasti výztuže.



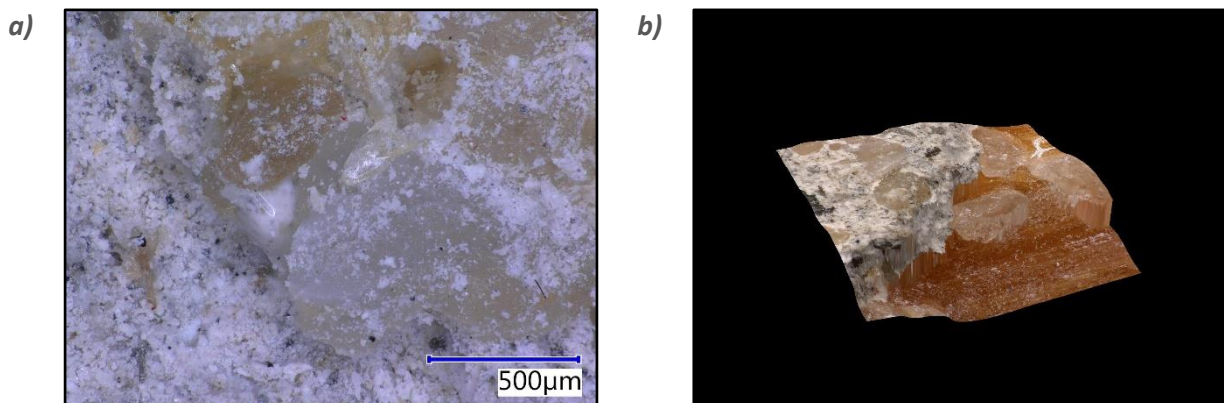
Obr. 39 Únavové zkoušky vzorků GFRP.E.VE.R.12: a) vzorek po únavové zkoušce; b) povrch betonu s jasně viditelným otiskem žebírek výztuže



Tab. 13 Přehled výsledků únavových zkoušek žebírkové FRP výztuže

Vzorek	Napětí [MPa] (% $\sigma_{ult}$ )			Únavová životnost [ $N_{ult}$ ]	Mechanismus porušení	
	$\sigma_{min}$	$\sigma_{max}$	Rozkmit			
GFRP.E.VE.R.12	.A.1	58 (4 %)	578 (40 %)	520 (36 %)	3 498	Podélné trhliny
	.A.2	58 (4 %)	578 (40 %)	520 (36 %)	3 457	Výrazná delaminace
	.A.3	58 (4 %)	578 (40 %)	520 (36 %)	3 043	Výrazná delaminace
	.B.1	41 (3 %)	408 (28 %)	367 (25 %)	15 728	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.B.2	41 (3 %)	408 (28 %)	367 (25 %)	18 534	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.B.3	41 (3 %)	408 (28 %)	367 (25 %)	18 045	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.C.1	31 (2 %)	306 (21 %)	275 (19 %)	50 302	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.C.2	31 (2 %)	306 (21 %)	275 (19 %)	50 490	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.C.3	31 (2 %)	306 (21 %)	275 (19 %)	52 538	Poblíž kotvení + podélné trhliny
	.D.1	22 (1,5 %)	216 (15 %)	194 (13,5 %)	152 665	Poblíž kotvení + podélné trhliny

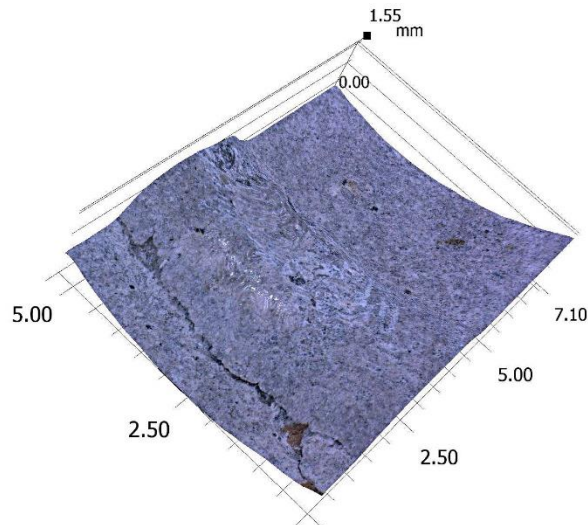
Po provedení zkoušek byl povrch betonu a obou testovaných typů výztuže podroben pozorování optickým mikroskopem. U sady vzorků opískované výztuže GFRP.E.EP.II.N.10 byly po únavové zkoušce na kontaktu betonu s výztuží patrné zbytky křemičitého opískování a nylonového ovinu. Dále na povrchu betonu ulpěla vrstva bílého prášku vzniklá zřejmě drcením křemičitého opískování a povrchové vrstvy matrice, Obr. 40a. Na povrchu výztuže jsou dobře patrné přichycené částčky betonu, Obr. 40b. Toto pozorování může indikovat přímý vliv působícího cyklického zatížení na poškození kontaktu a tím i ovlivnění soudržnosti obou materiálů.



Obr. 40 Mikroskopické pozorování: a) povrchu betonu; b) povrchu výztuže

U referenčních žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12 nedocházelo k viditelnému porušení povrchu betonu nebo výztuže. Na povrchu betonu byly i po zkoušce stále viditelné obtisky žebírek, Obr. 39b. U těchto vzorků se však již na počátku zatěžování vytvářela výrazná podélná trhlinka, která zřejmě způsobila

významné snížení soudržnosti, a tudíž i tření mezi výztuží a betonem. Snímky z mikroskopu odhalily podélné trhliny na čele žebírek (viz Obr. 41).



Obr. 41 Únavové zkoušky vzorků GFRP.E.VE.R.12 – mikroskopický snímek povrchu betonu s patrnou mikrotrhlinou na čele obtisknutého žebírka

Na Obr. 42 jsou vyneseny S-N křivky zobrazující poměr maximálního napětí v cyklu a únosnosti při monotónní zatěžovací zkoušce  $\sigma_{max}/\sigma_{ult}$ . S-N křivky na Obr. 43 jsou oproti tomu vytvořeny na základě vyčíslení rozkmitu zatížení ( $\sigma_{max} - \sigma_{min}$ ). Z uvedeného na Obr. 42 a Obr. 43 je zřejmé, že v případě porovnání materiálů s výrazně odlišnou tahovou pevností je velmi důležité vhodně zvolit srovnávanou veličinu. Tj. zdali je vyhodnocen poměr  $\sigma_{max}/\sigma_{ult}$  nebo uvážena velikost rozkmitu zatížení. S-N křivky s vneseným poměrem  $\sigma_{max}/\sigma_{ult}$  jsou v literatuře běžnější. Pro pruty s vysokou tahovou pevností (platí pro v experimentu využitě žebírkové pruty GFRP.E.VE.R.12) je však pro stejnou hladinu maximálního zatížení v cyklu  $\sigma_{max}/\sigma_{ult}$  realizován významně vyšší rozkmit zatížení (při uvážení stejného parametru asymetrie).

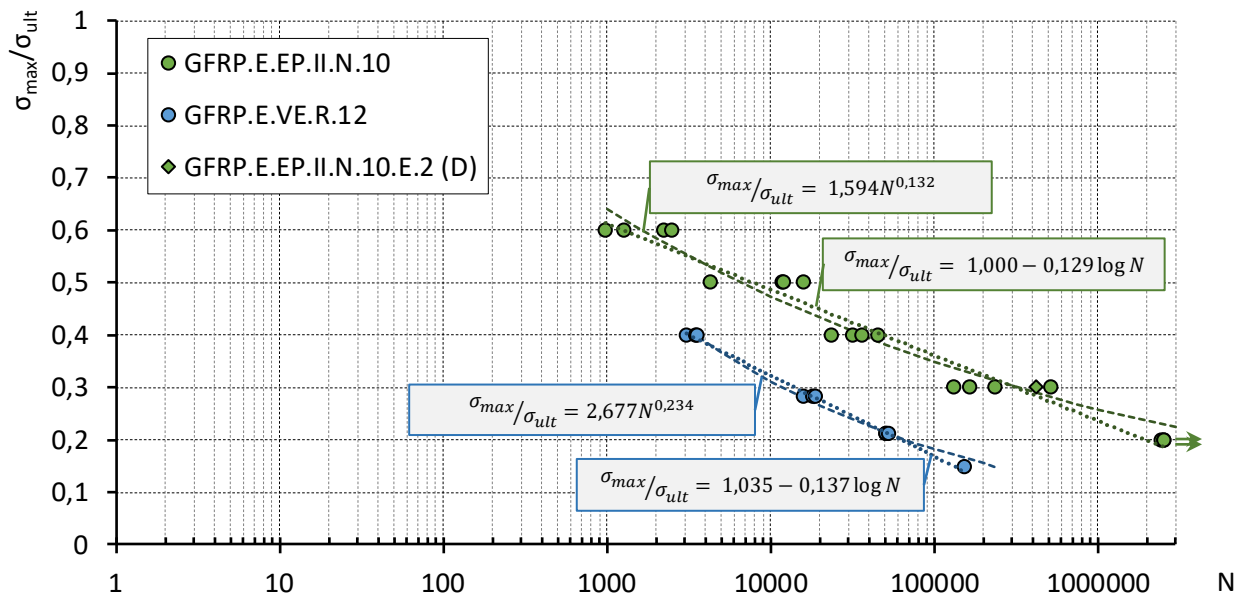
Z uvedených výsledků je zřejmé, že logaritmus únavové životnosti roste lineárně se snižováním působícího napětí. Přímou měřené body byly aproximovány přímkou, jejíž rovnice byla nalezena pomocí metody nejmenších čtverců. Výslednou závislost S-N lze pro vzorky GFRP.E.EP.II.N.10 vyjádřit dle vztahu ((9.5) a ((9.13)); pro žebírkové pruty GFRP.E.VE.R.12 dle vztahu ((9.6) a ((9.14)). Alternativně byla použita aproximace dle mocninné funkce (lineární v log-log měřítku) dle vztahů ((9.13) a ((10.3) pro opískované pruty GFRP.E.Ep.II.N.10 a dle vztahů ((9.14) a ((9.12) pro žebírkové pruty. V testovaném rozsahu se aproximace s využitím logaritmické a mocninné funkce výrazně neliší. Je však zřejmé, že při použití mocninné funkce není vhodné extrapolovat data pro oblast nízko-cyklické únavy.

$$\sigma_{max}/\sigma_{ult} = 1,000 - 0,129 \log N \quad (9.5)$$

$$\sigma_{max}/\sigma_{ult} = 1,035 - 0,137 \log N \quad (9.6)$$

$$\sigma_{max}/\sigma_{ult} = 1,594N^{0,132} \quad (9.7)$$

$$\sigma_{max}/\sigma_{ult} = 2,677N^{0,234} \quad (9.8)$$



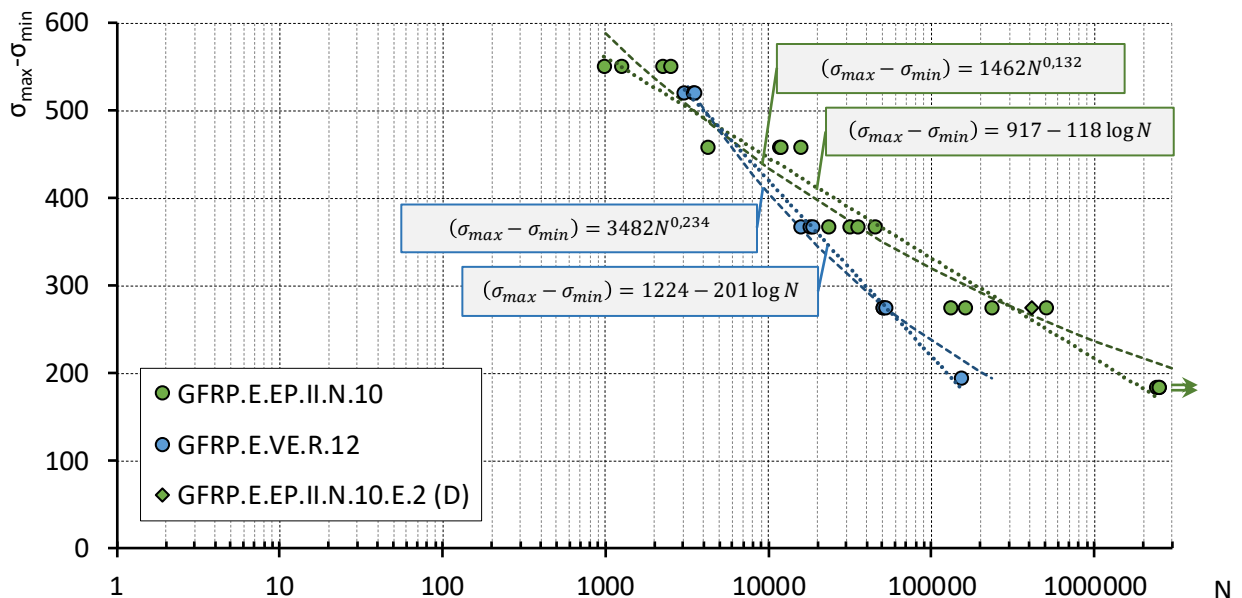
Obr. 42 Závislost počtu cyklů do porušení na poměru maximálního zatížení k tahové pevnosti testovaných prutů

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = 917 - 118 \log N \quad (9.9)$$

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = 1224 - 201 \log N \quad (9.10)$$

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = 1462N^{0,132} \quad (9.11)$$

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = 3482N^{0,234} \quad (9.12)$$

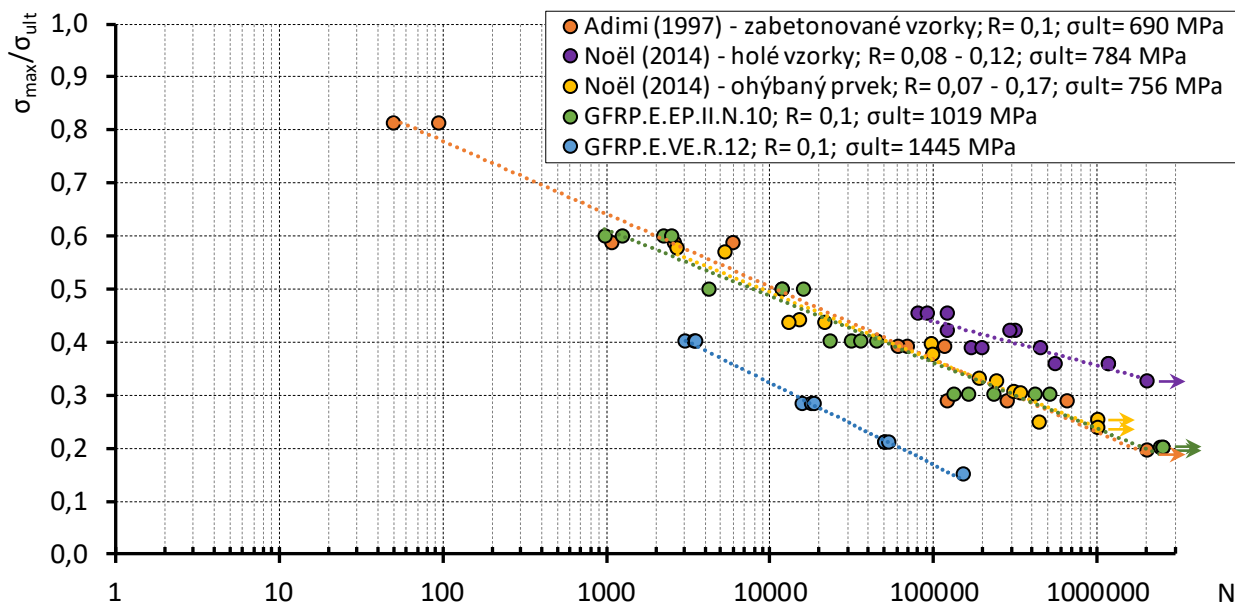


Obr. 43 Závislost počtu cyklů do porušení na rozkmitu zatížení testovaných prutů

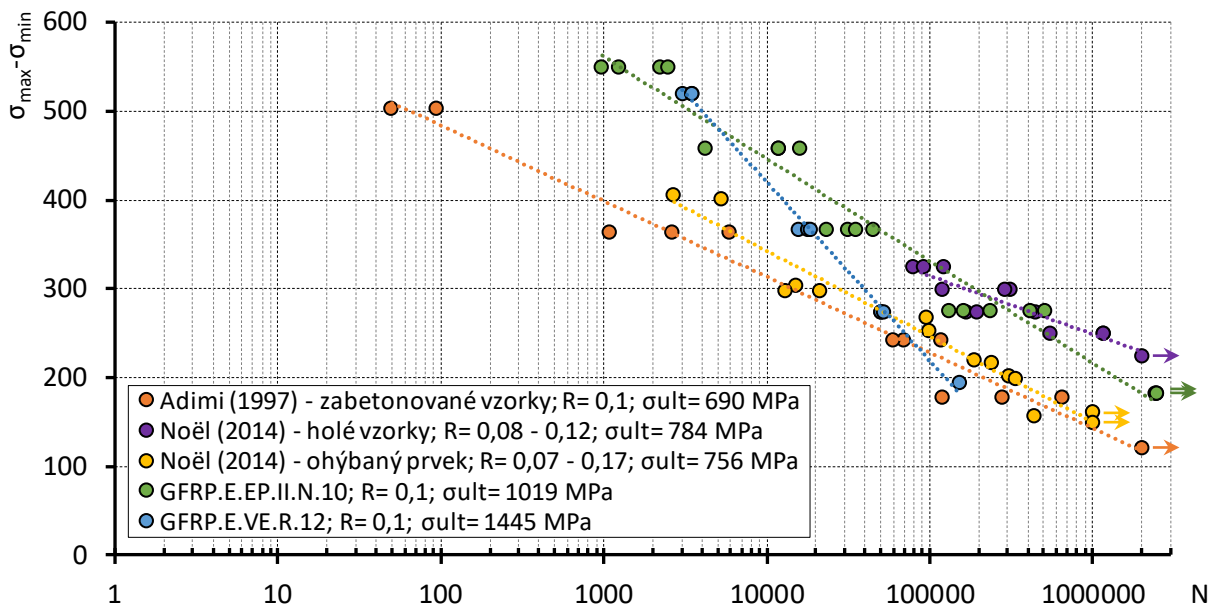
Na Obr. 44 a Obr. 45 jsou výsledky z testů zabetonovaných výztuží vyneseny společně s dostupnými experimenty GFRP výztuží publikovanými v literatuře, viz [31] a [34]. V [29] bylo prokázáno, že tvar vzorku má vliv na výslednou únavovou životnost kompozitních materiálů. Proto jsou zde zahrnuty pouze výsledky

získané z experimentů na vzorcích prutových GFRP výztuží. Zkoušky publikované ve studii [34] jsou provedeny s proměnným parametrem asymetrie, který únavovou životnost ovlivňuje, viz [29].

Porovnáním Obr. 44 a Obr. 45 se dále potvrdilo, že je při porovnání únavové životnosti prutů s rozdílnou tahovou pevností důležité, zdali je S-N křivka vynášena s poměrem  $\sigma_{max}/\sigma_{ult}$  nebo rozkmitem zatížení ( $\sigma_{max} - \sigma_{min}$ ). Jako výhodnější se při porovnávání prutů s odlišnou tahovou pevností jeví vynášet na svislou osu S-N křivky rozkmit zatížení, především pokud jsou testovány pruty s velmi vysokou tahovou pevností.



Obr. 44 Závislost počtu cyklů do porušení na poměru maximálního napětí k tahové pevnosti společně s výsledky dostupnými ve světové literatuře



Obr. 45 Závislost počtu cyklů do porušení na rozkmitu napětí společně s výsledky dostupnými ve světové literatuře

### 9.3.3. Vliv změny rozkmitu zatížení na interlaminární smykové napětí

Problematika rozkmitu působícího zatížení není v dostupné literatuře dostatečně popsána. Z tohoto důvodu byl navržen experiment s cílem určit vliv rozkmitu zatížení na degradaci materiálu v průběhu únavového zatěžování. Experiment byl proveden shodným způsobem uvedeným v kap. 9.1.2. Na holých žebírkových výztužích GFRP.E.VE.R.12 byl proveden předem daný počet cyklů (1 000 cyklů). Následně byly vzorky pro kvantifikaci míry porušení kontaktu matrice s vlákny, rozděleny na dílčí části o délce 72 mm a podrobeny zkoušce interlaminárního smyku.

Experiment prokázal vliv rozkmitu zatížení na sledované materiálové charakteristiky. Při zachování shodné hladiny maximálního zatížení v cyklu a změně rozkmitu zatížení na polovinu původní hodnoty (parametr asymetrie cca 0,55) došlo ke zvýšení interlaminární smykové pevnosti zkoumaných vzorků – viz Tab. 14. Z výsledků tak lze nepřímo usuzovat na míru poškození kontaktu matrice/vlákno.

Tab. 14 Změna mechanických charakteristik žebírkové výztuže (vzorky GFRP.E.VE.R.12) při odlišném parametru asymetrie a shodném maximálním napětí v cyklu (frekvence 4 Hz)

Maximální napětí v cyklu $\sigma_{\max}$	Rozkmit napětí ( $\sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ )	Střední pevnost v interlaminárním smyku před cyklickou zkouškou [MPa] $\pm$ SD	Střední pevnost v interlaminárním smyku po provedení 1 000 cyklů [MPa] $\pm$ SD	
408 MPa (28,2 % $\sigma_{\text{ult}}$ ) (parametr asymetrie 0,1)	367 MPa	70,9 $\pm$ 1,4	65,8	64,8 $\pm$ 5,8 (- 8,6 %)
			70,0	
			58,6	
408 MPa (28,2 % $\sigma_{\text{ult}}$ ) (parametr asymetrie 0,55)	183 MPa	70,9 $\pm$ 1,4	68,6	69,8 $\pm$ 3,0 (- 1,6 %)
			73,2	
			67,6	

### 9.4. Únavové zkoušky soudržnosti

S ohledem na výsledky referenčních vzorků podrobených monotónnímu zatěžování (kapitola 9.2) byly únavové testy soudržnosti realizovány v konfiguraci nosíkové zkoušky, přičemž základní konfigurace zůstala zachována shodně s monotónní zkouškou (viz Obr. 21 a Obr. 23). S ohledem na povahu zkoušky (dlouhodobě působící cyklické zatížení) se jako zcela zásadní ukázala nutnost dodržet okrajové podmínky v průběhu celého jejího trvání, především zajištění volné vodorovné deformace v místě posuvné podpory i při působení opakujícího se zatížení o vysoké intenzitě. To bylo zabezpečeno použitím dvojice soudečkových ložisek na hřídeli (Obr. 23b), které umožnily náklon i v příčném směru a tím eliminovaly drobné nepřesnosti povrchu při betonáži nosníků. Funkčnost řešení, tj. zajištění volné vodorovné deformace v místě posuvné podpory, byla shodně s monotónní zkouškou sledována pomocí odporového tenzometru osazeného uprostřed volné délky testované GFRP výztuže. Případná redukce přetvoření výztuže během zatěžování (tj. snížení tahové síly ve výztuži) by indikovala zvýšené tření v místě posuvné podpory (případně v místě středového kloubu), a tedy i nežádoucí změnu statického schématu. Funkčnost posuvné podpory byla dále ověřena sledováním vodorovné deformace konce nosníku nad posuvnou podporou. Případná redukce vodorovného posunu při zatěžování by taktéž znamenala zvýšené tření v místě posuvné podpory.

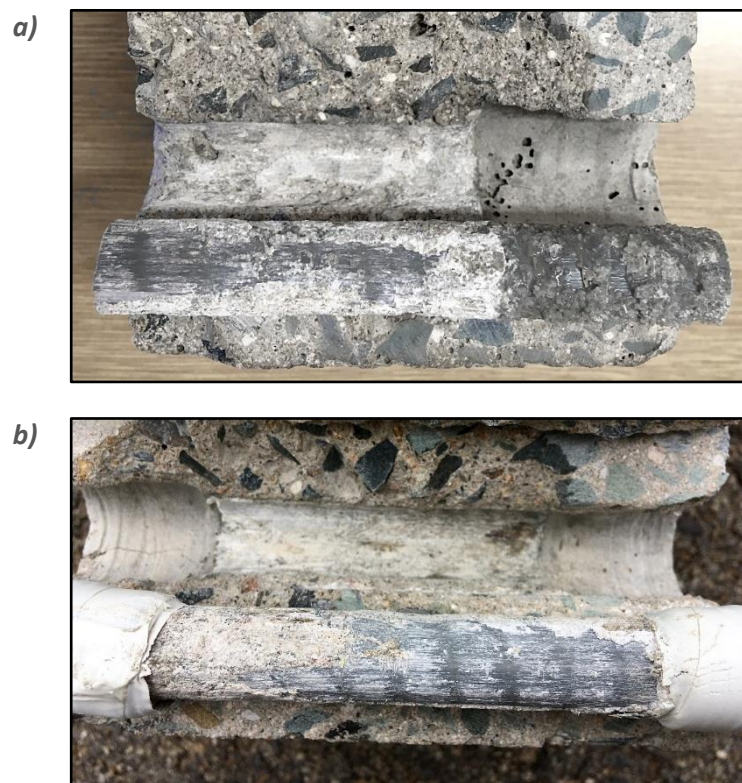


Frekvence zatěžování byla z důvodu očekávaných velkých svislých posunů nosníku uprostřed rozpětí a s přihlédnutím k technickým možnostem lisu nastavena na 2 Hz<sup>4</sup>. Při této rychlosti bylo možné na prvky aplikovat zatížení ve tvaru sinusoidy. Testy byly realizovány při uvážení doporučeného parametru asymetrie 0,1, přičemž jako proměnná mezi jednotlivými vzorky byla uvážena změna hladiny maximálního, a tudíž i minimálního, napětí v soudržnosti v cyklu.

Hladiny testovaného únavového zatížení vycházely z maximálního dosaženého napětí v soudržnosti při nosníkové zkoušce s monotónně aplikovaným zatížením. Jelikož se pevnost betonu u jednotlivých vzorků lišila, byly pro stanovení krátkodobé únosnosti v soudržnosti použity vztahy ((9.3) a ((9.4). V Tab. 15 je uvedena procentuální hodnota napětí v soudržnosti vzhledem k dopočítané únosnosti v soudržnosti.

Celkem bylo úspěšně provedeno 10 únavových nosníkových zkoušek soudržnosti, Tab. 15. K vyčerpání únavové životnosti nosníku docházelo porušením kontaktu mezi výztuží a betonem nebo porušením samotného prutu.

U vzorků GFRP.E.EP.III.N.14 s povrchovou úpravou tvořenou opískováním byl vyzorován obdobný mechanismus porušení soudržnosti jako v případě monotónní zkoušky, viz kap. 9.2.2, Obr. 26. Porušení soudržnosti bylo způsobeno kombinací oddělení opískování od jádra průřezu a smykového porušení betonu, Obr. 46. U vzorků na vyšších hladinách zatížení (s menším počtem cyklů do porušení) bylo pozorováno výrazné smykové porušení betonu (Obr. 46a), zatímco u vzorku s větším počtem cyklů do porušení bylo porušení z větší části způsobené oddělením opískování (Obr. 46b).



Obr. 46 Porušení soudržnosti vzorků GFRP.E.EP.III.N.14: a) vzorek .12 (3 002 cyklů do porušení); b) vzorek .13 (103 313 cyklů do porušení)

<sup>4</sup> V kapitole 9.3.1 bylo únavovou tahovou zkouškou holých výztuží experimentálně prokázáno, že snižování frekvence zatěžování oproti doporučené frekvenci 4 Hz nemá při daných frekvencích zásadní vliv na dosaženou únavovou životnost GFRP výztuží.

Při únavových zkouškách soudržnosti žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12 došlo ve třech případech k porušení soudržnosti, zatímco u dvou vzorků bylo porušení vzorku způsobeno přetržením výztuže, Tab. 15. Při porušení soudržnosti docházelo ke smykovému porušení betonu v úrovni žebírek, Obr. 47b. Povrch výztuže zůstal neporušený až na několik lokálních porušení žebírek od ostrých hran kameniva Obr. 47a.

K únavovému porušení prutů docházelo při dostatečně nízké úrovni zatížení a tudíž při značném provedeném počtu cyklů. Porušení prutů nastalo na volné délce uprostřed nosníku mezi oblastmi soudržnosti. Po rozřezání vzorku nebylo okem pozorovatelné porušení betonu nebo povrchu výztuže, Obr. 48.



Obr. 47 Porušení soudržnosti vzorků GFRP.E.VE.R.12: a) prut s neporušenými žebírkami a odřeninami od kameniva; b) smykové porušení betonu v úrovni žebírek



Obr. 48 Povrch betonu po únavové zkoušce – neporušený kontakt

V Tab. 15 jsou uvedeny výsledky únavových zkoušek soudržnosti. V tabulce je u každého vzorku uvedena procentuální hodnota zatížení vztažená k tahové pevnosti prutu ( $T_{ult,prut}$ ) i k maximálnímu napětí v soudržnosti ( $T_{ult,kont}$ ). Hladiny zatížení byly voleny tak, aby napětí v soudržnosti při únavovém zatěžování odpovídalo pro jednotlivé hladiny přibližně 45–70 % únosnosti kontaktu.

Tab. 15 Přehled výsledků nosíkových únavových zkoušek soudržnosti

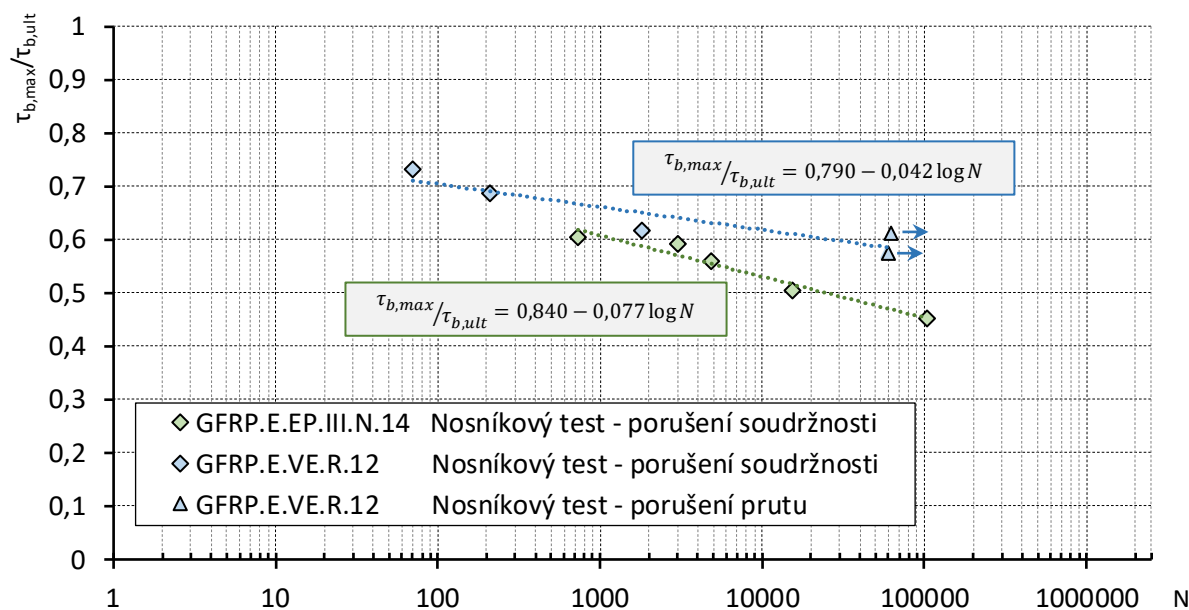
Vzorek	Tlaková pevnost betonu [MPa]	$T_{ult,prut}$ [kN]	Maximální síla ve výztuži T			Minimální síla ve výztuži T			Počet cyklů do porušení [ $N_{ult}$ ]	Mechanismus porušení	
			[kN]	% $T_{ult,prut}$	% $T_{ult,kont}$	[kN]	% $T_{ult,prut}$	% $T_{ult,kont}$			
GFRP.E.EP.III.N.14	.7	55,6	115,9	48,7	42 %	60 %	5,7	5 %	7 %	725	Porušení soudržnosti (oddělení opískování)
	.8	53,7		45,1	39 %	56 %	4,5	4 %	6 %	4 800	Porušení soudržnosti (oddělení opískování)
	.11	54,3		44,8	39 %	50 %	4,5	4 %	5 %	15 342	Porušení soudržnosti (oddělení opískování)
	.12	55,1		52,6	45 %	60 %	5,3	5 %	6 %	3 002	Porušení soudržnosti (oddělení opískování)
	.13	56,7		40,1	35 %	45 %	3,5	3 %	4 %	103 313	Porušení soudržnosti (oddělení opískování)
GFRP.E.VE.R.12	.8	53,4	163,5	33,3	20 %	69 %	3,4	2 %	7 %	207	Smykové porušení betonu v úrovni žebírek
	.9	51,9		34,8	21 %	73 %	3,5	2 %	7 %	70	Smykové porušení betonu v úrovni žebírek
	.10	59,8		32,0	20 %	62 %	3,5	2 %	7 %	1 808	Smykové porušení betonu v úrovni žebírek
	.11	61,8		32,3	20 %	61 %	3,5	2 %	7 %	62 210	Tahové porušení prutu
	.12	68,0		32,3	20 %	58 %	3,5	2 %	6 %	58 981	Tahové porušení prutu

Na Obr. 49 je vynesena závislost počtu cyklů do porušení vzorků (vodorovná osa v logaritmickém měřítku) na poměru maximálního napětí v soudržnosti v cyklu a pevnosti kontaktu ( $\tau_{b,max}/\tau_{b,ult}$ ). Patrné je, že logaritmus únavové životnosti roste lineárně se snižováním napětí v soudržnosti.

Proložení bodů únavového porušení bylo provedeno metodou nejmenších čtverců. Výslednou závislost napětí v soudržnosti na počtu cyklů do porušení lze pro opískované pruty vyjádřit dle vztahu ((9.13); pro žebírkové pruty dle vztahu (9.14)).

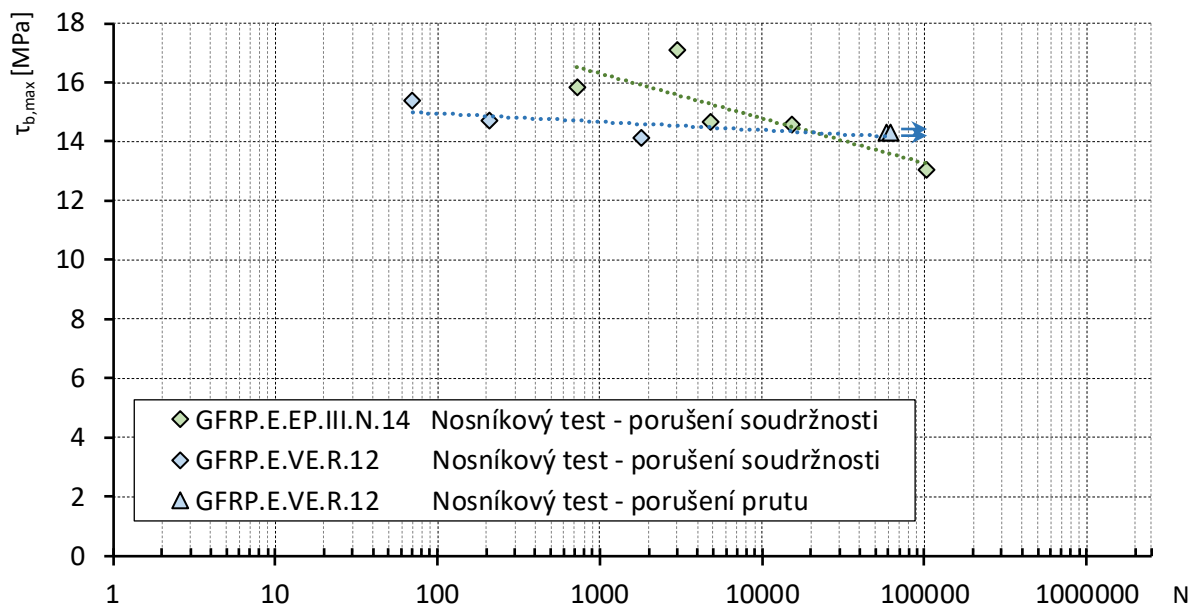
$$\tau_{b,max}/\tau_{b,ult} = 0,840 - 0,077 \log N \quad (9.13)$$

$$\tau_{b,max}/\tau_{b,ult} = 0,790 - 0,042 \log N \quad (9.14)$$



Obr. 49 Závislost poměru maximálního napětí v soudržnosti v cyklu a pevnosti kontaktu ( $\tau_{b,max}/\tau_{b,ult}$ ) na počtu provedených cyklů

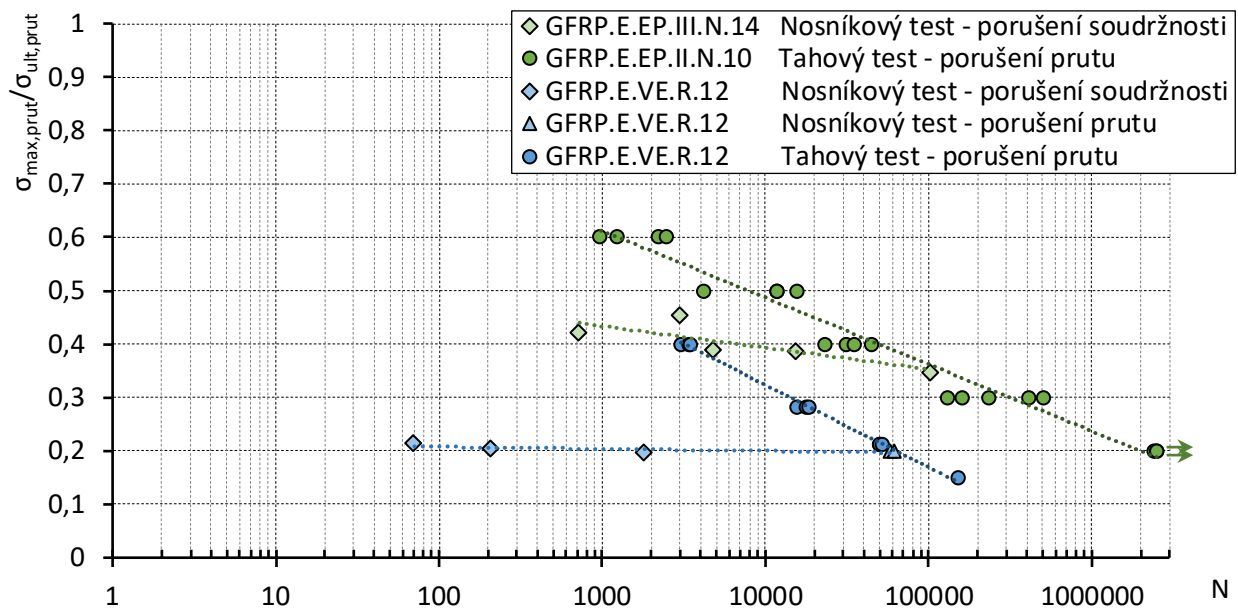
Je zřejmé, že povrchová úprava výztuže ovlivňuje chování v soudržnosti (a s tím související mezní úroveň napětí v soudržnosti) při únavovém zatěžování. U opískovaného povrchu je dosahováno vyššího napětí v soudržnosti při monotónní zkoušce, avšak maximální napětí v soudržnosti (ve srovnání s povrchovou úpravou žebírky) rychleji klesá s narůstajícím počtem cyklů. Z Obr. 50 je toto chování zřejmé a souvisí pravděpodobně se způsobem porušení kontaktu. Závěr je však platný pouze pro testované vzorky a krátké kotevní délky.



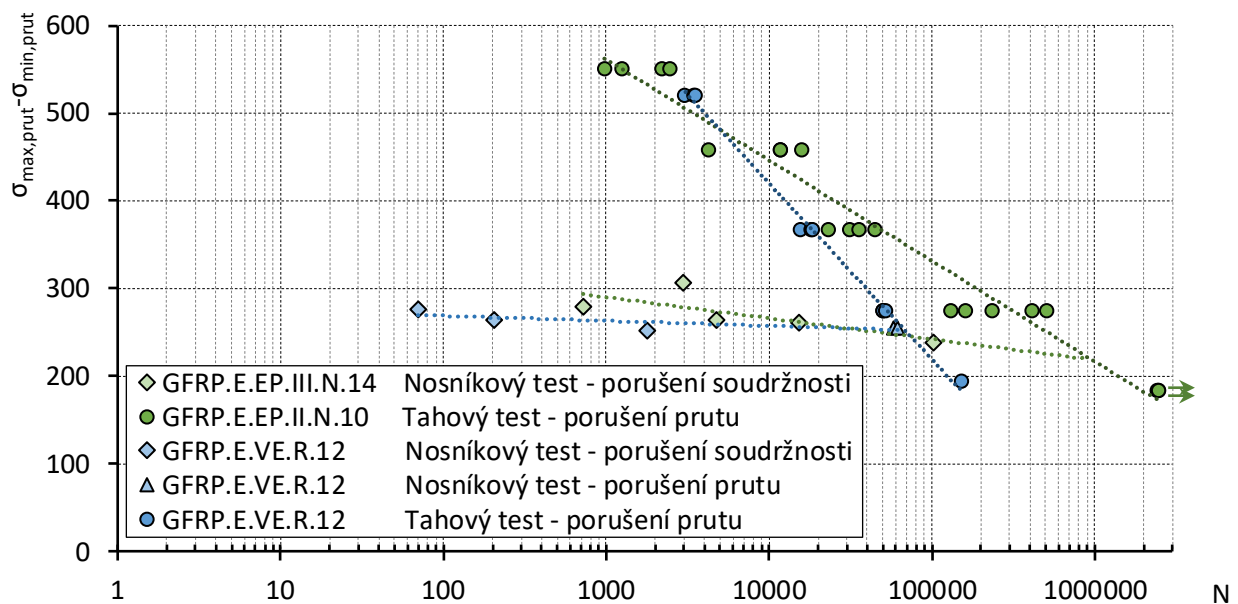
Obr. 50 Závislost napětí v soudržnosti na počtu provedených cyklů

Výsledky z únavových zkoušek soudržnosti jsou dále vyneseny na Obr. 51 a Obr. 52. Pro potřeby porovnání s únavovou životností samotných prutů (kap. 9.3.2) je na svislou osu grafů místo napětí v soudržnosti vynášeno procentuální napětí ve výztuži, resp. rozkmit napětí ve výztuži.





Obr. 51 Únavová životnost GFRP prutů a soudržnosti s betonem v závislosti na procentuálním napětí v prutu



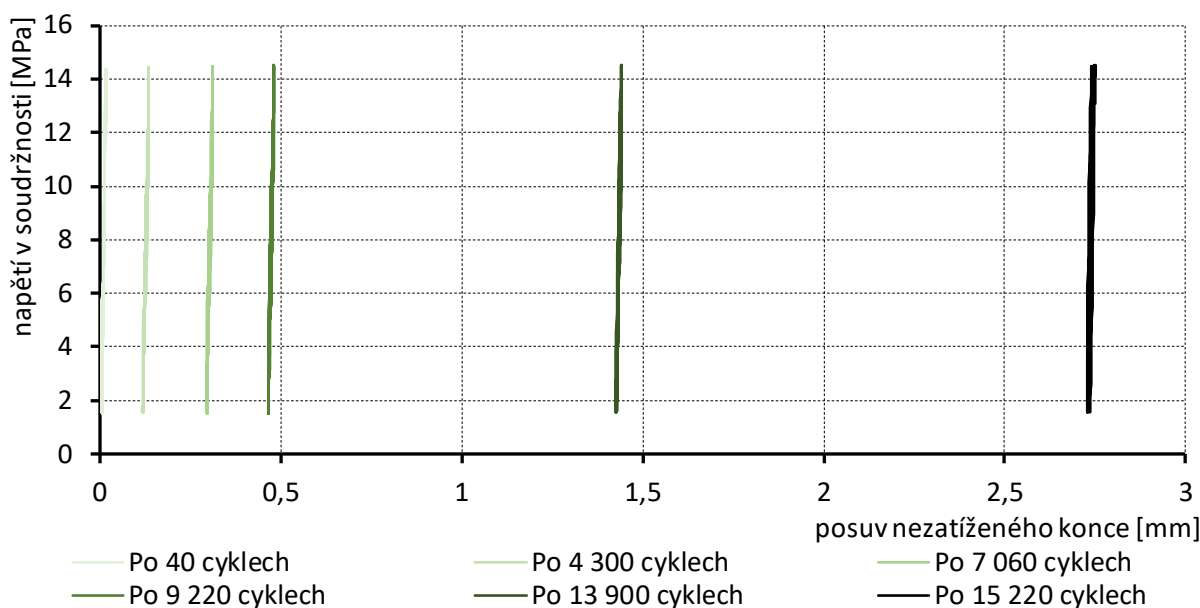
Obr. 52 Únavová životnost GFRP prutů a soudržnosti s betonem v závislosti na rozkmitu napětí v prutu

Z S-N křivek uvedených na Obr. 51 je patrné, že kotvení prutů významně ovlivňuje přípustnou hladinu únavového zatížení. Aby nedocházelo k únavovému porušení, neměla by pro testované opískované pruty maximální hodnota napětí na prutu v cyklu přesáhnout 35% tahové pevnosti výztuže. Obdobně pro žebírkové pruty GFRP.E.VE.R.12 je maximální hodnota napětí omezena na 20% tahové pevnosti. Vzhledem ke způsobu porušení soudržnosti žebírkových prutů vlivem smykového porušení betonu je však tato hodnota značně závislá na pevnosti použitého betonu. Dále je nutné poznamenat, že jsou výsledky únavové životnosti soudržnosti platné pouze pro velmi krátké kotevní délky (pětinásobek průměru prutu). Při vynesení rozkmitu napětí na prutu na svislou osu grafu Obr. 52 je limitní hodnota pro únavové porušení soudržnosti pro opískované pruty přibližně 210 MPa (to odpovídá rozkmitu napětí v soudržnosti přibližně 10,5 MPa) a pro žebírkové pruty cca 250 MPa (rozkmit napětí v soudržnosti cca 12,5 MPa).

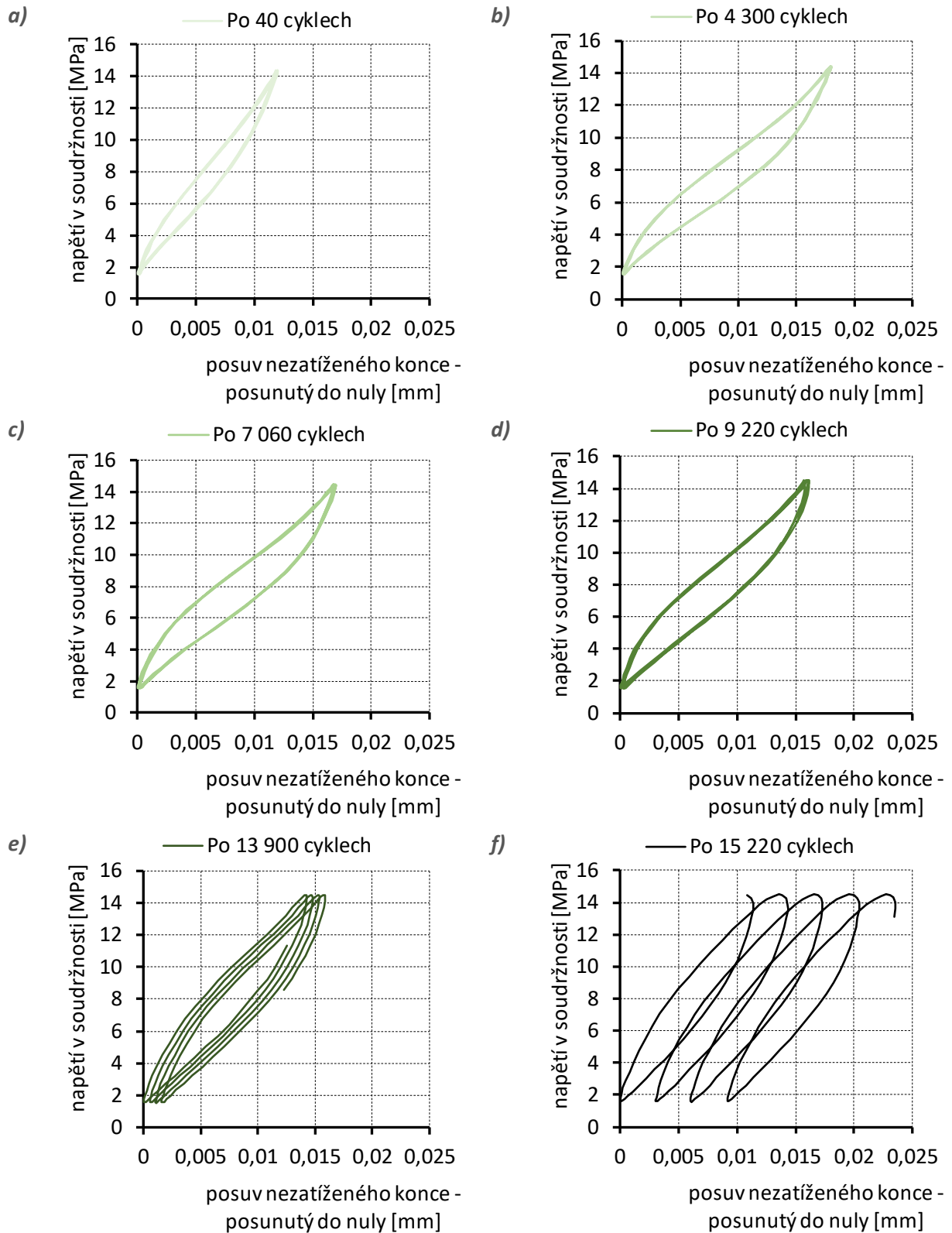
#### 9.4.1. Posuv výztuže v kotevní oblasti během únavové zkoušky

U nosíkových únavových zkoušek soudržnosti byl dále sledován posuv výztuže v kotevní oblasti. Z důvodu omezení množství ukládaných dat nebyl prováděn záznam po celou dobu zkoušky, ale pouze v předem stanovených intervalech. Frekvence ukládání dat byla nastavena v závislosti na předpokládaném počtu cyklů do porušení a pro jednotlivé vzorky se lišila. Záznam obvykle probíhal po dobu dvou sekund (při frekvenci 2 Hz se jedná o zaznamenané 4 cykly) každou minutu (po 120 cyklech). V případě vzorků, u kterých došlo k porušení soudržnosti po velmi malém počtu provedených cyklů, bylo uloženo pouze omezené množství dat (v případě vzorku GFRP.E.VE.R.12.9 nebyl zaznamenán žádný časový interval; u vzorku GFRP.E.VE.R.12.8 jsou uloženy pouze dvě měření; vzorek GFRP.E.EP.III.N.14.7 byl testován jako první únavově zatěžovaný nosník s nedostatečně hustým záznamem dat).

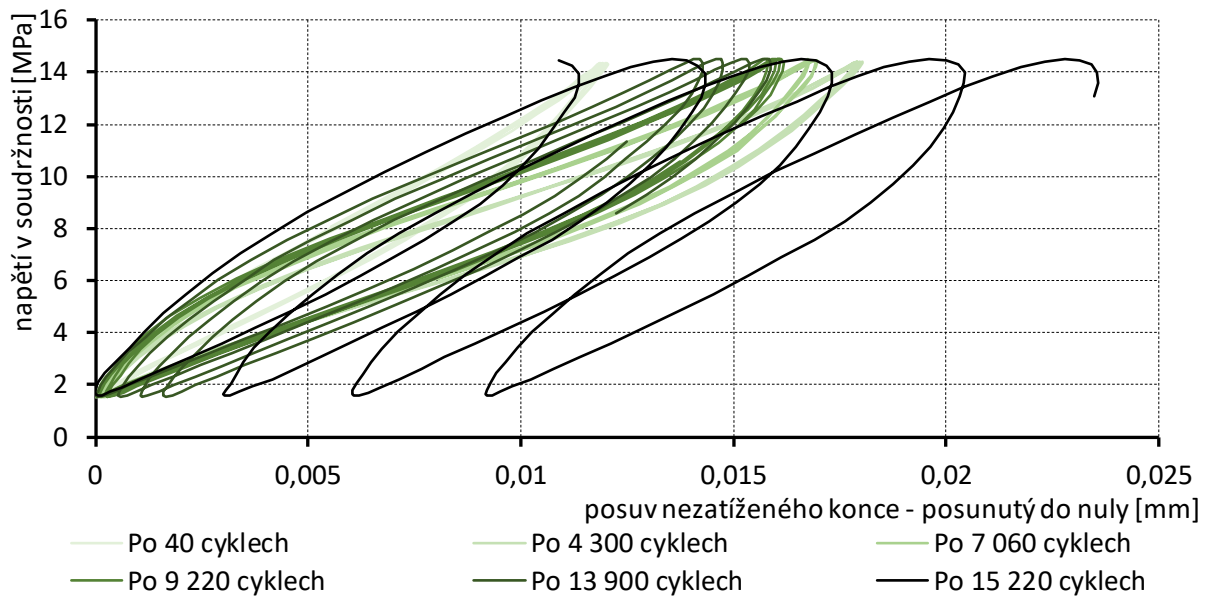
Záznam ze zkoušky vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11 je zobrazen na Obr. 53, Obr. 54 a Obr. 55 pro šest časových intervalů. Vykreslen je interval na počátku zatěžování, těsně před porušením a dále přibližně ve čtvrtině, polovině, třech čtvrtinách a 90% únavové životnosti. Na Obr. 53 je vynesena závislost posuvu výztuže na nezatíženém konci kotevní oblasti na napětí v soudržnosti. Patrný je postupný nevratný/trvalý posuv výztuže v kotevní oblasti. Na Obr. 54 a Obr. 55 je posuv výztuže v kotevní oblasti pro stejné intervaly jako na Obr. 53 vynesena takovým způsobem, že je minimální posuv v cyklu pro každý ze sledovaných intervalů přesunut do nulové pozice. To umožňuje sledovat změnu chování kontaktu v různých fázích únavové zkoušky (rozdíl mezi maximálním a minimálním posuvem v cyklu). V první fázi únavové zkoušky dochází k nárůstu rozdílu mezi maximálním posuvem a minimálním posuvem výztuže v rámci jednoho zatěžovacího cyklu. Tento trend se v určité fázi zatěžování mění a postupně dochází ke zmenšování rozdílu mezi maximálním a minimálním posuvem v cyklu.



Obr. 53 Nárůst posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11



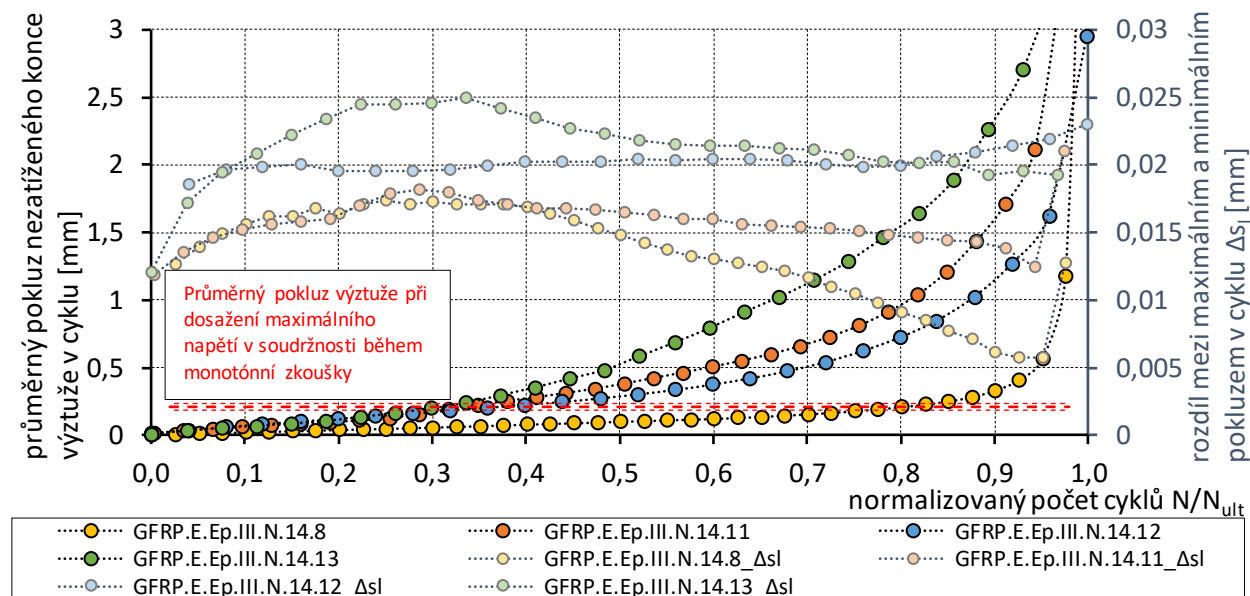
Obr. 54 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly



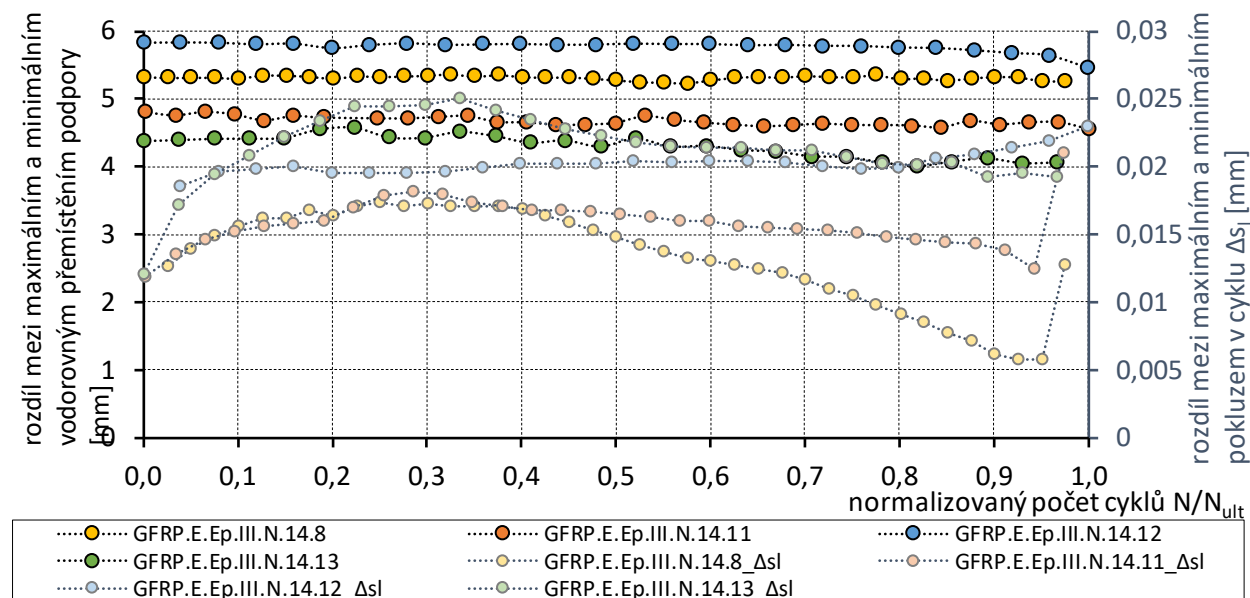
Obr. 55 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly

Posuv výztuže v kotevní oblasti byl měřen a zaznamenán u všech testovaných únavových nosíkových zkoušek soudržnosti. Z důvodu přehlednosti jsou záznamy z těchto experimentů uvedeny v příloze P1. Souhrnně jsou vyhodnocená data pro nosníky s opískovanou výztuží ve formě průměrného posuvu výztuže a rozdílu mezi maximálním a minimálním posuvem v cyklu vyneseny na Obr. 56. Patrný je pozvolný lineární nárůst posuvu výztuže až do dosažení průměrného posuvu výztuže při porušení při monotónních zkouškách, viz Obr. 30 a Tab. 8. Po překročení průměrného posuvu při porušení monotónní zkoušky dochází při dalším únavovém zatěžování k výraznému nárůstu posuvu (dochází k výrazné kumulaci únavového porušení kontaktu). Při dosažení průměrného posuvu při monotónní zkoušce byla u poloviny testovaných vzorků ve stejné fázi zkoušky sledována změna trendu nárůstu rozdílu mezi maximálním a minimálním posuvem výztuže (viz Obr. 55 a Obr. 56). Tato změna nebyla pozorována u vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.12 (nárůst rozdílu mezi maximálním a minimálním posuvem v cyklu se ustálil a v průběhu zatěžování nedocházelo ke snižování) a u vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.8 (průměrný posuv výztuže během únavové zkoušky byl v počátku zatěžování výrazně nižší než u ostatních vzorků a přesáhl průměrný posuv při monotónní zkoušce až bezprostředně před únavovým porušením kontaktu). Dále byla sledována změna vodorovného přemístění posuvné podpory v návaznosti na změnu posuvu výztuže v průběhu únavového zatěžování. Na Obr. 57 je vyneseno rozdílu mezi maximálním a minimálním vodorovným posuvem nosníku v místě podpory společně s rozdílem mezi maximálním a minimálním posuvem výztuže v kotevní oblasti v zatěžovacím cyklu. V průběhu celého zatěžování nebyla pozorována výrazná změna deformace nosníků. Změna posuvu výztuže v kotevní oblasti tak nebyla způsobena změnou deformačního chování nosníku během zatěžování.





Obr. 56 Změna posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.EP.III.N.14

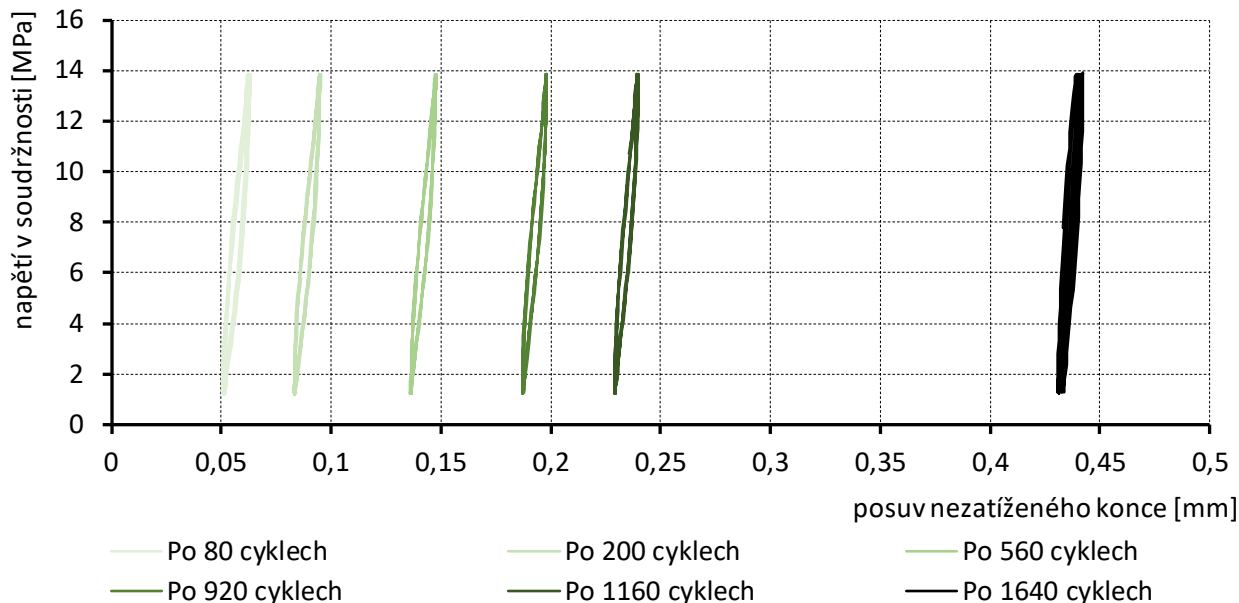


Obr. 57 Změna vodorovného posuvu podpory a posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.EP.III.N.14

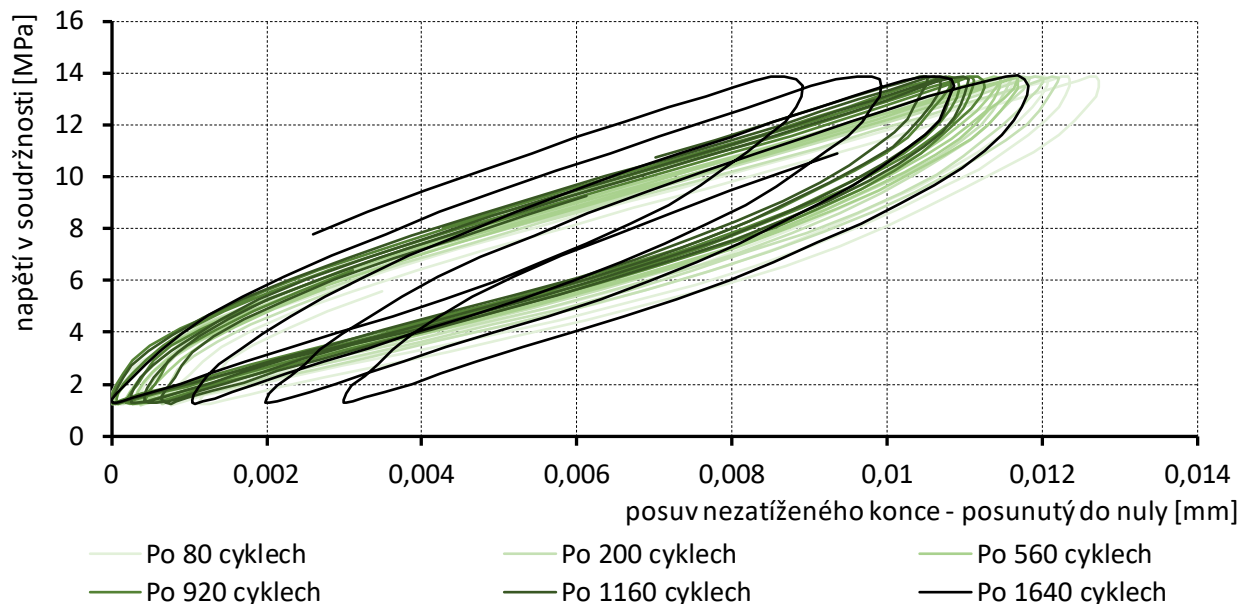
Stejným způsobem byly vyhodnoceny také vzorky s žebírkovou výztuží. Na Obr. 61 jsou vyneseny pouze dva vzorky, u kterých došlo k porušení soudržnosti mezi výztuží a betonem (vzorek GFRP.E.VE.R.12.7 není uveden z důvodu velmi malého počtu cyklů do porušení). V případě vzorku GFRP.E.VE.R.12.8 byly v průběhu zkoušky zaznamenány pouze dva body. Jediným vzorkem, u kterého došlo k porušení soudržnosti při dostatečném počtu cyklů do porušení je GFRP.E.VE.R.12.10. V případě tohoto vzorku docházelo již od počátku zatěžování k postupnému zmenšování rozdílu mezi maximálním a minimálním posuvem výztuže v kotevní oblasti (docházelo ke zvyšování tuhosti kontaktu téměř po celou dobu trvání únavové zkoušky<sup>5</sup>, Obr. 60 a Obr. 59) za současného narůstání trvalého/nevratného posuvu (Obr. 58). Z Obr. 61 je dále patrné, že v první fázi zatěžování došlo k výraznému nárůstu posuvu, který se při dalším

<sup>5</sup> Výrazný nárůst rozdílu posuvu při maximálním a minimálním napětím v cyklu byl zaznamenán až bezprostředně před porušením vzorku.

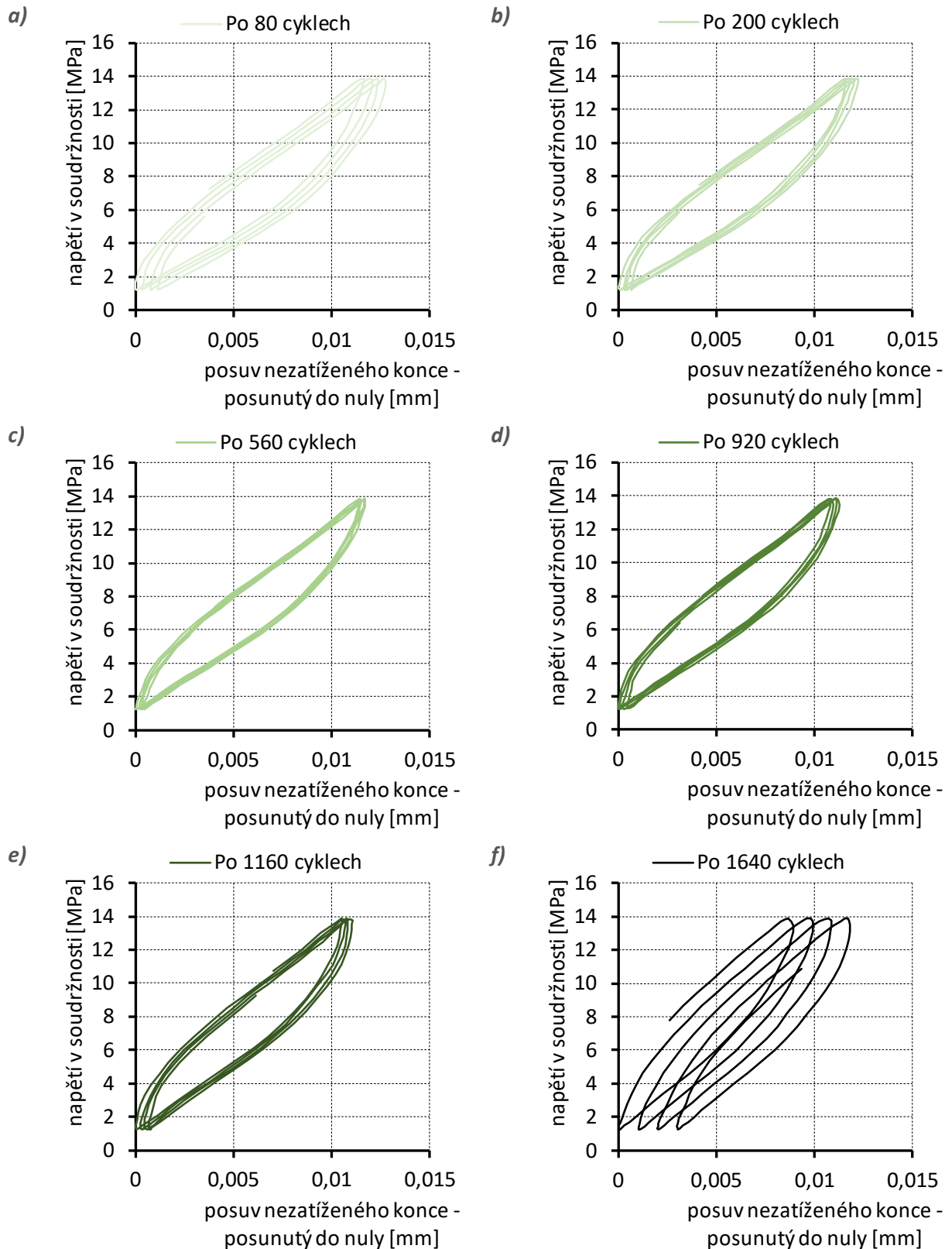
zatěžování ustaluje. Před porušením soudržnosti došlo k výraznějšímu nárůstu trvalého posuvu po překročení průměrného posuvu při porušení soudržnosti při monotónní zkoušce (shodně s opískovanými pruty). Nárůst trvalého posuvu v průběhu únavového zatěžování tak lze pro tento vzorek rozdělit do tří fází. Na Obr. 62 je dále vynesena změna vodorovného přemístění nosníku v místě posuvné podpory v průběhu únavového zatěžování (rozdíl mezi maximálním a minimálním přemístěním v cyklu). Obdobně jako u opískovaných prutů nebyla v průběhu únavové zkoušky zaznamenána změna v celkové deformaci nosníku.



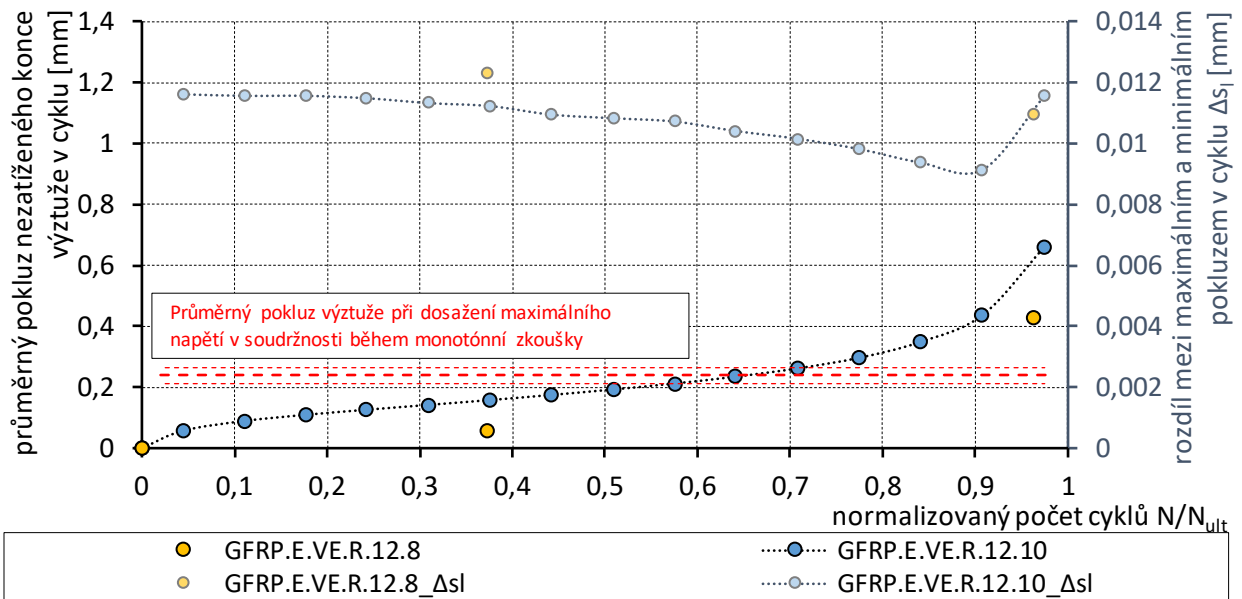
Obr. 58 Nárůst posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10



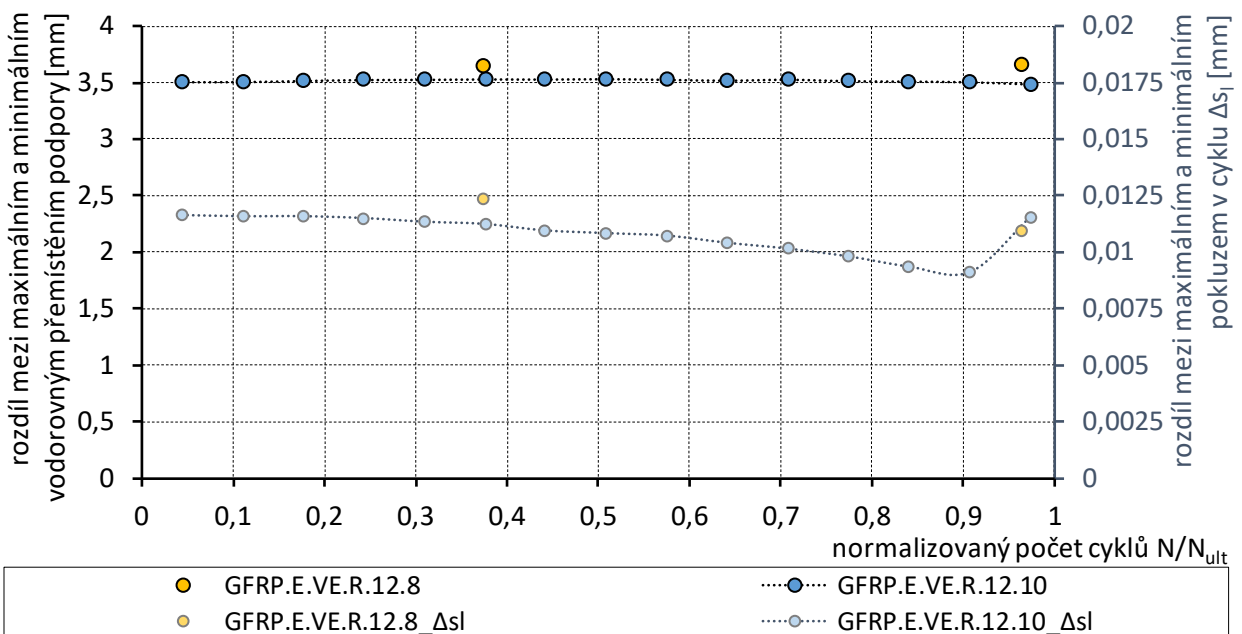
Obr. 59 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly



Obr. 60 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly



Obr. 61 Změna posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.VE.R.12



Obr. 62 Změna vodorovného posuvu podpory a posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.VE.R.12

### 9.5. Únavové zkoušky FRP vyztužených prvků

Posledním stupněm experimentálního programu bylo ověření únavového chování celých konstrukčních prvků vystavených únavovému zatěžování. Při návrhu prvků byly zohledněny všechny doposud provedené experimenty, především tahové únavové zkoušky FRP prutů v betonových blocích (kap. 9.3.2) a nosníkové zkoušky soudržnosti při únavovém zatěžování (kap. 9.4). Byly navrženy jednoduché ohýbané nosníky a také komplexní konstrukční prvky ve formě zákrytových desek. Nosníková zkouška byla navržena v konfiguraci tříbodového ohybu především pro ověření předpokládané únavové životnosti založené na S-N křivce získané pro dostředně tažené pruty a také pro ověření vhodnosti osazené instrumentace při únavové zkoušce. Tyto poznatky byly dále využity při návrhu zákrytové desky. Pro oba navržené konstrukční prvky byl jeden vzorek určen jako referenční pro stanovení krátkodobé únosnosti. Další vzorky byly určeny pro únavové zkoušky s konstantní i postupně vzrůstající amplitudou zatížení.

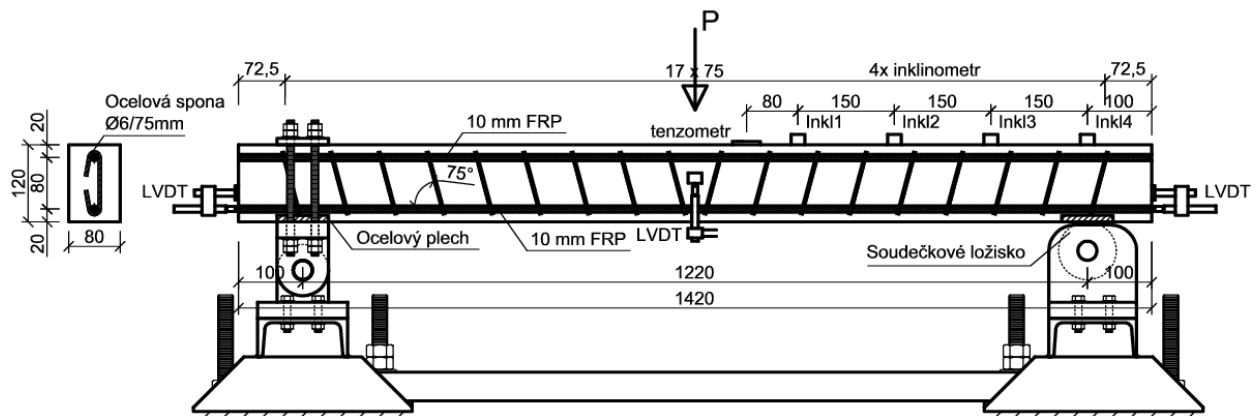
#### 9.5.1. Nosníkové zkoušky

Celkem bylo vyrobeno pět vzorků, z nichž jeden byl jako referenční určen pro statickou zkoušku s monotónně aplikovaným zatížením. Další čtyři vzorky byly ve stejné konfiguraci testu zatěžovány cyklicky. Testována byla dvě různá schémata působícího únavového zatížení: a) s konstantní amplitudou zatížení, b) s postupně rostoucí amplitudou. Prvek tak představoval nosník simulující výřez části zákrytové desky (viz 9.5.2), jehož rozměry i způsob vyztužení byly upraveny s ohledem na možnosti zkušební laboratoře a zajištění opakovatelnosti testu. Výsledné rozměry zkušební vzorku nosníku jsou 80/120/1420 mm (šířka/výška/délka prvku) a jeho vyztužení tvoří jeden prut výztuže typu GFRP o průměru 10 mm při horním a spodním povrchu. Smyková výztuž ve formě spon je navržena z klasické betonářské výztuže třídy B 500 o průměru 6 mm a je rozmístěna po vzdálenosti 75 mm ve sklonu 75° od podélné osy prvku. Z důvodu zajištění rovinnosti dosedacích ploch byly vzorky v místě uložení na podpory při zatěžovací zkoušce opatřeny patními plechy tloušťky 10 mm.

Tab. 16 Přehled vzorků nosníkových zkoušek

Způsob zatěžování	Označení vzorku	Krychelná pevnost betonu v tlaku [MPa]	Schéma cyklického zatěžování	Poznámka
Monotónní do porušení	GFRP.E.Ep.IV.N_1		-	Referenční vzorek
Cyklické	GFRP.E.Ep.IV.N_2	67,1	Cyklické zatěžování s konstantní amplitudou $\sigma_{max}=0,2\sigma_{ult}$ ; $R=0,1$ .	Předpokládaná únavová životnost $> 2 \times 10^6$ cyklů. Poté určení residuální únosnosti.
	GFRP.E.Ep.IV.N_3		Cyklické zatěžování s rostoucí amplitudou.	Zatěžování do porušení.
	GFRP.E.Ep.IV.N_4	69,2	Cyklické zatěžování s rostoucí amplitudou.	Zatěžování do porušení.
	GFRP.E.Ep.IV.N_5		Cyklické zatěžování s rostoucí amplitudou.	Zatěžování do porušení.

Zatěžovací zkouška byla konfigurována jako třibodový ohyb, u kterého je nezbytné pro účely cyklického zatížení umožnit posun podpory (zabránění volné deformace zapříčiní negativní zkreslení výsledků z důvodu tření v místě podepření). Provedení zkoušky, resp. uspořádání zatěžovacího rámu, vycházelo z úspěšně provedených zkoušek soudržnosti na nosnících se středovým kloubem (viz 9.4), kdy byl pro uložení zkušebních vzorků využit totožný systém – jeden konec je uložen na pevné podpoře a z důvodu zajištění polohy vzorku při cyklickém zatěžování sevřen, druhý konec je uložen na posuvné podpoře tvořené soudečkovým ložiskem.

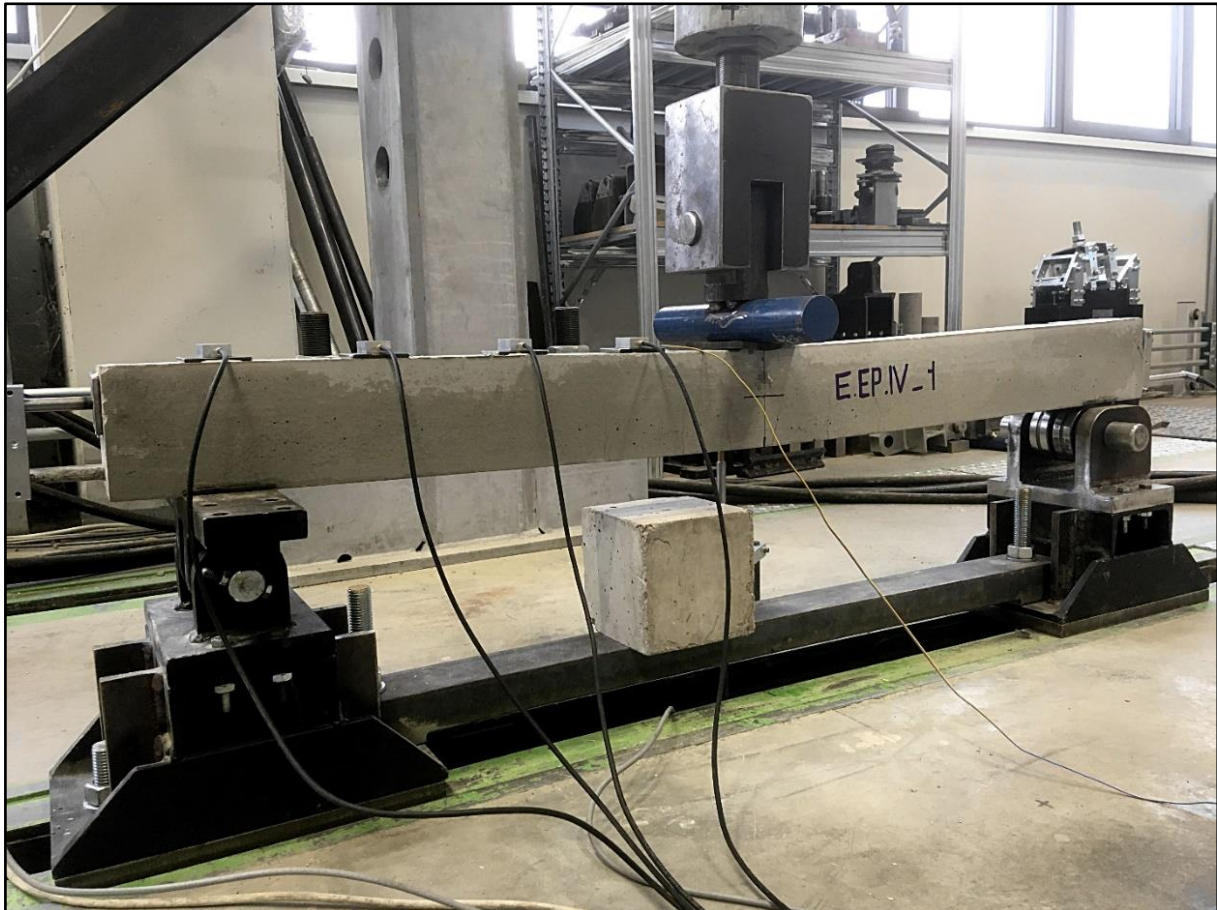


Obr. 63 Schéma nosíkové únavové zkoušky

#### 9.5.1.1. Referenční monotónně zatěžovaný nosník

Pro výstižný popis chování zkušebních vzorků a současně pro ověření vhodnosti použitých typů snímačů a jejich rozmístění byl referenční vzorek (ozn. GFRP.E.EP.IV.N\_1) osazen v plné konfiguraci, Obr. 64. Kromě zaznamenávání velikosti tlakové síly a posunu zatěžovacího válce bylo navrženo monitorování průhybu uprostřed rozpětí (v místě vnášení síly) pomocí indukčnostního snímače dráhy, měření změny náklonu pomocí čtveřice inklinometrů umístěných v definovaných bodech nosníku umožňující popis průhybové čáry, měření přetvoření horního (tlačeného) povrchu betonu pomocí odporového tenzometru a měření posuvů konců tažené výztuže pomocí indukčnostních snímačů dráhy, které by indikovali případné nežádoucí selhání soudržnosti mezi výztuží a povrchem betonu. Schéma zatěžovací zkoušky včetně rozmístění jednotlivých snímačů je uvedeno na Obr. 63.





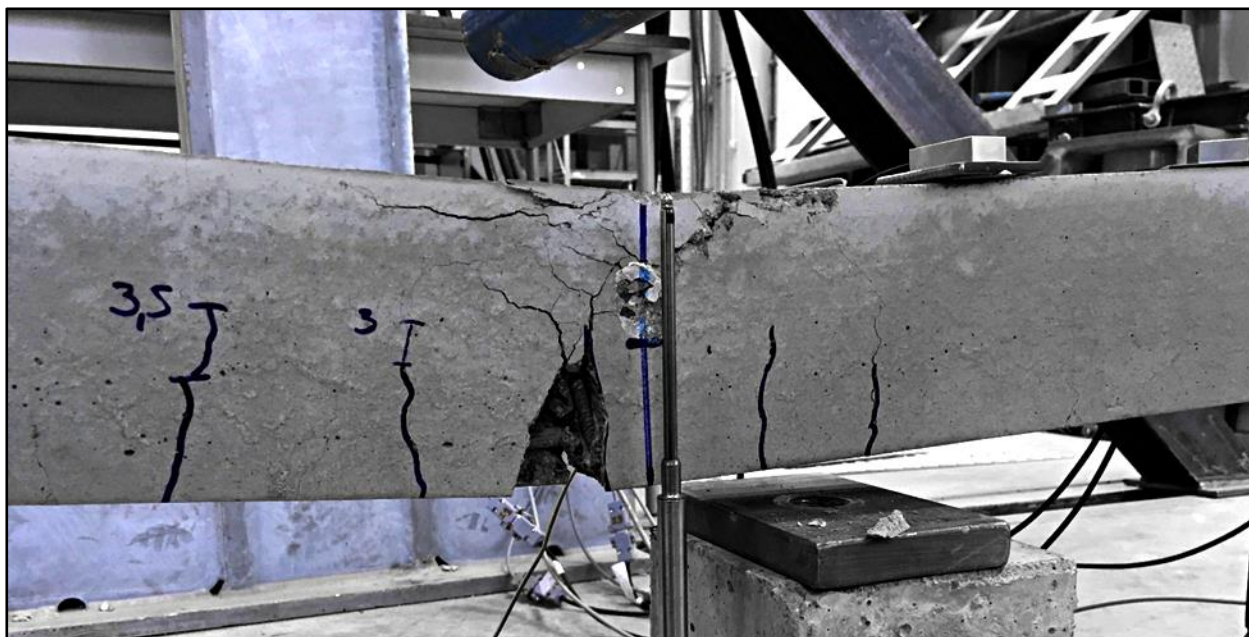
Obr. 64 Reálné provedení nosíkové zkoušky s osazenou instrumentací

Pro zkušební vzorek byla před provedením experimentu stanovena teoretická mezní ohybová únosnost dle [36]. Moment únosnosti byl stanoven s uvážením středních materiálových charakteristik naměřených na reálných vzorcích výztuže i betonu. Teoreticky stanovená mezní ohybová únosnost při statické/jednorázové zatěžovací zkoušce prvku je 5,95 kNm (odpovídající maximální působící síla dle schématu na Obr. 63 je 19,5 kN). Dle výpočtu bylo předpokládáno porušení průřezu způsobené drcením tlačného betonu. Provedené výpočty byly následně porovnány s výsledky reálného experimentu.

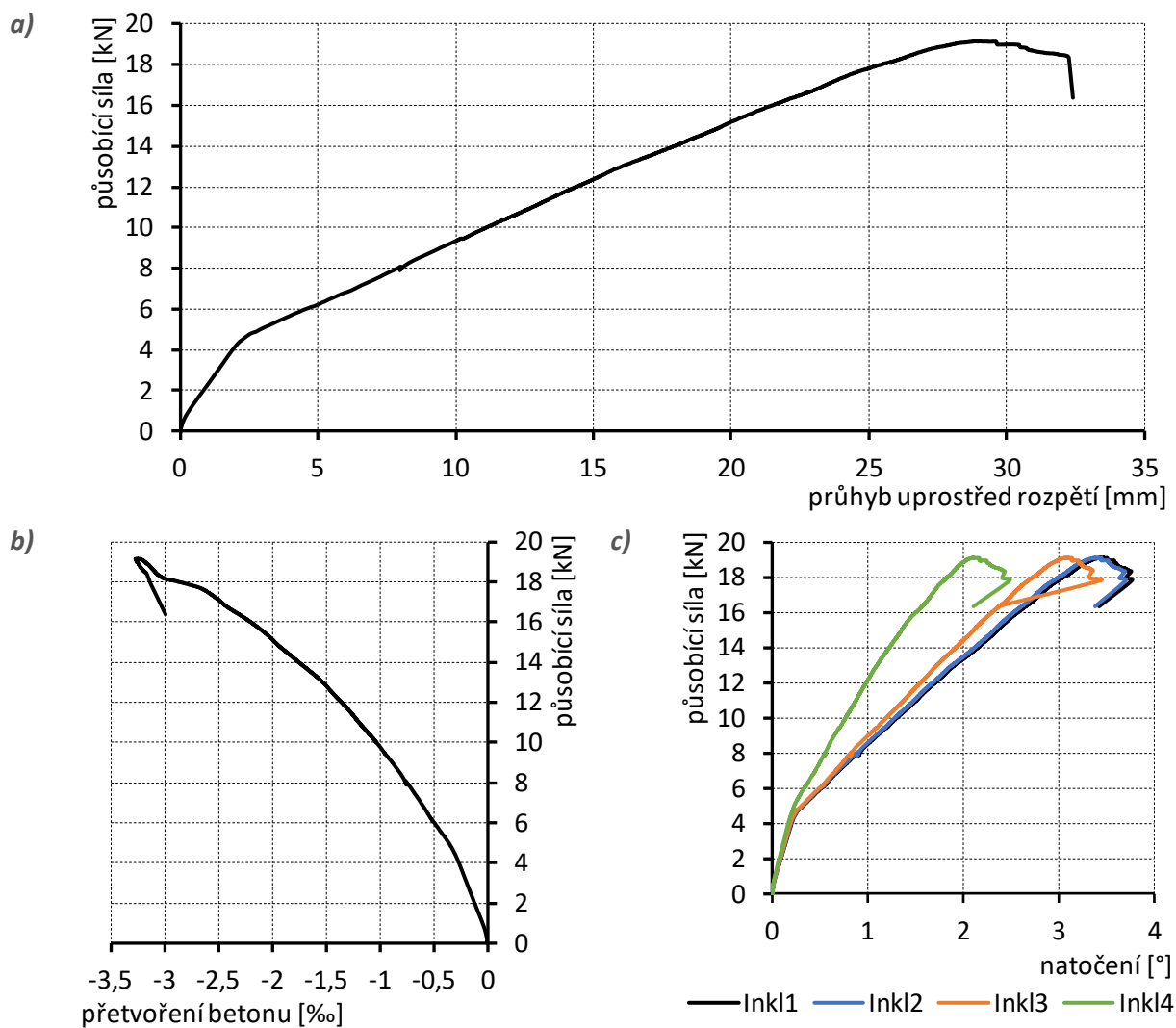
Referenční vzorek byl podroben jednorázovému deformačnímu zatížení rychlostí 5 mm/min až do porušení a sloužil k ověření/nastavení úrovně zatížení při únavovém zatěžování. Na základě porovnání výpočtové a naměřené únosnosti 19,2 kN (rozdíl oproti vypočtené únosnosti 1,5 %) a také predikovaného a skutečného způsobu porušení vyčerpáním tlakové pevnosti betonu (viz Obr. 65), bylo možné definovat spodní a horní úroveň zatížení při cyklické zkoušce.

Z Obr. 66a je patrné, že po vytvoření ohybových trhlin v betonu při síle cca 4 kN rostla deformace nosníku při zatěžování téměř lineárně. Mírné nelineární chování vzorku bezprostředně před porušením je způsobené lokálním drcením betonu v tlačné části průřezu uprostřed rozpětí (pomocí tenzometru umístěného poblíž místa vnášení zatížení byla zaznamenáno maximální tlakové přetvoření přibližně 3,3 %, Obr. 66b).

Provedená zatěžovací zkouška úspěšně ověřila limitní hodnotu napětí v soudržnosti stanovenou v rámci kap. 9.4 na kloubových nosnících (během zatěžování nebyl zaznamenán posuv výztuže v kotevní oblasti).



Obr. 65 Mechanismus porušení vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_1

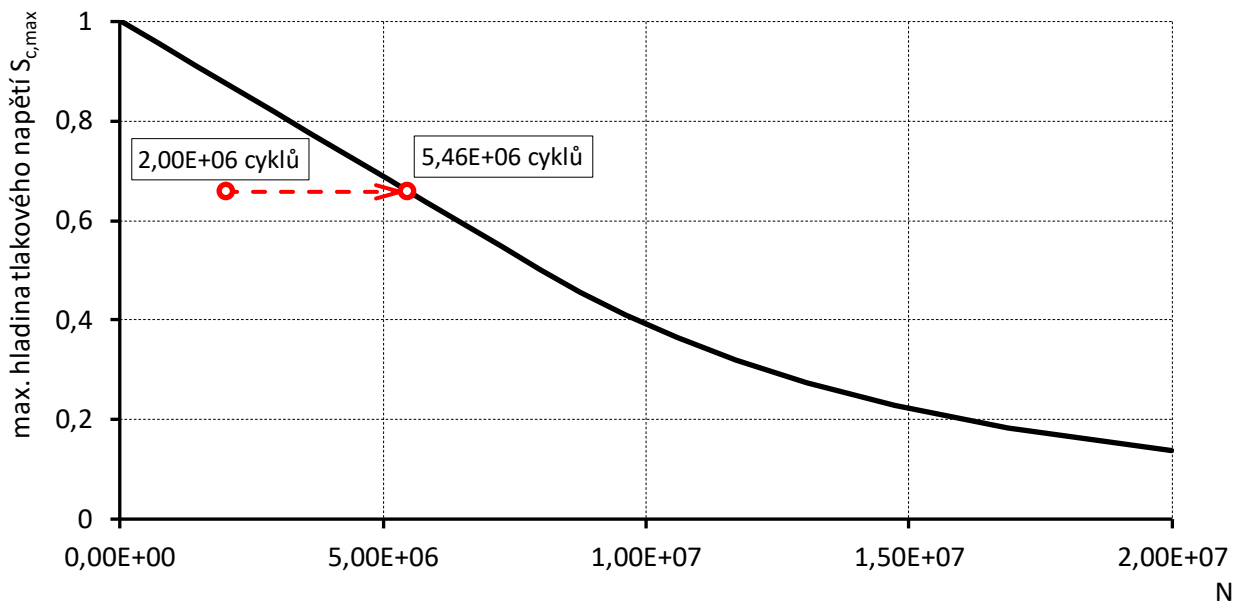


Obr. 66 Záznam zkoušky nosníku GFRP.E.EP.IV.N\_1 v závislosti na působící síle: a) průhyb uprostřed rozpětí; b) přetvoření tlačných vláken betonu; c) náklon vybraných bodů nosníku



### 9.5.1.2. Nosník vystavený únavovému zatížení s konstantní amplitudou

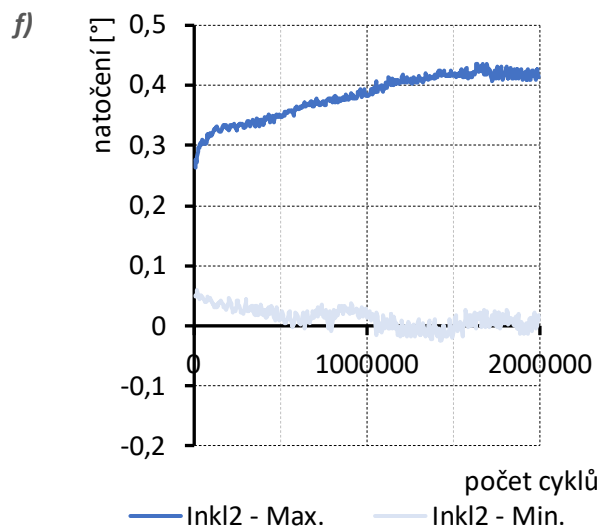
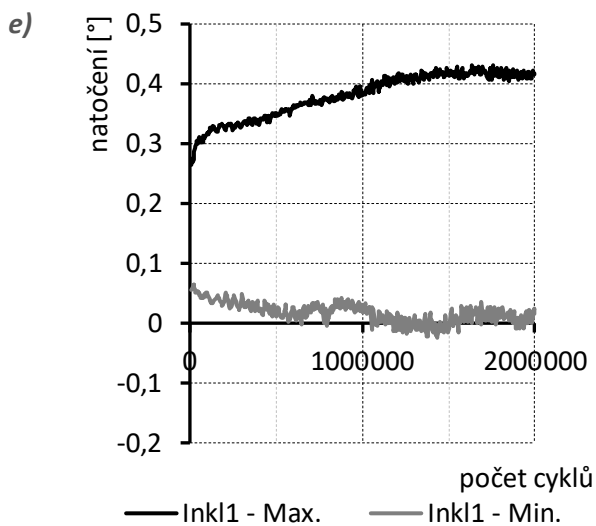
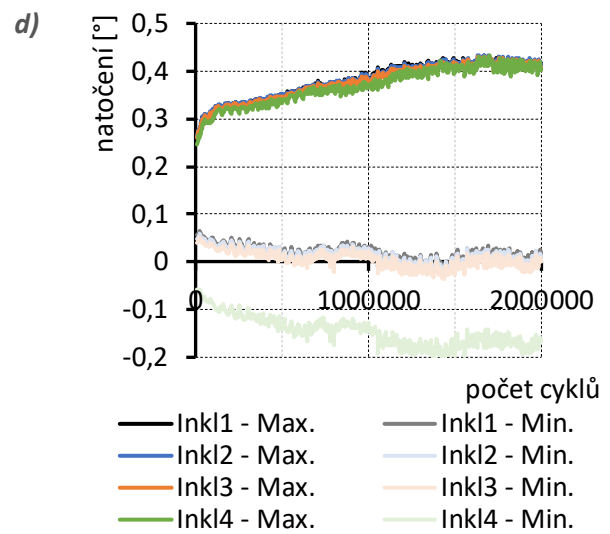
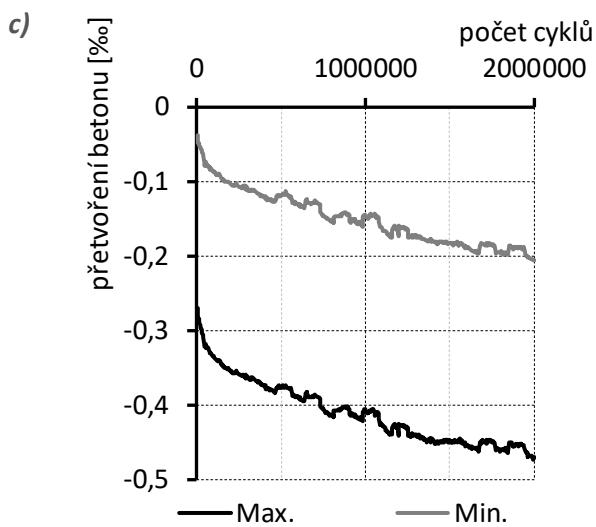
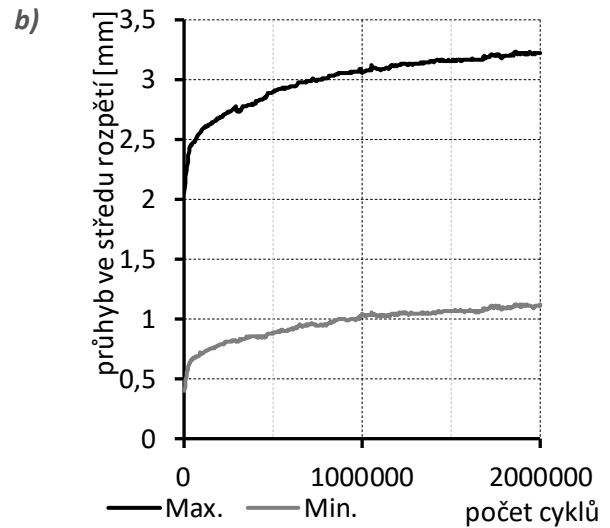
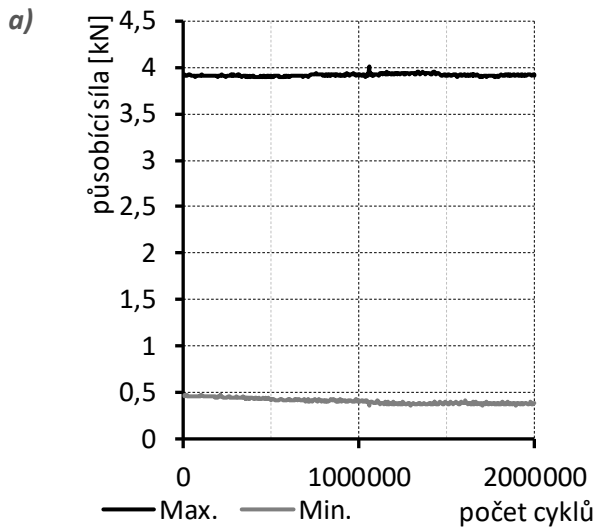
Po úspěšném provedení monotónní zkoušky nosníku GFRP.E.EP.IV.N\_1 byla navržena únavová zkouška s konstantní amplitudou zatížení. Horní hladina cyklického zatížení vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_2 vycházela z krátkodobé tahové únosnosti GFRP výztuže, která byla stanovena hodnotou 20 %<sup>6</sup> a byla nastavena tak, aby došlo k případnému porušení kompozitní výztuže před porušením betonu (vypočítaná únavová životnost betonu na dané hladině zatížení byla dle Model Code 2010 [67]  $5,46 \times 10^6$  cyklů, Obr. 67). Na základě podrobného vyhodnocení monotónně zatěžovaného vzorku GFRP.E.Ep.IV.N\_1 bylo možné redukovat počet měřených míst, kdy lze z důvodu dostatečné úrovně kotvení upustit od měření posuvu konců výztuže.

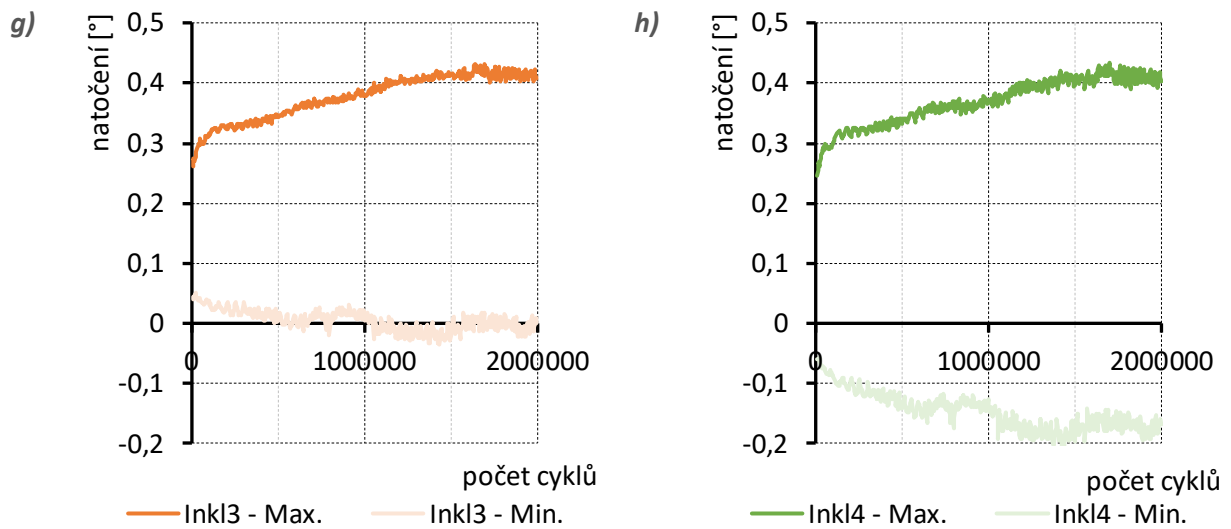


Obr. 67 Navržený počet provedených cyklů porovnán s S-N křivkou dle Model Code 2010

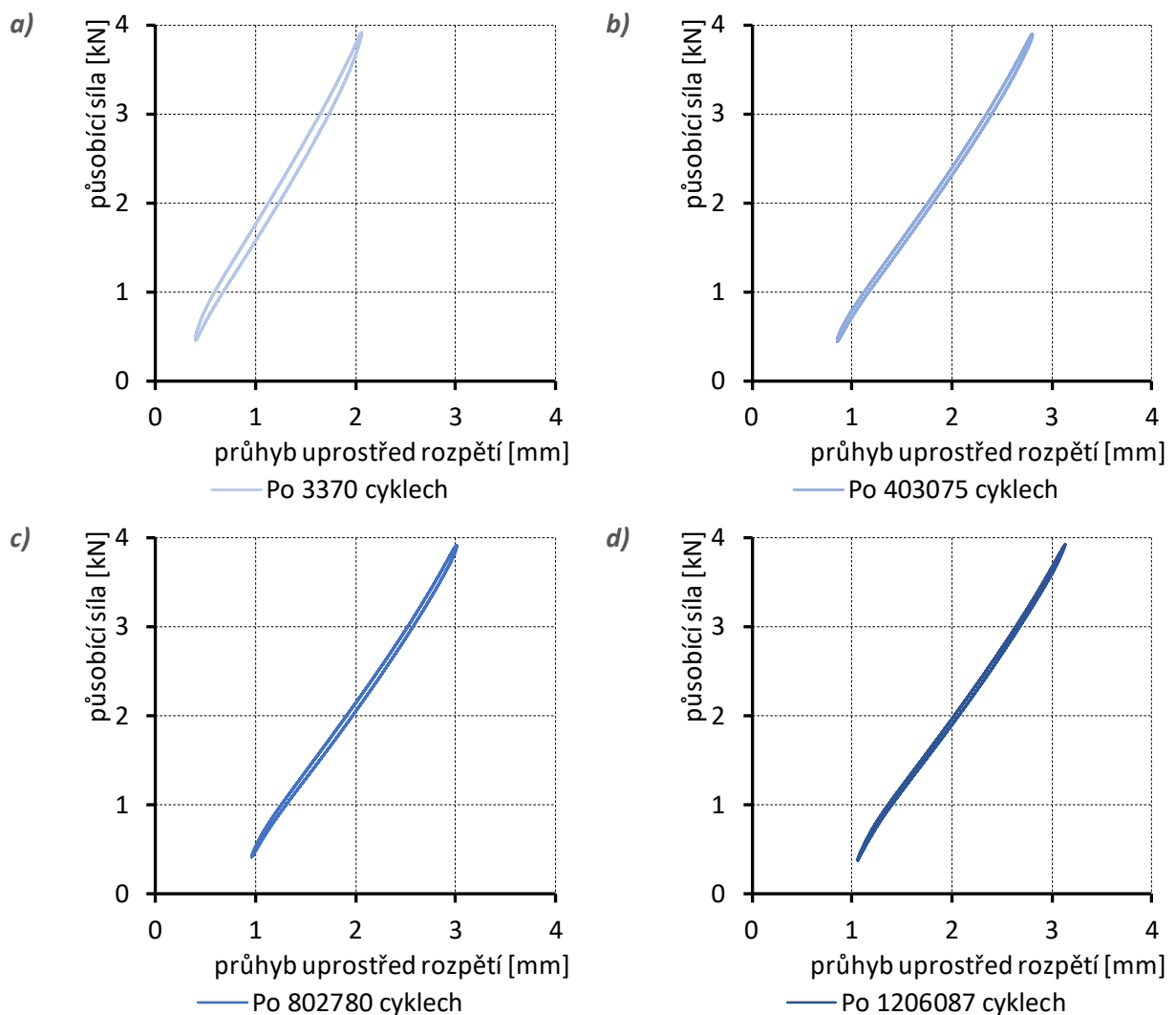
Dle předpokladu během únavového zatěžování vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_2 nedošlo k porušení testované GFRP výztuže ani betonu. Před samotným únavovým zatěžováním bylo provedeno monotónní zatěžování vzorku na úroveň cca 4 kN (cca shodná hladina působící síly byla aplikována při únavovém zatěžování) a to z důvodu určení počáteční odezvy prvku a též porušení vzorku prvními trhlinami. V průběhu zatěžování byl pozorován postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí, přetvoření tlačných vláken betonu i náklonu měřených bodů, která indikují míru kumulovaného trvalého poškození vzorku, viz Obr. 68b-h. Kumulace porušení prvku se v průběhu zatěžování postupně ustaluje.

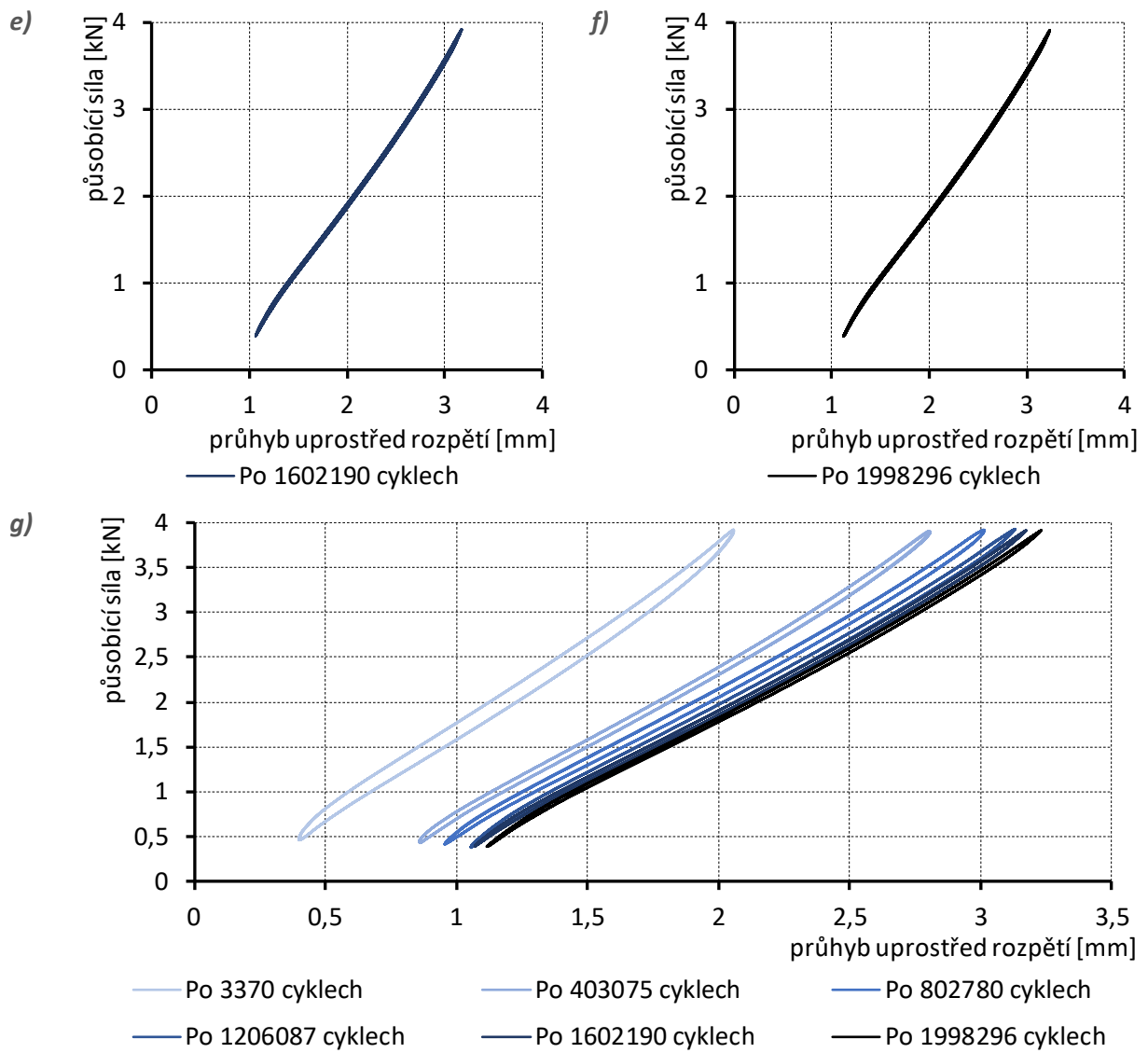
<sup>6</sup> Hladina zatížení zabezpečující únavovou životnost  $>2 \times 10^6$  cyklů u vzorků namáhaných dostředným tahem, kap. 9.3.2



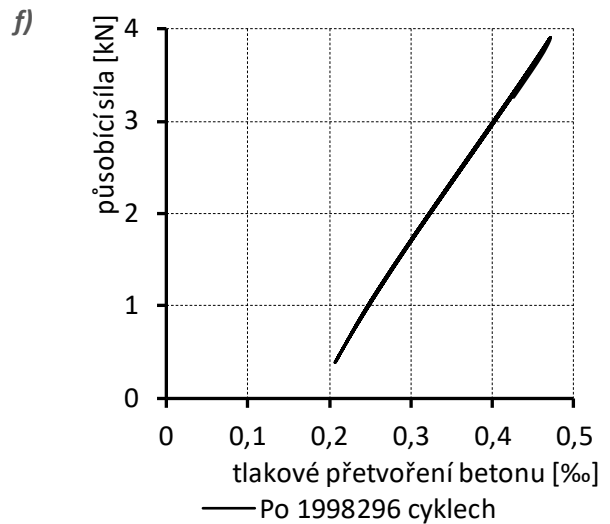
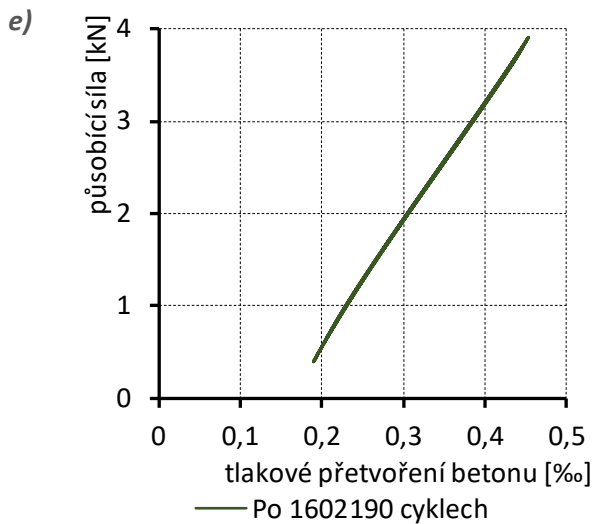
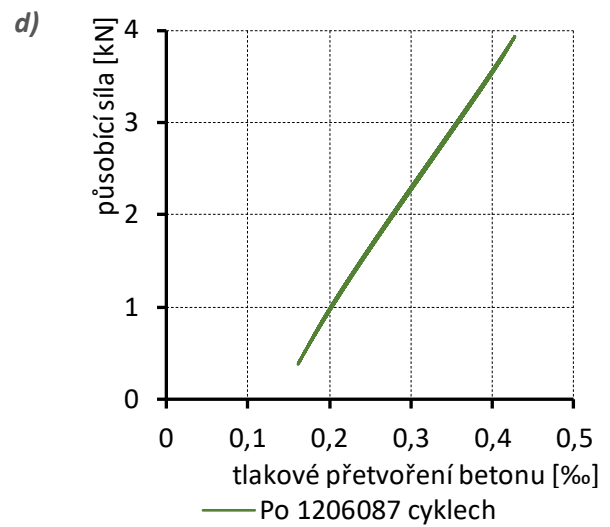
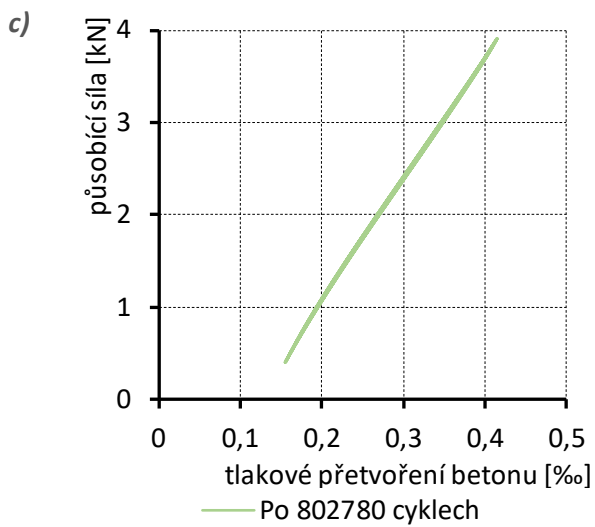
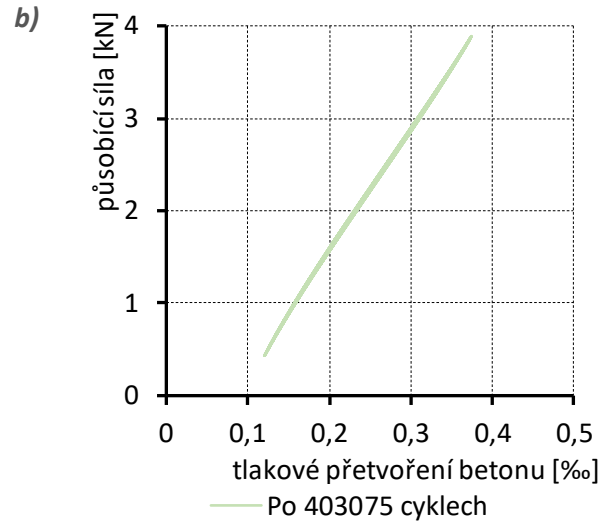
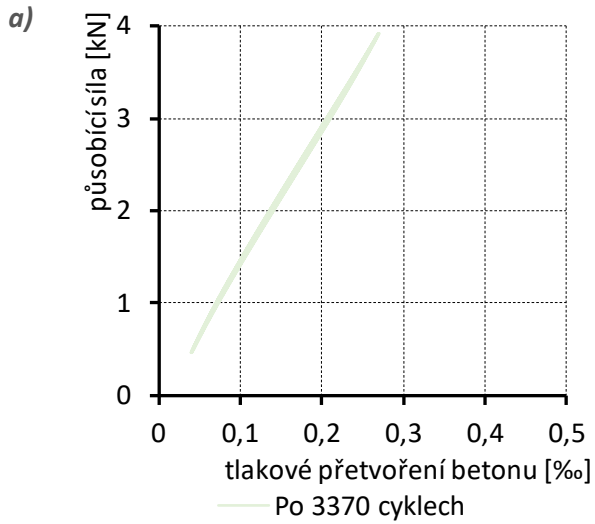


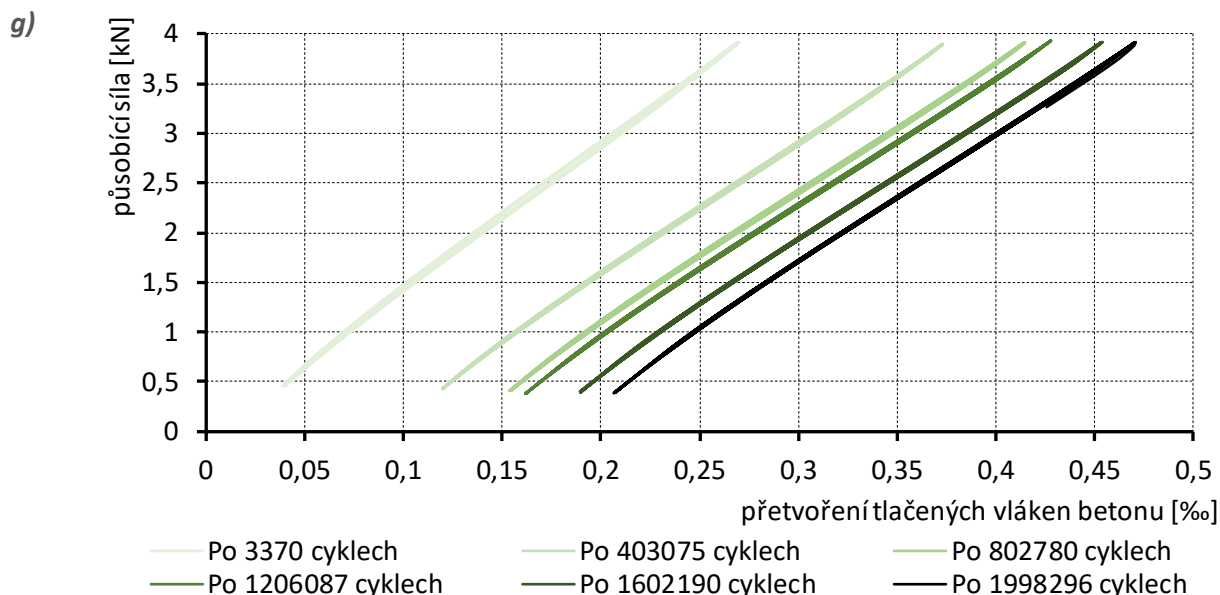
Obr. 68 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_2: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvořených tlavených vláken betonu; d) – h) náklon vybraných bodů nosníku





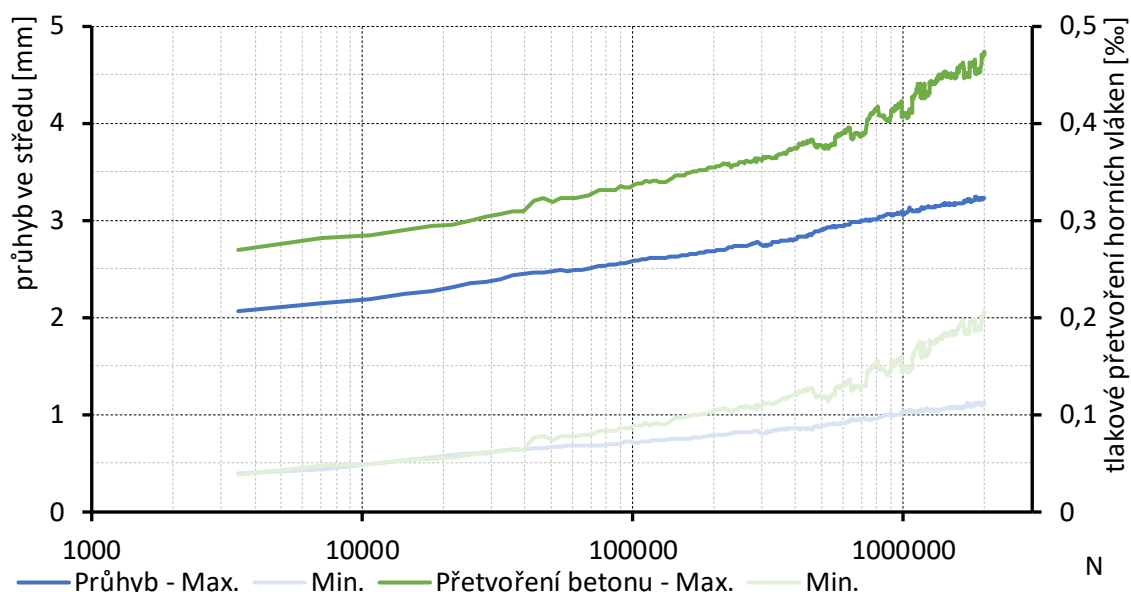
Obr. 69 Postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N\_2)





Obr. 70 Postupný nárůst tlakového přetvoření betonu v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N\_2)

Nárůst průhybu a tlakového přetvoření betonu byl dále vyneseno na Obr. 71 s počtem provedených cyklů v logaritmickém měřítku. Patrný je lineární nárůst průhybu v průběhu celého únavového zatěžování. Nárůst tlakového přetvoření na horních vláknech se v průběhu únavového zatěžování odchyluje od lineární závislosti. To lze zdůvodnit porušením betonu uprostřed rozpětí a výraznějším zapojením části průřezu dále od středu, ve kterém je umístěn odporový tenzometr.

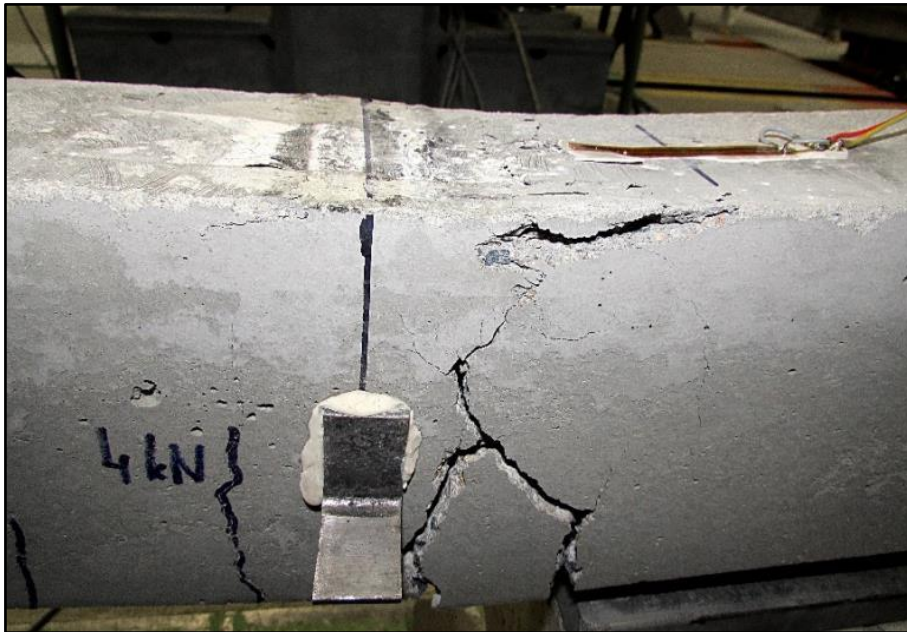


Obr. 71 Nárůst deformace a tlakového přetvoření betonu vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_2 v závislosti na počtu provedených cyklů

Po provedení  $2 \times 10^6$  cyklů byl vzorek monotónně zatížen až do porušení (provedeno shodně s referenčním vzorkem GFRP.E.EP.IV.N\_1). Výsledná (reziduální) ohybová únosnost vzorku byla 18,9 kN. Rozdíl v únosnosti oproti referenčnímu vzorku, který nebyl vystaven předchozím únavovému zatěžování, byl nevýznamný – pouze 1,6 %. Způsob porušení byl shodný s referenčním vzorkem (tlakové porušení betonu, Obr. 72). Z důvodu chyby v ukládání dat nebyl bohužel pořízen záznam monotónní části zatěžování, proto zde není zobrazen.



Rozdíl v dosažených výsledcích je v mezích rozptylu mechanických charakteristik použitých materiálů a nelze tedy usuzovat na negativní ovlivnění únosnosti prvku při působení  $2 \times 10^6$  cyklů na hladině maximálního zatížení v cyklu 20 % tahové pevnosti.

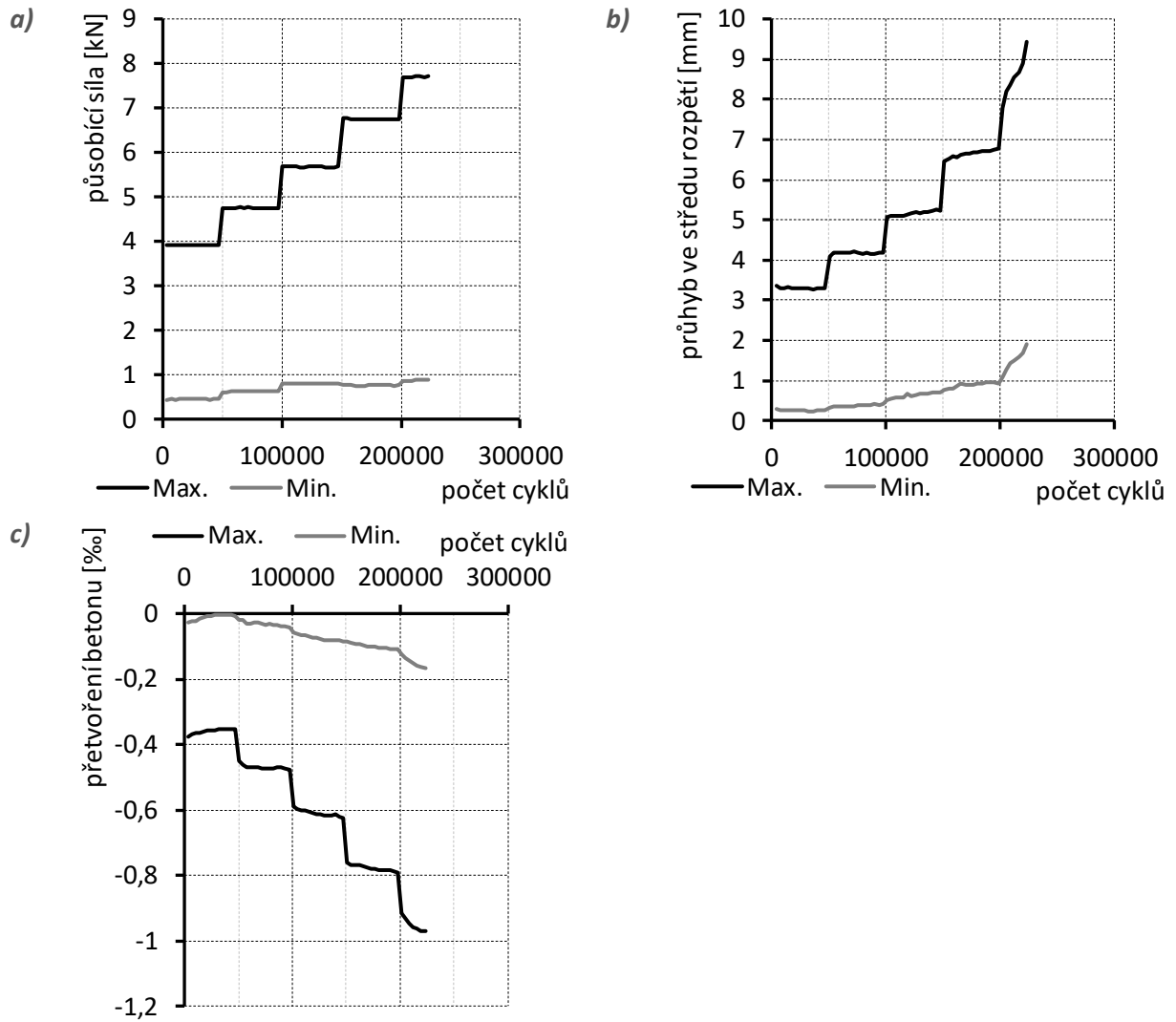


Obr. 72 Způsob porušení vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_2 drcením tlačného betonu s následným porušením tažené FRP výztuže

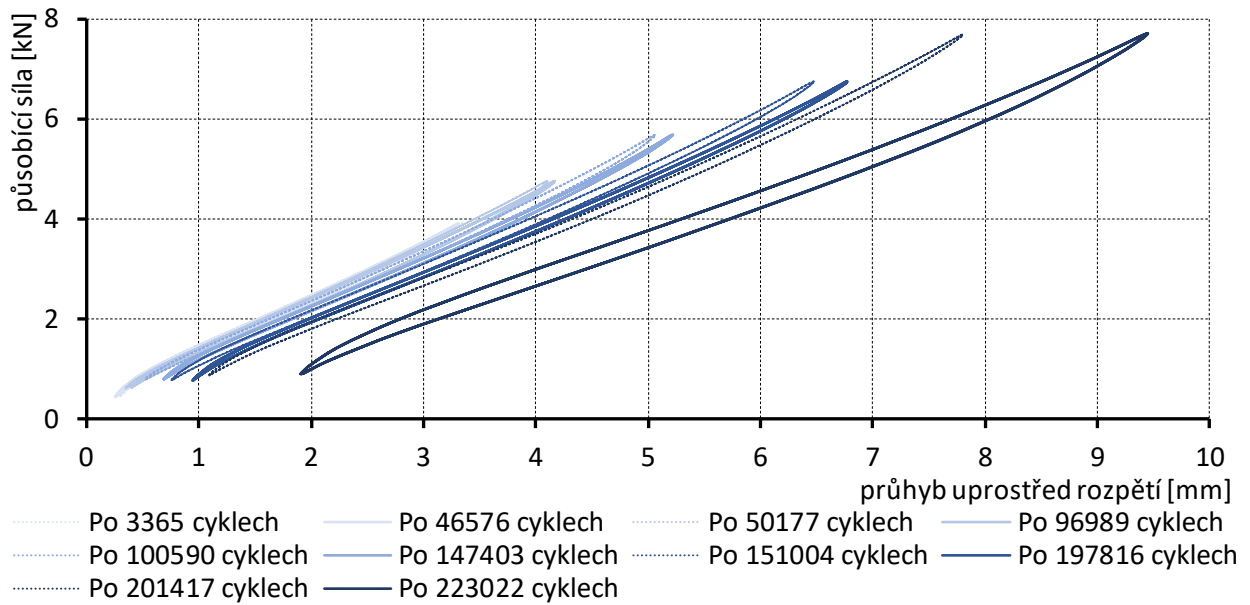
#### 9.5.1.3. Nosníky vystavené únavovému zatížení s rostoucí amplitudou

Vzorky GFRP.E.EP.IV.N\_3, GFRP.E.EP.IV.N\_4 a GFRP.E.EP.IV.N\_5 byly podrobeny únavovému zatížení se vzrůstající amplitudou. Výchozí hladina maximálního zatížení byla zvolena 20 % mezní tahové pevnosti GFRP výztuže (tj.  $\sigma_{\max} = 0,2\sigma_{\text{ult}}$ ) a po každých 50 000 cyklech byla zvýšena o 5 %. Minimální hladina zatížení v cyklu byla pro každou hladinu stanovena na 10% maximální hladiny zatížení ( $\sigma_{\min} = 0,1\sigma_{\max}$ ;  $R = 0,1$ ). Takto bylo postupováno až do porušení vzorku shodně pro všechny vzorky.

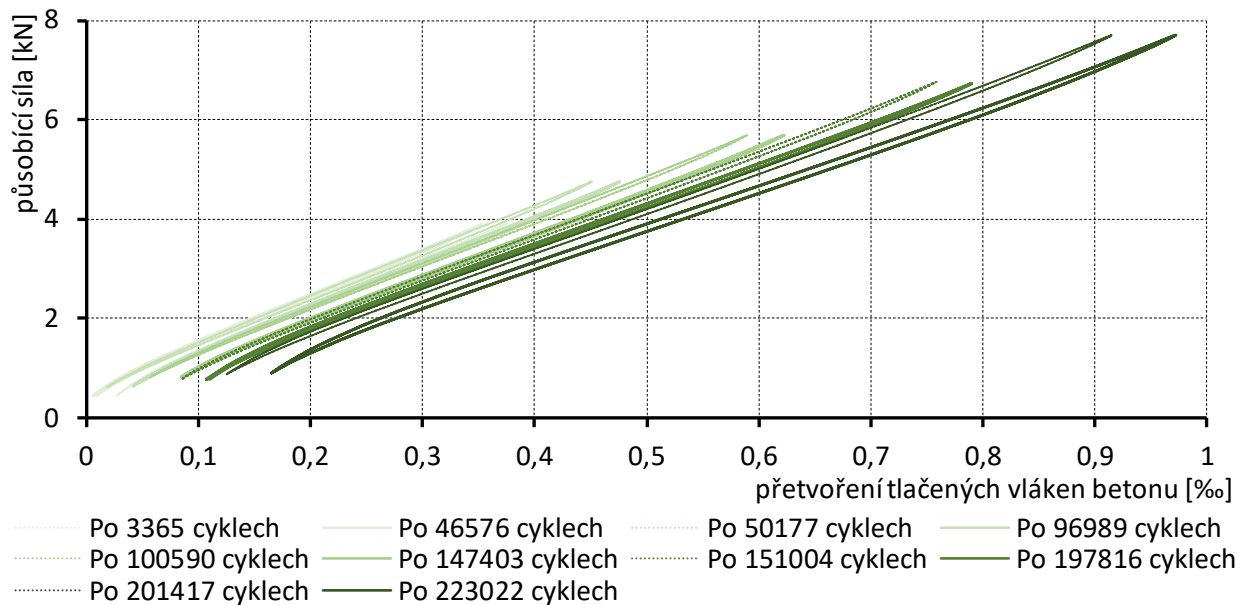
Při únavovém zatěžování byl u prvků shodně se vzorkem GFRP.E.EP.IV.N\_2 pozorován postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí a tlakového přetvoření betonu, viz Obr. 73 až Obr. 77. Patrný je výrazný nárůst průhybu nosníku i přetvoření betonu v tlaku bezprostředně před porušením vzorků. Porušení bylo, shodně pro všechny tři vzorky, způsobené přetržením tažené výztuže. Na Obr. 74 a Obr. 75 je uveden záznam vybraných cyklů únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_3. Vyneseny jsou vždy dva cykly bezprostředně po zvětšení amplitudy zatížení a po provedení 50 tis. cyklů na dané hladině zatížení (tedy těsně před následným zvýšením zatížení). Vypozorovat lze mírné snižování ohybové tuhosti vzorků během zatěžování (rozdíl mezi maximálním a minimálním průhybem v cyklu průběžně narůstá). Záznam vybraných cyklů vzorků GFRP.E.EP.IV.N\_4 a GFRP.E.EP.IV.N\_5 je pro přehlednost uveden v příloze P2.



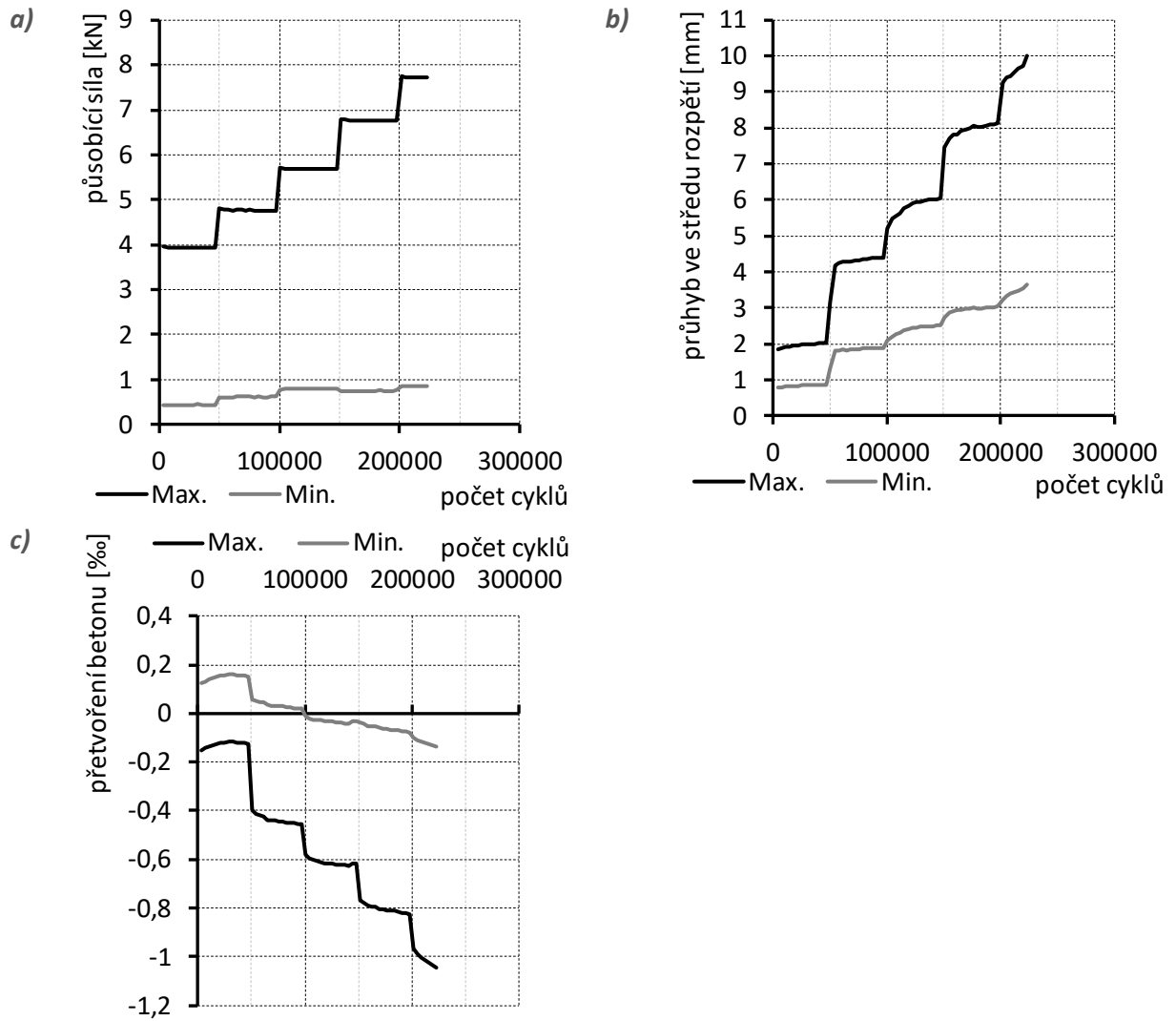
Obr. 73 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_3: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvoření tlakých vláken betonu



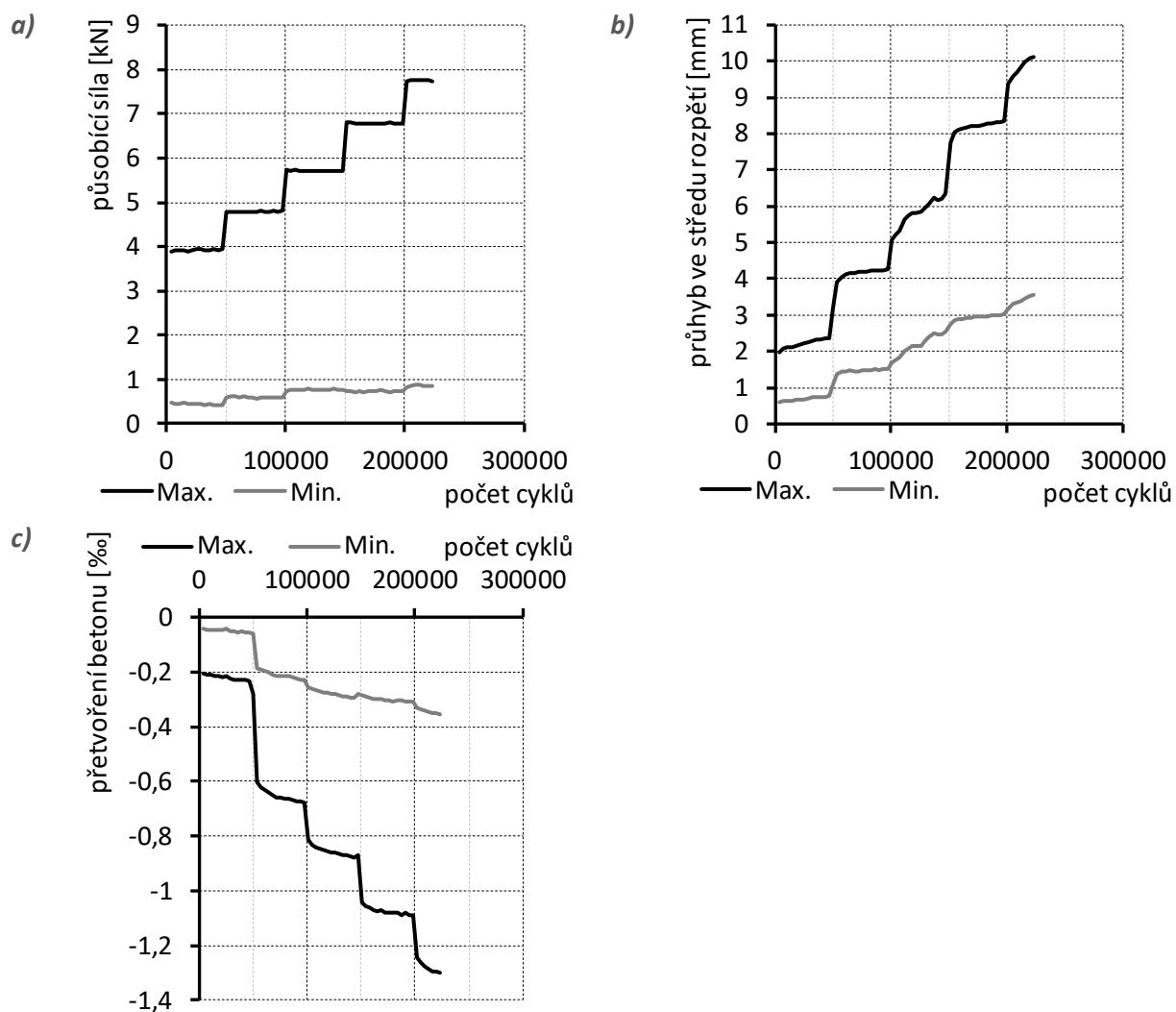
Obr. 74 Postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N\_3)



Obr. 75 Postupný nárůst tlakového přetvoření betonu v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N\_3)



Obr. 76 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_4: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvoření tlacených vláken betonu



Obr. 77 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N\_5: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvoření tlačených vláken betonu

#### 9.5.1.4. Závěr z provedených nosíkových zkoušek vyztužených GFRP výztuží

Celkově bylo provedeno pět nosíkových zkoušek. U referenčního monotónně zatěžovaného nosníku limitní zatížení s velkou přesností odpovídalo predikované hodnotě stanovené na základě výpočtu ve středních hodnotách materiálových charakteristik. Mechanismus porušení odpovídal předpokládanému porušení tlačené části průřezu. Následně byl další nosník vystaven únavovému zatěžování s konstantní amplitudou zatížení. Hladina zatížení byla stanovena za předpokladu dosažení únavové životnosti  $2 \times 10^6$  cyklů. Maximální hodnota napětí ve výztuži v zatěžovacím cyklu byla zvolena 20% tahové pevnosti (tato hodnota byla stanovena v rámci kap. 9.3.2 pro zabezpečení teoreticky nekonečné únavové životnosti pro dostředně tažené pruty v betonových blocích). Výpočtem bylo ověřeno, že nedojde k únavovému porušení tlačného betonu. Dle předpokladu nedošlo k porušení nosníku během únavové zkoušky. Přestože byla v průběhu únavového zatěžování sledována určitá kumulace únavového porušení, nebyla ohybová únosnost vzorku ovlivněna (limitní hodnota zatížení při následném zatěžování do porušení odpovídala únosnosti referenčního vzorku). Mechanismus porušení vzorku byl shodný s referenčním vzorkem – tlakové porušení betonu. Únavovému zatěžování s postupně vzrůstající amplitudou (urychlené únavové testy) byly podrobeny tři nosníky. Výchozí hladina zatížení byla shodně pro všechny nosníky stanovena pro maximální napětí v cyklu 20% tahové pevnosti. Následně bylo zatížení po provedení každých 50 000 cyklů zvýšeno tak, aby maximální napětí ve výztuži bylo o 5% vyšší (při zachování parametru asymetrie  $R=0,1$ ). Takto byly vzorky zatěžovány až do porušení. Dva vzorky se porušily na 5. hladině a jeden vzorek na 6. hladině.

Na základě poznatků nabytých při vyhodnocení předchozích experimentálních prací (únavová životnost prutů v rámci kap. 9.3.2 a únavová životnost kontaktu s betonem v rámci kap. 9.4) bylo úspěšně provedeno únavové zatěžování nosníků vyztužených GFRP výztuží. Výsledky z únavových zkoušek betonových nosníků vyztužených GFRP výztuží byly následně využity pro teoretickou predikci únavové životnosti prvků vystavených únavovému zatěžování s růstající amplitudou, viz kap. 11.2. Nosíkové zkoušky dále představují podklad pro návrh a únavové testování full-scale prvků – zákrytových desek určených do agresivního prostředí (kap. 9.5.2).



### 9.5.2. Odolná nosná konstrukce – zákrytová deska

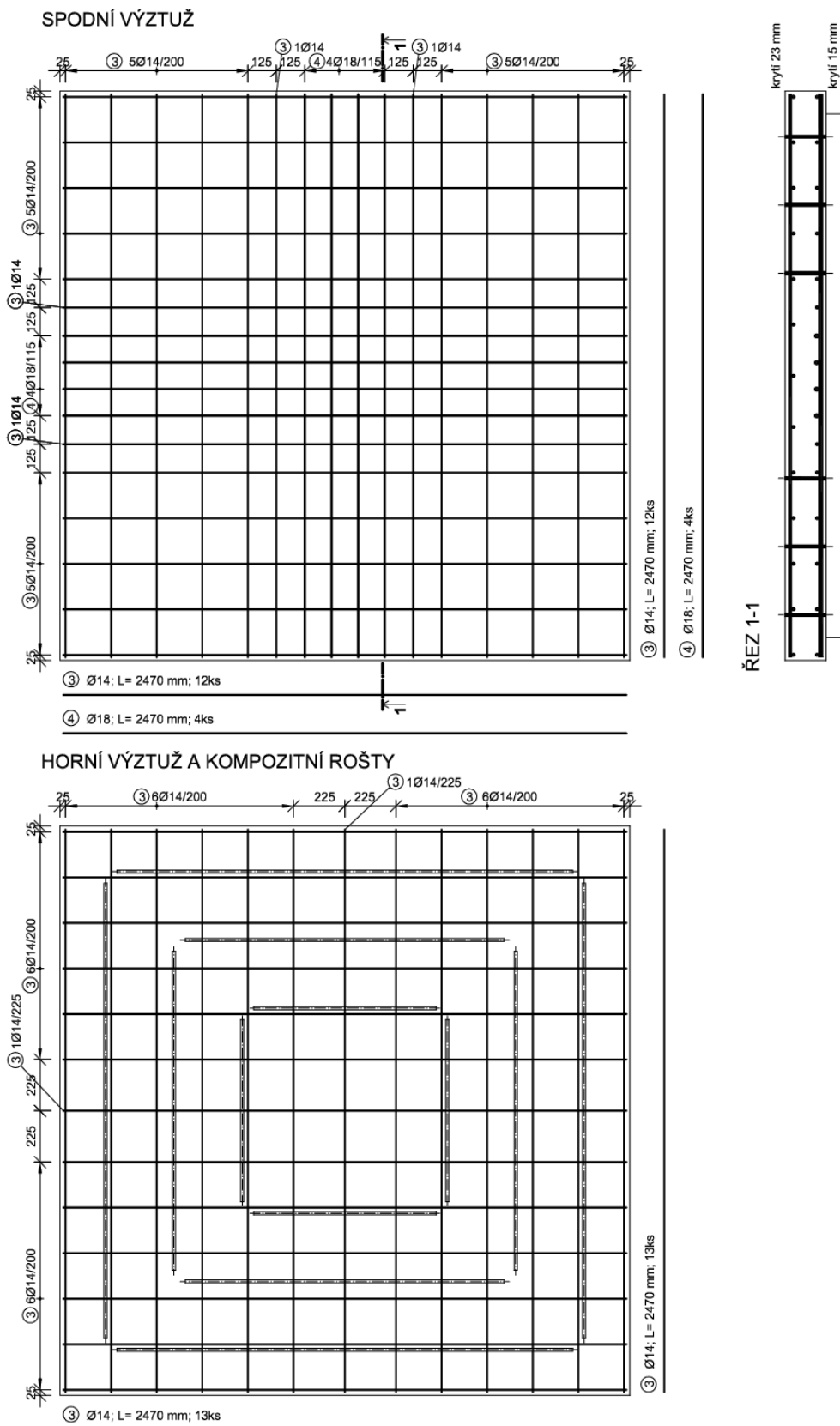
V návaznosti na výsledky dosažené na malých konstrukčních dílcích (betonové nosníky viz kap. 9.5.1) byl navržen segment přímo pojížděné zákrytové desky určené do vysoce agresivního prostředí. Návrh desky je uveden v příloze P3. Posudek na únavu respektoval aplikační oblast zákrytových desek, které jsou vystaveny opakovanému zatížení dopravou a byl založen na poznatcích dosažených při řešení dílčích částí disertační práce (především se jednalo o experimentální stanovení únavové životnosti FRP prutů (kap. 9.3.2), soudržnosti FRP výztuže a betonu při únavovém zatěžování (kap. 9.4) a nosníkové únavové zkoušky (kap. 9.5.1)).

Celkově bylo připraveno 5 desek s FRP výztuží a jedna deska s ocelovou výztuží, viz Tab. 17. Jedna deska s FRP výztuží (z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5) a deska s ocelovou výztuží (z.ocel\_1) byly pro určení referenční hodnoty mezní únosnosti zatěžovány monotónně až do porušení. Vzorky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 až z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 byly zatěžovány cyklicky. Deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 byla zatěžována na hladině zatížení zabezpečující dosažení únavové životnosti  $2 \times 10^6$  cyklů. Desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 byla zatěžovány únavovým zatížením s postupně vzrůstající amplitudou. Deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 byla zatěžována únavovým zatížením s konstantním zatížením na úrovni, při které docházelo k výrazné kumulaci porušení u již testovaných desek (předpoklad porušení vzorku v řádu stovek tisíc cyklů).

Na Obr. 79 je zobrazena deska vyztužená FRP výztuží před betonáží. Finální ohybové vyztužení vzorků bylo provedeno následovně: střední pruh je při spodním povrchu vyztužen čtyřmi pruty profilu 18 mm, okraje desky jsou vyztuženy na každé straně šesti pruty profilu 14 mm, Obr. 78. Moment únosnosti při výpočtu s použitím středních hodnot materiálových charakteristik je 97,2 kNm. Ohybové porušení je s uvážením středních materiálových charakteristik použitých materiálů předpokládáno při působení síly cca 520 kN (se zohledněním zatížení od vlastní tíhy zákrytové desky). Krytí spodní výztuže bylo navrženo 15 mm (GFRP výztuž je vysoce odolná působení vnějších agresivních činitelů a je tak třeba zajistit pouze spolupůsobení s betonem). Pro zabezpečení stanovené hodnoty krytí byly navrženy 3 řady FRP mřížky tl. 14 mm (ze sortimentu kompozitních litých roštů firmy PREFA Kompozity s obchodním názvem PREFA GRID). FRP mřížky slouží také pro zabezpečení polohy horní výztuže. Krytí horní výztuže je 23 mm (dáno velikostí ok FRP mřížky). Návrh výztuže je uveden v rámci přílohy P3.

Tab. 17 Přehled vzorků zákrytových desek

Způsob zatěžování	Označení vzorku	Střední krychelná pevnost betonu v tlaku [MPa]	Schéma cyklického zatěžování	Poznámka
Monotónní do porušení	z.GFRP.E.Ep.IV.N_5	47,7	-	Referenční vzorek
	z.ocel_1			
Cyklické	z.GFRP.E.Ep.IV.N_4	47,7	Únavové zatěžování s konstantní amplitudou $\sigma_{\max} = 0,2\sigma_{ult.}$	Předpokládaná únavová životnost $> 2 \times 10^6$ cyklů. Poté určení residuální únosnosti.
	z.GFRP.E.Ep.IV.N_3		Postupné zvyšování hladiny únavového zatěžování.	Zatěžování do porušení. Nebo do dosažení limitu zatěžovacího zařízení.
	z.GFRP.E.Ep.IV.N_2	58,9	Únavové zatěžování s konstantní amplitudou odpovídající 4. testované hladině vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_1.	Zatěžování do porušení.
	z.GFRP.E.Ep.IV.N_1		Postupné zvyšování hladiny únavového zatěžování.	Zatěžování do porušení. Nebo do dosažení limitu zatěžovacího zařízení.



Obr. 78 Schéma výztuže desky s GFRP výztuží



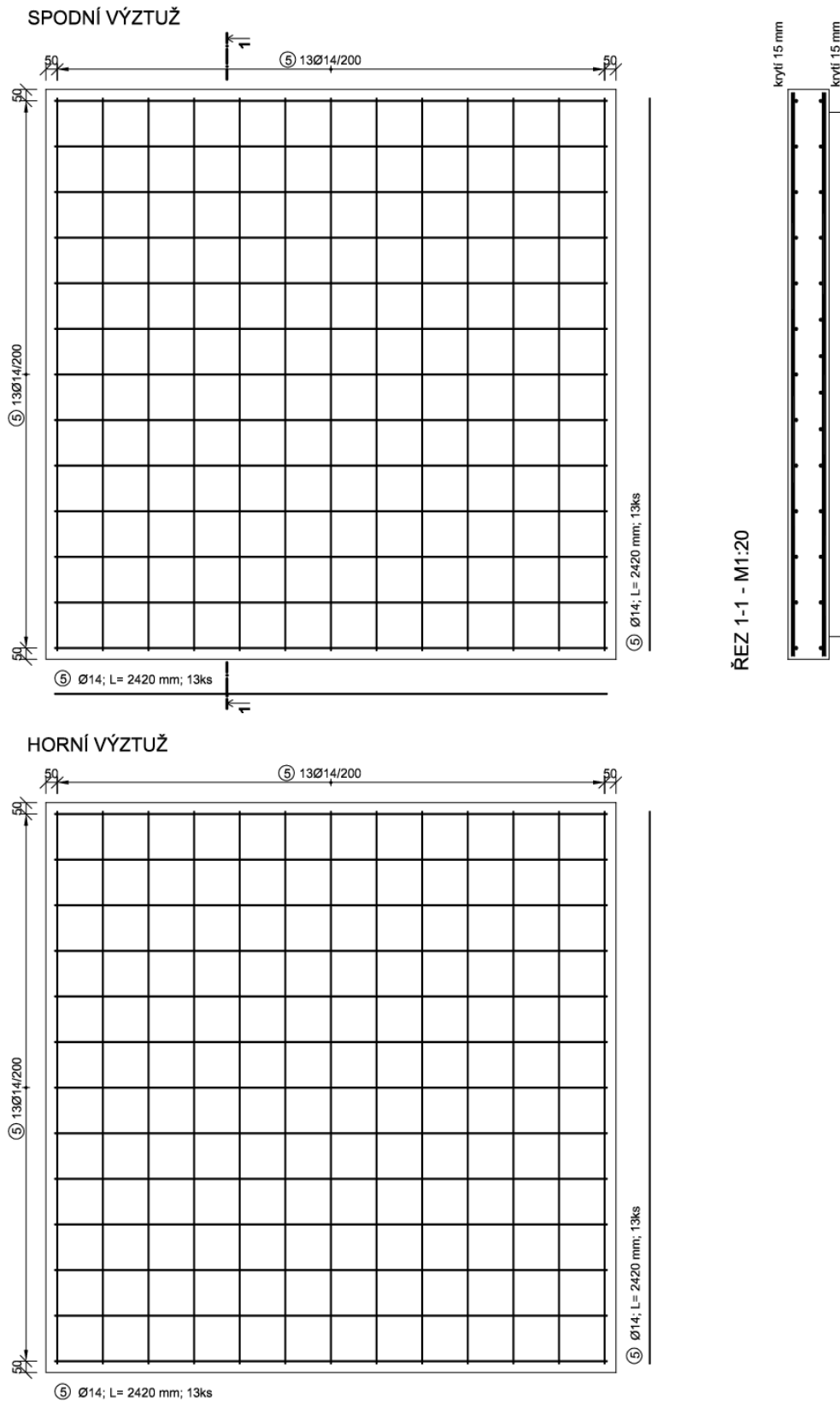
Obr. 79 Kompozitní výztuž zákrytové desky v bednění před betonáží

Jako referenční byla, za stejných okrajových podmínek, navržena zákrytová deska s běžnou betonářskou výztuží. Návrh výztuže vycházel ze stejného požadavku na zatížení proměnným zatížením kategorie G jako varianta s GFRP výztuží, viz příloha P3. Krytí bylo, z důvodu možnosti srovnání deformačního chování obou variant vyztužení, stanoveno na 15 mm pro horní i dolní výztuž<sup>7</sup>. Výsledné vyztužení desky se skládá z ocelových prutů průměru 14 mm v osové vzdálenosti 200 mm (v celé ploše), Obr. 80. Vyčerpání ohybové únosnosti z důvodu dosažení meze kluzu tažené výztuže bylo na základě provedených výpočtů předpokládáno při 355 kN (s uvážením středních hodnot materiálových charakteristik).

Beton byl navržen jako samozhutnitelný pevnostní třídy C45/55. Směs byla realizována s maximální velikostí zrna kameniva 16 mm, a to z důvodu dostupné frakce ve výrobě. S ohledem na relativně malou tloušťku krycí vrstvy betonu je tato hodnota maximální velikosti zrna kameniva hraniční, kompenzovaná volbou samozhutnitelné (SCC) směsi. Z důvodu dostupné kapacity výroby byly vzorky betonovány na dvou výrobních linkách (ve dvou různých halách), což vedlo k odlišným vlastnostem betonu, viz Tab. 17.

---

<sup>7</sup> Zákrytová deska je určena do extrémně agresivního prostředí XD3, XF4. Reálná hodnota krytí z hlediska trvanlivosti je pro ocelovou betonářskou výztuž pro dané prostředí 55 mm (s bezpečnostním přírůstkem 10 mm).



Obr. 80 Schéma ocelové výztuže

#### 9.5.2.1. Konfigurace zkoušky a použitá instrumentace

Na Obr. 81 je reálné provedení zatěžovací zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5. Popis chování zkušebních vzorků zákrytových desek během zatěžování zajistila řada vhodně rozmístěných snímačů, které zaznamenávaly deformaci a přetvoření nejen samotného vzorku (snímače umístěné na povrchu betonu), ale i přetvoření vybraných prutů výztuže.

Na FRP i ocelovou výztuž byly před betonáží umístěny odporové tenzometry, Obr. 82b resp. Obr. 83b. Na každou z desek vyztuženou FRP výztuží bylo na výztuž připevněno 6 odporových tenzometrů. Tenzometry byly umístěny na výztuž nejbližší spodnímu povrchu desky na 2 pruty profilu 18 mm a na první prut profilu 14 mm nejbližší ke středu desky. Na každém z měřených prutů jsou umístěny 2 tenzometry: jeden ve středu prutu a druhý ve vzdálenosti 250 mm od středu prutu (za hranou roznášecí desky, na které je aplikováno zatížení). Z důvodu symetrického vyztužení i zatěžování desky jsou umístěny tenzometry pouze na výztuže umístěné v jedné polovině desky. V případě desky s ocelovou výztuží jsou umístěny tenzometry na střední pruty spodní výztuže v obou směrech ( $x$  a  $y$ ). Celkově byly osazeny 4 tenzometry (po dvou tenzometrech na prut vždy ve středu prutu a 250 mm od středu prutu).

Dále byly použity odporové tenzometry pro měření přetvoření povrchu tlačené části betonu, Obr. 82a a Obr. 83a. Počet měřených bodů na povrchu betonu se lišil v závislosti na způsobu zatěžování. Pro monotónní zkoušky byl prvek osazen v plné konfiguraci: byly použity tři tenzometry (pro desku s ocelovou výztuží pouze dva) na povrchu betonu v místě za hranou zatěžovací plochy a jeden tenzometr za hranou zatěžovací plochy v kolmém směru (směr  $y$ ). V případě únavové zkoušky byl počet tenzometrů zredukován z důvodu omezení počtu využitých kanálů (snížení počtu měřících ústředěn).

Deformace zkušebního vzorku byla zaznamenávána pomocí indukčnostních snímačů dráhy. U únavově zatěžovaných desek je taktéž redukován počet snímaných bodů. Při monotónní zkoušce je využito 13 snímačů, zatímco při únavové je s využitím symetrie použito pouze 6 snímačů (deformačně popsána je jedna čtvrtina desky).

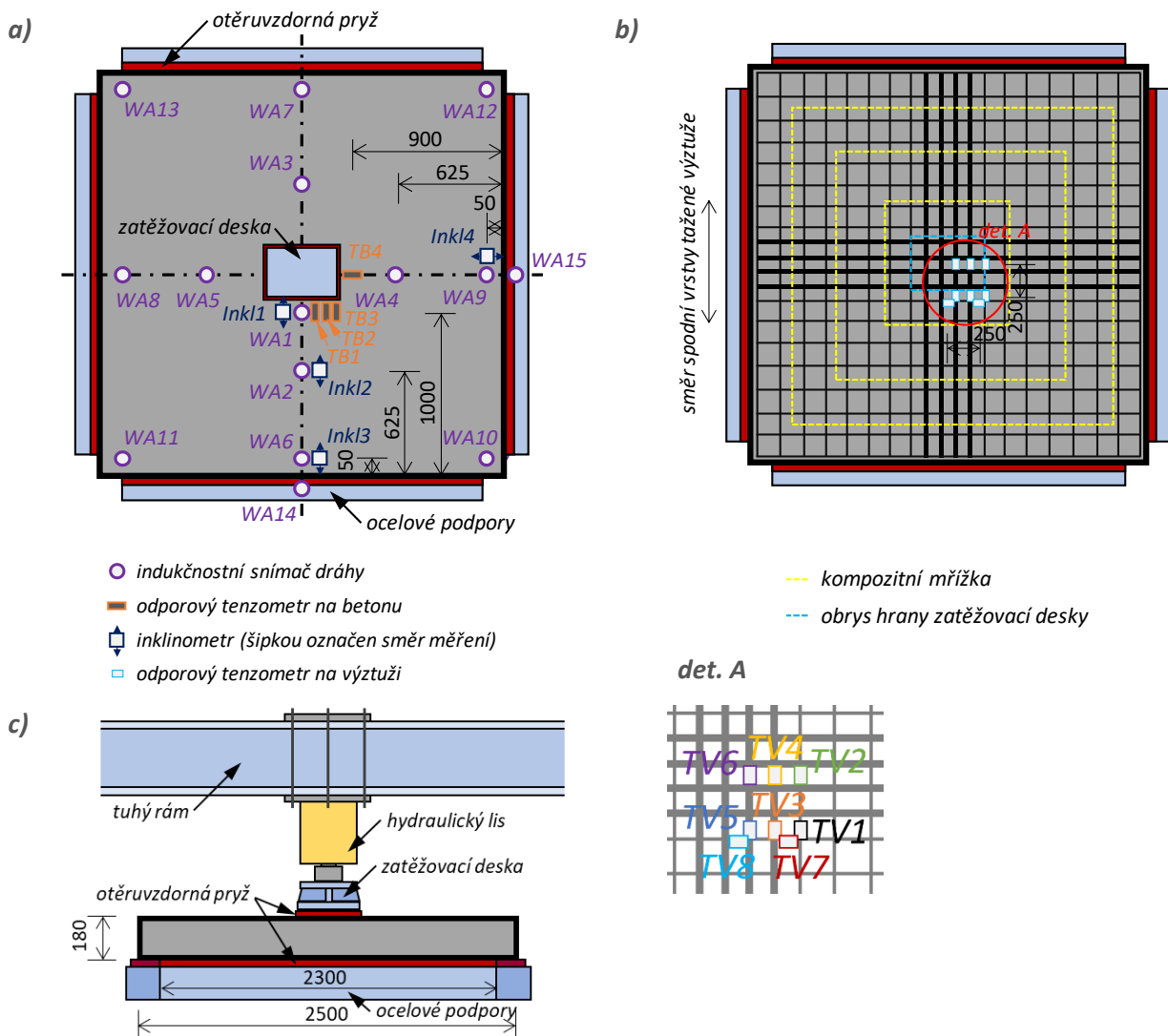


Obr. 81 Reálné provedení zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 s osazenou instrumentací

### 9.5.2.2. Referenční monotónně zatěžované desky

Pro určení krátkodobé únosnosti byly staticky zatěžovány vzorky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 s FRP výztuží a z.ocel\_1 s běžnou betonářskou výztuží.

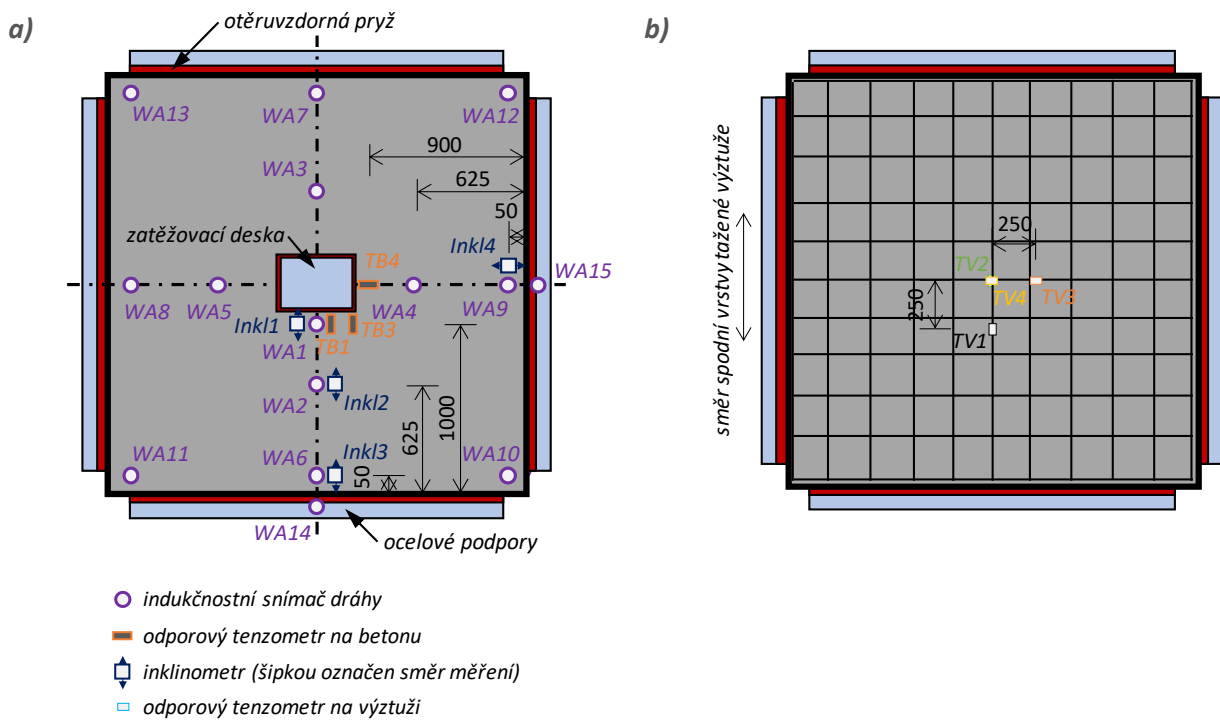
Vzorek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 byl celkově osazen třinácti indukčnostními snímači dráhy pro určení svislé deformace desky (další dva indukčnostní snímače snímaly stlačení pryže pod deskou), čtyřmi inklinometry na horním povrchu desky, čtyřmi odporovými tenzometry na horním povrchu desky a osmi odporovými tenzometry na vybraných prutech GFRP výztuže. Včetně působící síly tak bylo během zatěžovací zkoušky měřeno celkově 32 veličin, Obr. 82. Rozmístění snímačů umožnilo popsat průhyb desky v obou hlavních směrech a také zohlednit deformaci v místech podepření (včetně zvedání volných rohů desky).



Obr. 82 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži; c) způsob uložení a zatěžování vzorku

V případě desky s ocelovou výztuží (ozn. z.ocel\_1) byl z důvodu řidšího rastru spodní výztuže redukován počet odporových tenzometrů na výztuži na čtyři a počet odporových tenzometrů na betonu na tři. Ostatní použité snímače zůstaly rozmístěny shodně s deskou z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5, Obr. 83.





Obr. 83 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desky z.ocel\_1: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži

Oba vzorky byly zatěžovány deformačně až do porušení. Zatěžovací zkouška vzorků byla rozdělena na dvě fáze. V první fázi byly vzorky zatěžovány třemi cykly, kdy bylo vneseno zatížení na úroveň vzniku trhlin a následně opět odtíženo. Každý cyklus spočíval v zatížení na hodnotu 150 kN, při dosažení požadované síly byla tato síla podržena a poté došlo k odtížení, opět s provedením časové prodlevy před dalším cyklem. Hodnota 150 kN představovala teoretickou hodnotu vzniku trhlin v betonu. Během těchto tří cyklů byl sledován případný nárůst deformace a přetvoření obou materiálů (beton, výztuž), což by indikovalo kumulaci poškození. Druhá část zkoušky spočívala v monotónním zatěžování zákrytových desek až do jejich porušení. V průběhu zatěžování byl, kromě deformace a přetvoření materiálů, sledován rozvoj trhlin v betonu a způsob porušení vzorku.

Na Obr. 86 je zobrazena závislost průhybu vzorku cca uprostřed a působící síly pro oba referenční vzorky. Odezva obou zákrytových desek na první fázi zatěžování (3x zatížení na hodnotu 150 kN a následné odtížení) je téměř shodná. V průběhu první fáze zatěžování se u obou desek vytvořily drobné trhliny na spodní straně desky poblíž středu, které se v několika případech prokreslily na čelních (bočních) stranách desky, Obr. 84 a Obr. 85. V případě desky s GFRP výztuží nebyly trhliny po odtížení viditelné. Na Obr. 84 je zobrazen spodní povrch vzorku z.ocel\_1 po první fázi zatěžování. Pro lepší přehlednost byly vzniklé trhliny zvýrazněny: 1) červeně plně – po prvním zatížení na 150 kN a následném odtížení, 2) černě plně – po druhém odtížení, 3) červeně čárkovaně – po třetím odtížení.



Obr. 84 Spodní povrch vzorku z.ocel\_1 po první fázi zatěžování se zvýrazněnými trhlinami

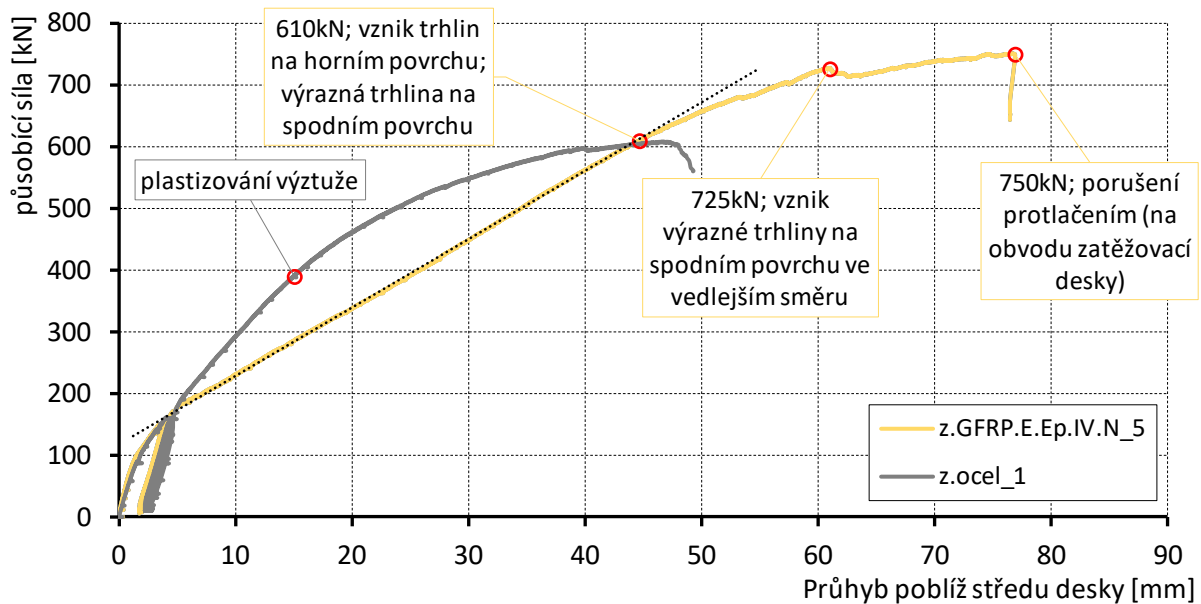


Obr. 85 Čelní strana vzorku z.ocel\_1 po první fázi zatěžování se zvýrazněnými trhlinami

Při dalším zatěžování vykazovala deska s ocelovou výztuží vyšší tuhost (vlivem vyššího modulu pružnosti výztuže). Vzorek s FRP výztuží se choval téměř lineárně až do vzniku prvních trhlin na horním povrchu desky. Porušení desky s FRP výztuží nastalo při vyšší působící síle (cca 750 kN) než při porušení desky s ocelovou výztuží (cca 600 kN), viz Obr. 86. To je částečně způsobeno vyšší hodnotou dílčího součinitele bezpečnosti<sup>8</sup> pro FRP výztuž (deska s FRP i ocelovou výztuží byla navržena na stejnou návrhovou únosnost).

---

<sup>8</sup>  $\gamma_s = 1,15$  pro ocelovou výztuž;  $\gamma_i \geq 1,25$  pro GFRP výztuž (dle podkladů výrobce)



Obr. 86 Průběh monotónní zatěžovací zkoušky – závislost síly a průhybu cca uprostřed vzorku – porovnání odezvy desky vyztužené FRP a ocelovou výztuží

V průběhu zkoušek bylo pomocí odporových tenzometrů měřeno přetvoření vybraných prutů výztuže. Na Obr. 87b je vynesena závislost napětí ve výztuži<sup>9</sup> na působící síle desky s GFRP výztuží z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5. Po překročení tahové pevnosti betonu (po vzniku ohybových trhlin při působící síle cca 150 – 160 kN) je nárůst napětí při zvyšujícím se zatížení ve většině měřených bodů na výztuži téměř lineární. Patrné je nejen odlišné zapojení/využití jednotlivých prutů, ale také (s ohledem na polohu tenzometru očekávané) různé napětí na dvou místech jednoho prutu. Největší napětí při dané hladině působící síly bylo zaznamenáno na krajním prutu průměru 18 mm (nejdále od středu vzorku; na grafu označeno jako TV4) pomocí tenzometru, který se nacházel půdorysně uprostřed rozpětí vzorku. Při zvyšujícím se zatížení docházelo k výpadkům signálu tenzometrů z důvodu překročení maximálního přetvoření snímače/měřícího rozsahu snímače. K výpadkům signálu odporových tenzometrů na výztuži docházelo při dosažení přetvoření cca 8–10%.

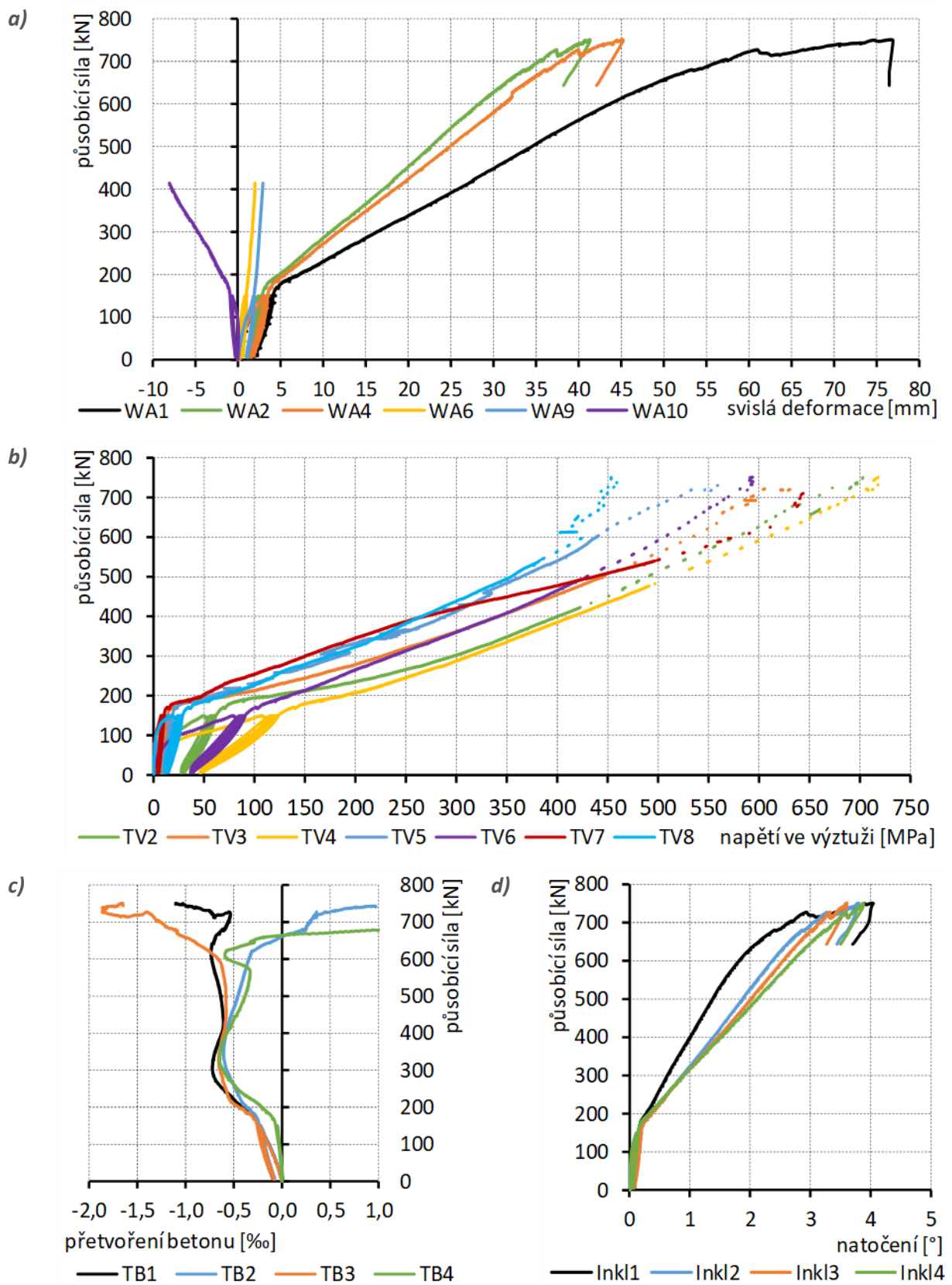
U vzorku z.ocel\_1 měřené přetvoření prutů roste po vzniku ohybových trhlin v betonu lineárně se zvyšujícím se zatížením až do dosažení meze kluzu, Obr. 88b. Největší hodnoty přetvoření výztuže při dané hladině zatížení byly zaznamenány přímo uprostřed desky (platí pro oba směry výztuže). V další fázi zatěžování je patrné mírně se zvyšující únosnost při významně se zvyšujícím přetvoření prutů, které se v tuto chvíli nachází za mezí kluzu. Dochází k přerozdělení zatížení z nejvíce porušené oblasti do částí desky dále od středu, což má přímý vliv na celkovou tuhost vzorku, která se po dosažení meze kluzu nejvíce namáhaných prutů snižuje, viz Obr. 86.

Na Obr. 87c je vynesena závislost přetvoření betonu na působící síle desky s GFRP výztuží z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5. Vznik trhlin v tažené části průřezu při cca 160 kN se dle očekávání projevil prudkým nárůstem tlakového přetvoření betonu na všech měřených místech. Při dosažení síly cca 300 – 320 kN byla pomocí tenzometrů připevněných na horním povrchu betonu vyzorována změna chování. Ve všech měřených bodech se při dalším zvyšování zatížení snižovalo přetvoření betonu. To je pravděpodobně způsobeno redistribucí zatížení z výrazně porušeného středu desky do okrajových částí. Tato změna

<sup>9</sup> Vzhledem k lineárnímu chování FRP výztuže až do porušení je pomocí Hookova zákona určeno napětí ve výztuži z měřeného přetvoření pomocí odporových tenzometrů.

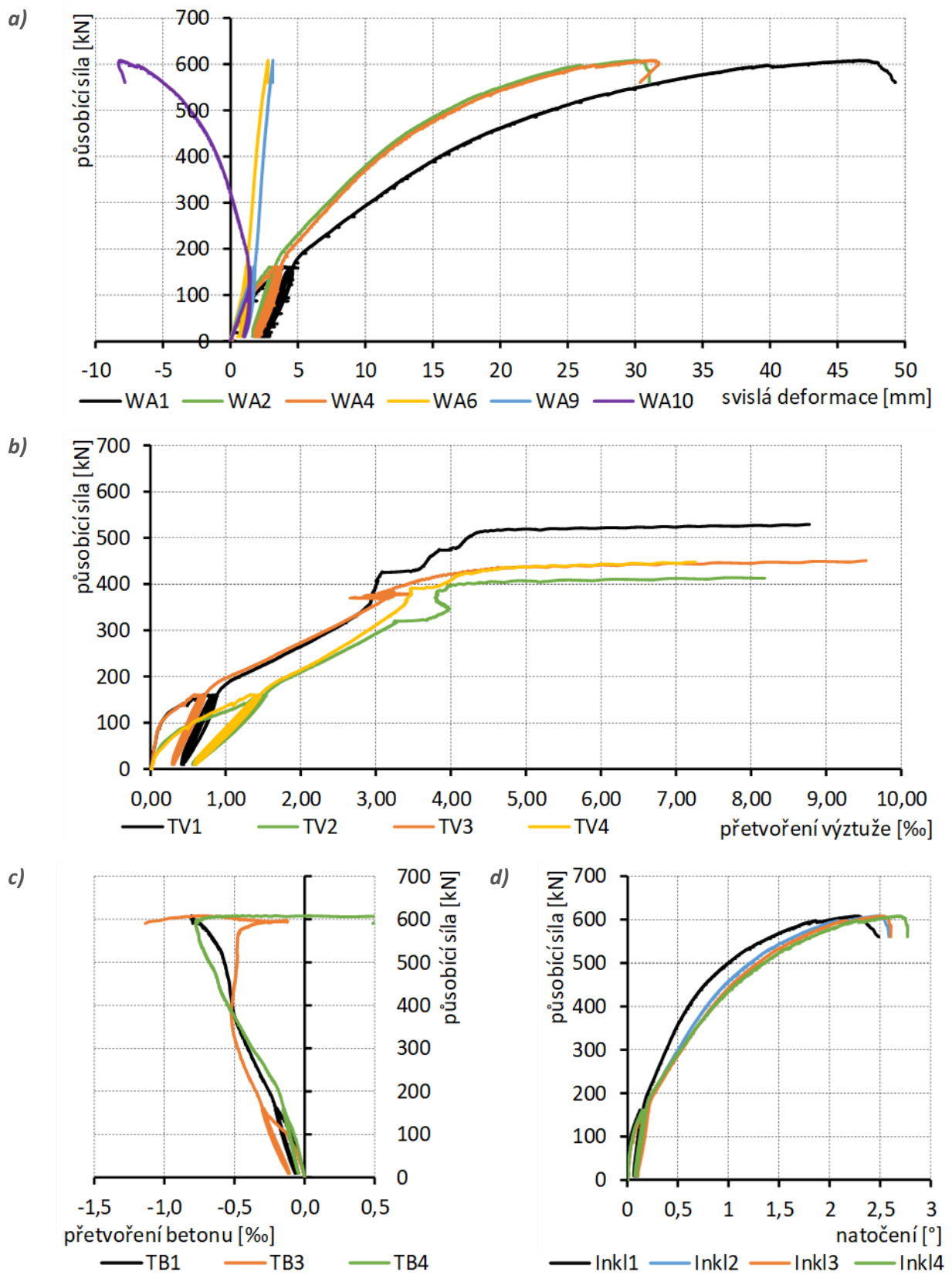
chování se neprojevila na deformaci desky (indukčnostní snímače ani inklinometry nezaznamenaly změnu trendu) ani na napětí ve výztuži. Další změna zapojení tlačené části průřezu je vyzorována při hodnotě přibližně 610 kN. Při dosažení této úrovně zatížení se na horním povrchu začaly tvořit smykové trhliny přibližně kopírující první řadu kompozitních mřížek (řadu nejbližší ke středu desky). Tento vznik trhlin měl vliv také na celkovou tuhost desky. Po překonání síly 610 kN již průhyb cca ve středu desky nadále neroste lineárně se zvyšujícím se zatížením, Obr. 86. Po vzniku trhlin na horním povrchu desky se na dvou měřených bodech (tenzometry označené TB1 a TB3) výrazně zvýšilo přetvoření betonu, zatímco u dalších dvou (TB2 a TB4) se tlakové přetvoření betonu snížilo a postupně bylo měřeno až tahové přetvoření. Vytvořená smyková trhlina kopírující vnitřní řadu kompozitní mřížky procházela přímo tenzometrem TB4, což zapříčinilo naměření tahového přetvoření. Obdobně byl tenzometr TB2 ovlivněn trhlinou, která vznikla na okraji zatěžovací roznášecí desky. U desky z.ocel\_1 bylo zapojení tlačené části průřezu ovlivněné dosažením meze kluzu ve výztuži při hodnotě působící síly přibližně 390 kN, Obr. 88c. Další změna trendu přetvoření betonu byla pozorována až bezprostředně před porušením vzorku.

Experimentálně stanovená únosnost u obou monotónně zatěžovaných vzorků významně překonala teoretickou predikci (viz Příloha P3). To je, především u vzorku s FRP výztuží, způsobeno významnou redistribucí zatížení, které nastalo před křehkým porušením vzorku. Vznik trhlin na spodním povrchu desky v místě maximálního momentu (uprostřed rozpětí desky) mělo za následek snížení tuhosti v této oblasti. Důsledkem toho se zvýšilo zapojení částí desky vzdálenějších od středu. Při rostoucím zatížení došlo k intenzivnímu porušení velké části spodního povrchu ohybovými trhlínami. Výsledné porušení vzorku nastalo v obou případech smykovým porušením – protlačením.



Obr. 87 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) napětí ve výztuži; c) přetvořených tlačných vláken betonu; d) náklon ve vybraných bodech desky





Obr. 88 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.ocel\_1: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) napětí ve výztuži; c) přetvořených tlačných vláken betonu; d) náklon ve vybraných bodech desky

U desky z.GFRP.E.EP.IV.N\_5 při zatěžování nejdříve vznikaly ohybové trhliny na spodním povrchu desky, které se postupně rozšiřovaly téměř po celém půdorysu desky. První viditelné trhliny na horním povrchu značící postupné vyčerpání únosnosti v tlačném pásu vznikly při síle cca 680 kN, a to v místě obvodu kompozitní mřížky nejbližší středu desky. Došlo k vytvoření smykové plochy, která se na spodním povrchu prorýsovala cca v místě polohy druhé řady kompozitních mřížek. Vznik těchto trhlin byl provázen výrazným snížením tuhosti vzorku. Při dalším zatěžování začaly vznikat další drobnější trhliny na horním povrchu. Selhání vzorku nastalo (obdobně u varianty s ocelovou výztuží) protlačením roznášecí desky. Vznik a šíření smykových trhlin je znázorněn na Obr. 89.

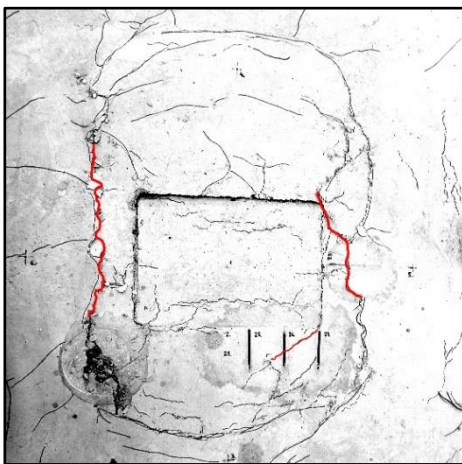
U vzorku z.ocel\_1 bylo smykové porušení náhlé a smyková rovina na horním povrchu kopírovala obrys zatěžovací desky, Obr. 90.

*horní povrch*

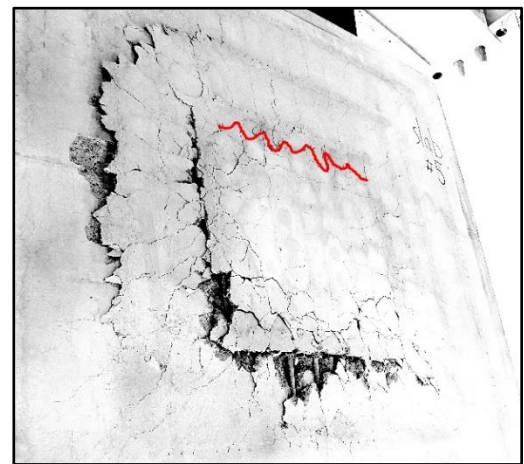
*spodní povrch*

**610 kN – vznik trhlin na horním povrchu; výrazná trhlina na spodním povrchu v hlavním směru**

a)

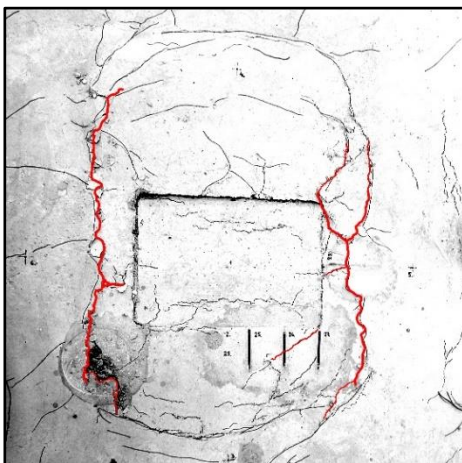


b)

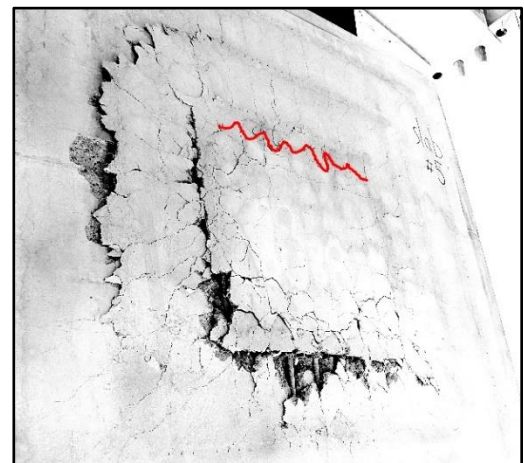


**610 – 725 kN – rozvoj smykových trhlin na horním (v místě vnitřní řady kompozitních mřížek) a otevírání stávajících trhlin spodním povrchu**

c)



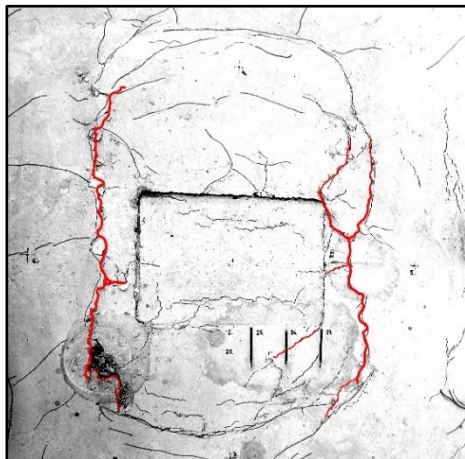
d)



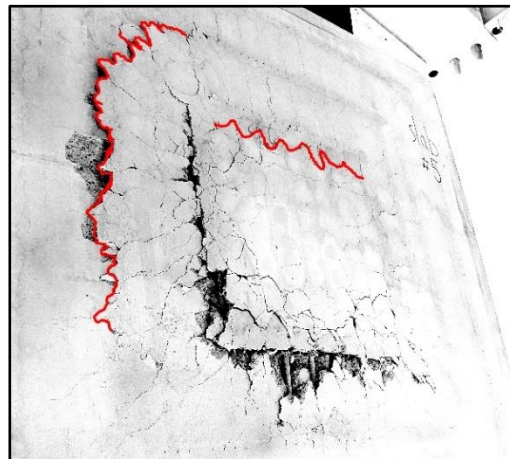


**725 kN – vznik výrazné smykové trhliny na spodním povrchu ve vedlejším směru v místě druhé řady kompozitních mřížek**

e)

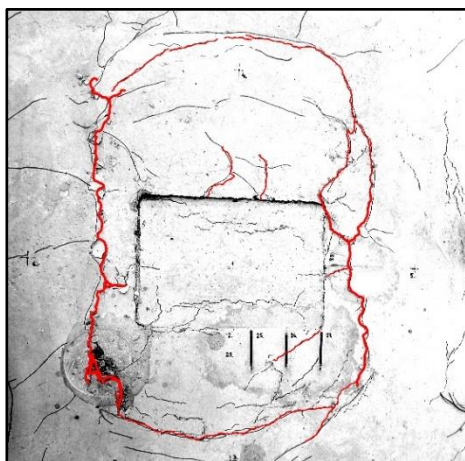


f)

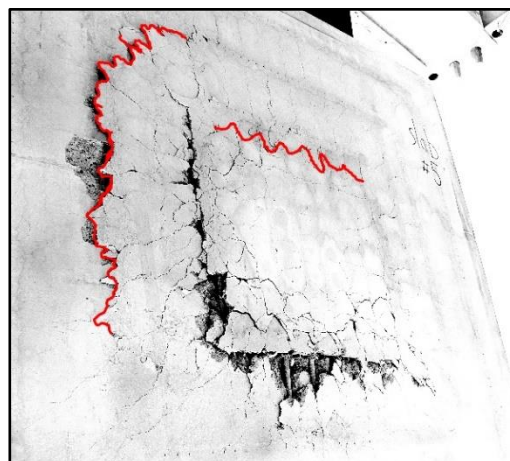


**725 – 750 kN – rozšiřování smykových trhlin na horním i spodním povrchu (na obou površích v místech vnitřní i druhé řady kompozitních mřížek)**

g)

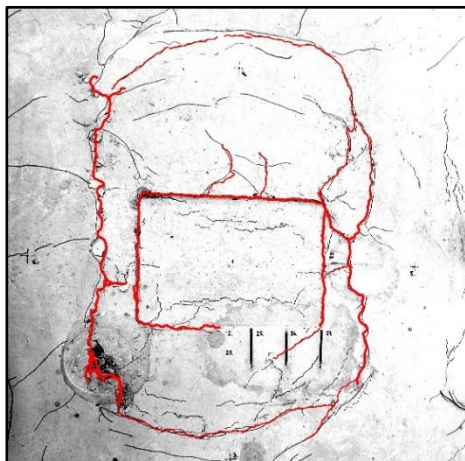


h)

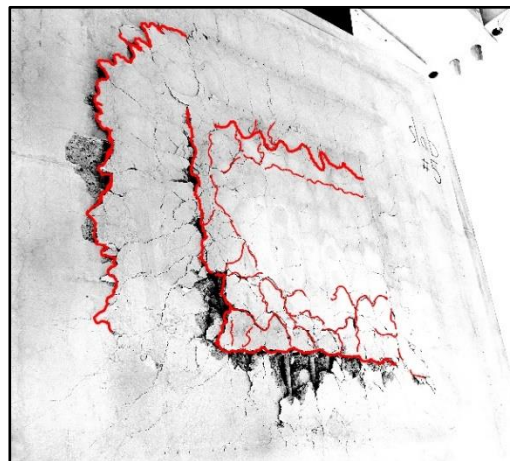


**750 kN – protlačení zatěžovací desky (na horním povrchu po obvodě zatěžovací desky; na spodním povrchu smyková trhlina v místě vnitřní řady kompozitních mřížek)**

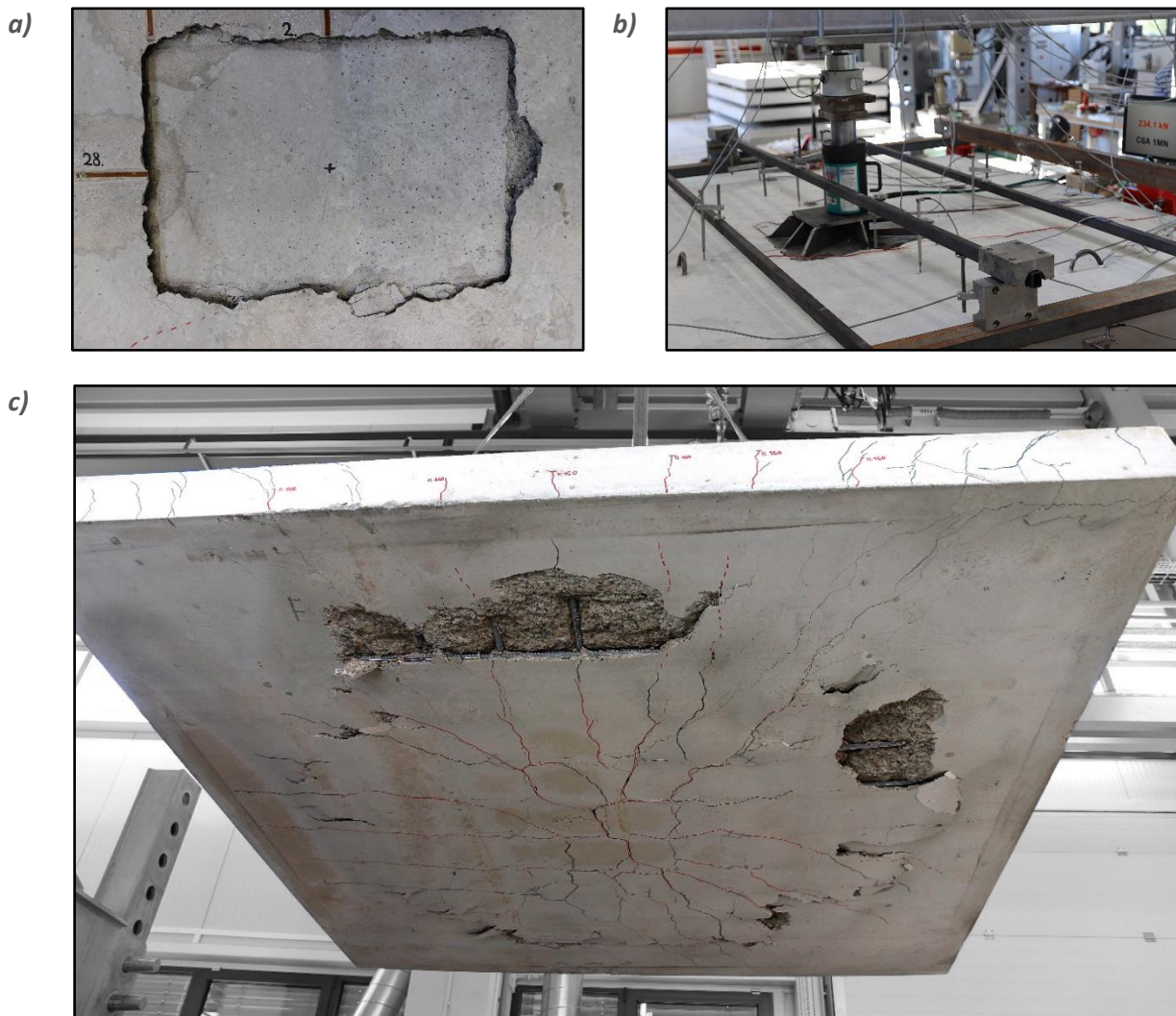
i)



j)



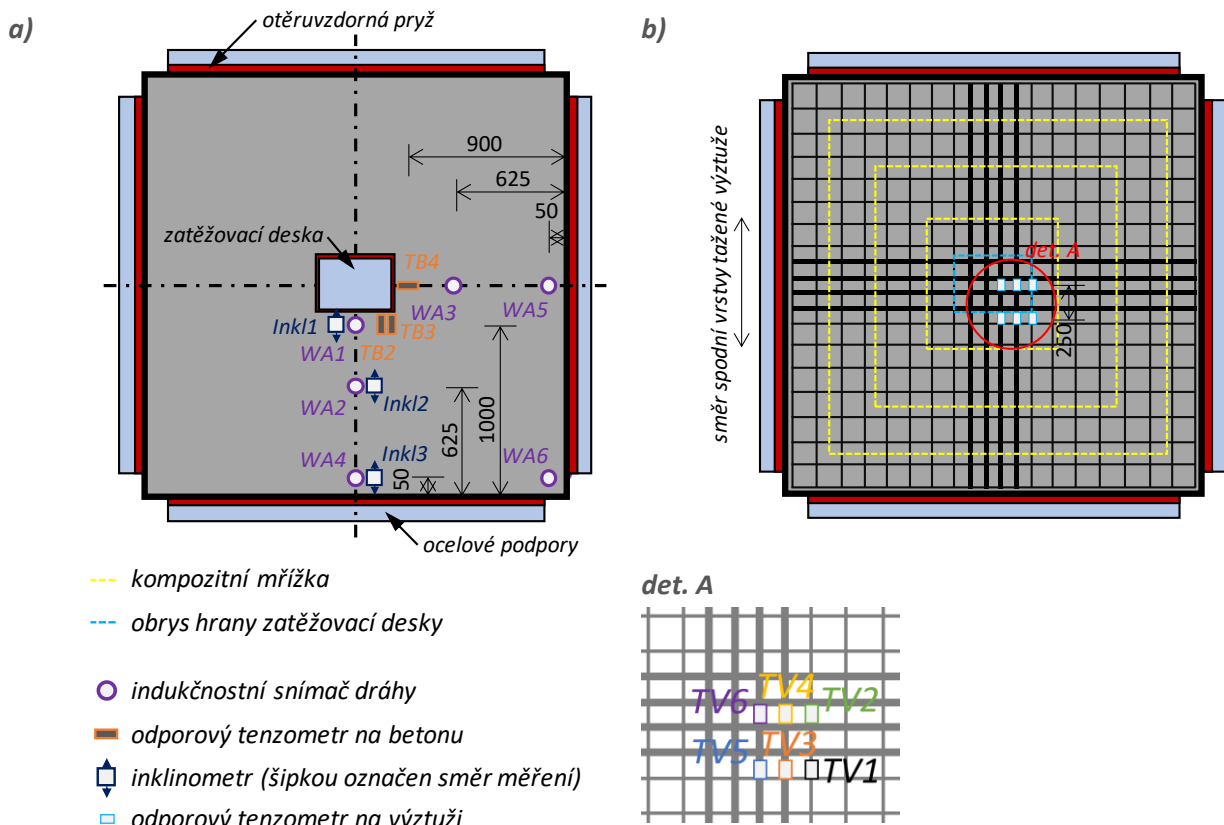
Obr. 89 Průběh vzniku smykových trhlin na horním a spodním povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5



Obr. 90 Porušení vzorku z.ocel\_1: a) a b) vytvoření smykové plochy na okraji zatěžovací plochy, c) porušení spodního povrchu

### 9.5.2.3. Únavové zkoušky

Po úspěšném provedení referenčních monotónních zkoušek byly provedeny únavové zatěžovací zkoušky. Vzorek zákrytové desky s označením z.GFRP.E.EP.IV.N\_4 byl podroben únavovému vysoko-cyklickému zatěžování s konstantní amplitudou zatížení. Návrh konfigurace zkoušky vycházel z poznatků nabytých v rámci předchozího řešení disertační práce, kdy byly využity výsledky všech doposud provedených testů. Na základně S-N křivky získané na prutech v konfiguraci zabetonovaných prutů byla určena maximální hodnota únavového napětí, při kterém nedojde k únavovému porušení. Tato hodnota odpovídá 20% tahové pevnosti, viz kapitola 9.3.2. Dále byly využity poznatky z testování a použité instrumentace ohýbaných nosníků vyztužených GFRP výztuží, viz kapitola 9.5.1. Při návrhu byl také zohledněn vliv únavového zatížení na soudržnost FRP výztuže, viz kapitola 9.4.

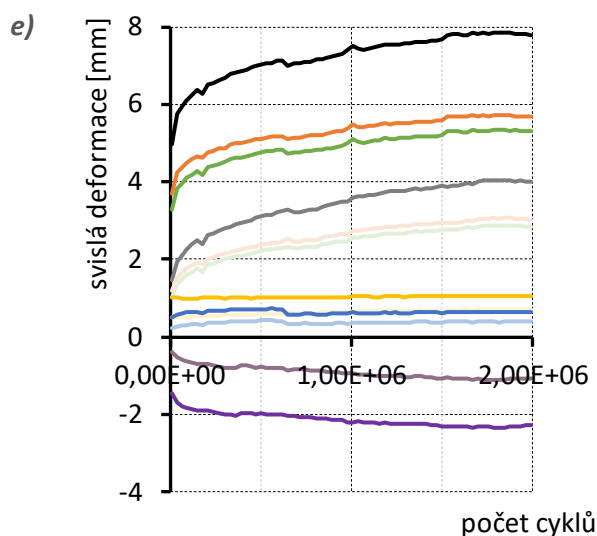
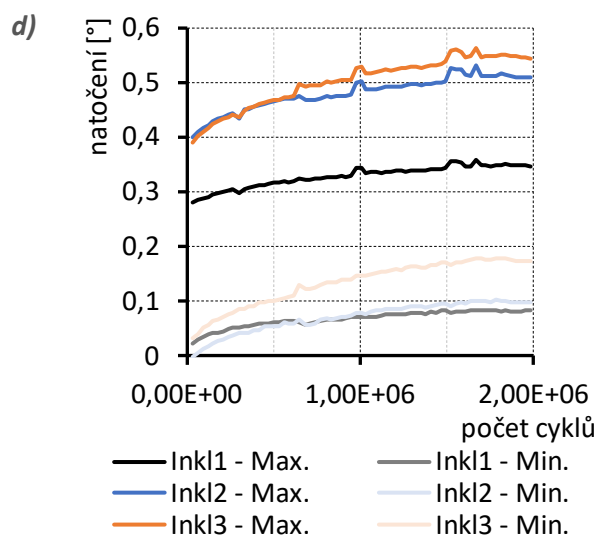
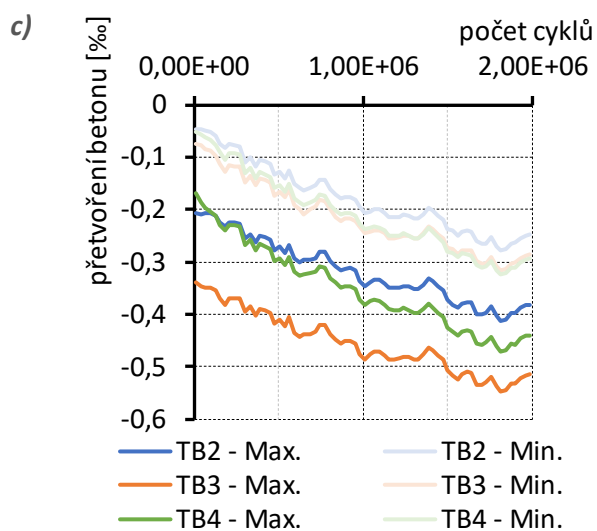
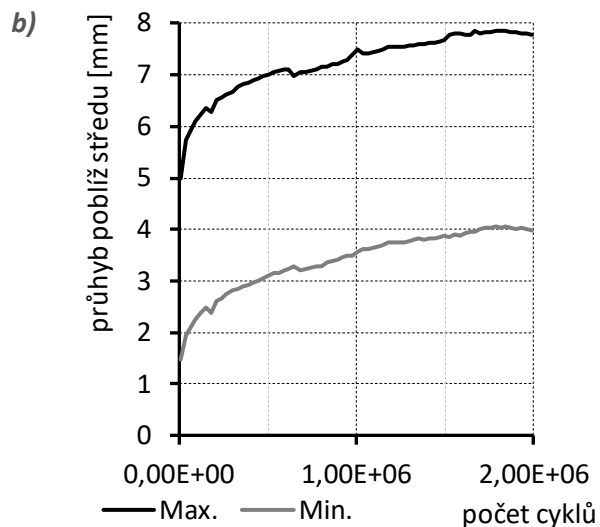
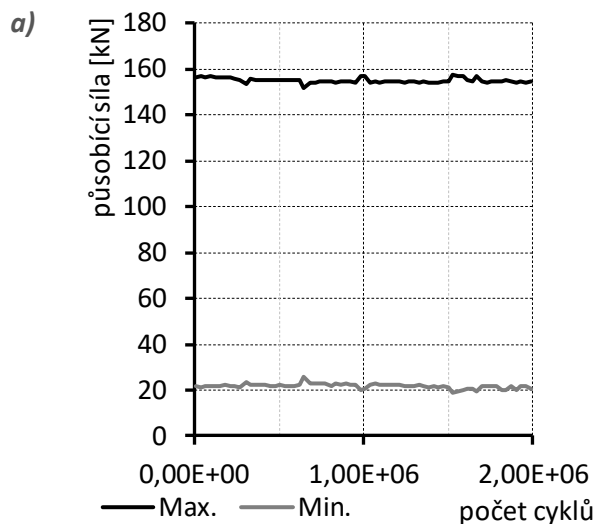


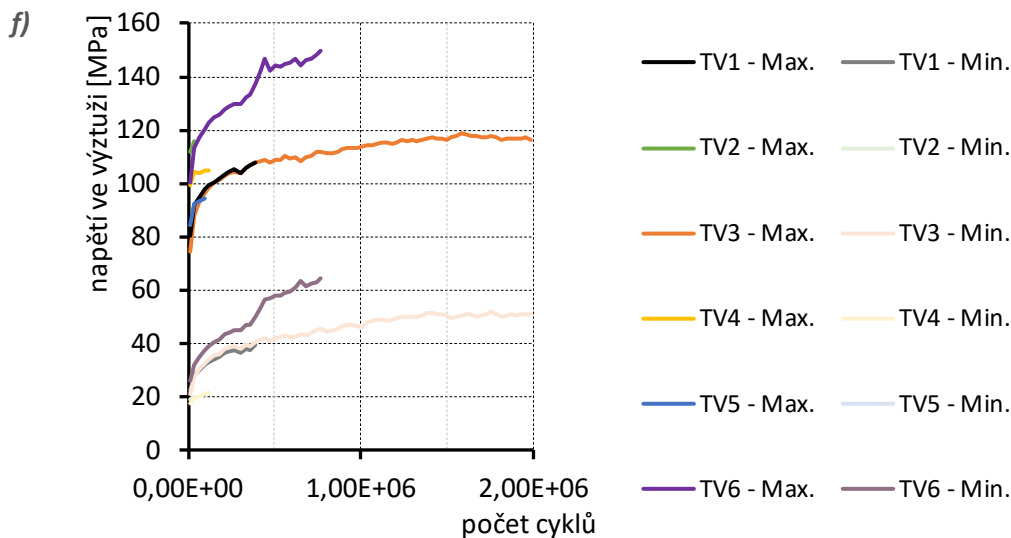
Obr. 91 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1–z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži

Velikost působících sil byla stanovena na základě vyhodnocení monotónně zatěžované zákrytové desky s GFRP výztuží z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5. Všechny vzorky byly zatěžovány silově s tvarem zatížení dle sinusoidy. Vnesené zatížení vyvodilo maximální napětí ve výztuži 140 MPa (tj. 20 % z tahové pevnosti výztuže 693 MPa). Při uvážení skutečného chování vzorku (viz Obr. 87b) byla určena maximální síla v cyklu 160 kN, minimální hodnota pak 16 kN (parametr asymetrie cyklu byl stanoven v hodnotě 0,1). Frekvence zatěžování byla zvolena 2 Hz z důvodu limitovaných možností zatěžovacího lisu.

Na Obr. 92b a Obr. 92e jsou vyneseny naměřené svislé posunutí vybraných bodů (označení indukčnostních snímačů dráhy dle Obr. 91a). Vynášena je vždy maximální a minimální deformace v cyklu. Dle předpokladu byla naměřena maximální svislá deformace desky poblíž jejího středu. Směrem k podporám se průhyb v obou hlavních směrech snižuje. Záporná deformace snímače WA6 značí zvedání volného rohu desky. Patrný je výrazný nárůst deformace desky v počátku únavového zatěžování, který se v průběhu zatěžování postupně ustaluje. Rozdíl mezi maximálním a minimálním průhybem v rámci jednoho zatěžovacího cyklu se však výrazně nemění (tj. společně s průhybem při maximálním zatížení roste i průhyb při minimálním zatížení v cyklu). Dochází k nárůstu trvalé deformace desky (zvyšuje se křivost), avšak ohybová tuhost desky není únavovým zatížením na dané hladině výrazně ovlivněna.







Obr. 92 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži

Na Obr. 92f je vyneseno napětí ve výztuži určené na základně měřeného přetvoření pomocí odporových tenzometrů. Většina použitých snímačů nebyla dlouhodobě schopna odolávat cyklickému zatěžování. V první fázi zatěžování dochází k výraznému nárůstu napětí v měřených prutech související s nárůstem křivosti vzorku, který se postupně ustaluje. Měřená přetvoření plně korelují s trendem nárůstu průhybu desky (Obr. 92b a Obr. 92e) i nárůstu křivosti (Obr. 92d). Také pro měřená přetvoření ve výztuži platí, že se v průběhu zkoušky výrazně neliší poměr mezi minimálním a maximálním přetvořením v cyklu. Stejný trend platí také pro přetvoření betonu v tlaku (Obr. 92c). Z Obr. 92f však vyplývá, že v průběhu zkoušky v měřených bodech na výztuži nebylo dosaženo požadované hodnoty parametru asymetrie  $R=0,1$ . Skutečná hodnota se pro více namáhané měřené pruty pohybovala přibližně mezi 0,2 – 0,3; u méně využitých prutů přibližně 0,4 – 0,5. Snížení amplitudy cyklického zatížení má obecně za následek zvýšení únavové životnosti, viz kapitola 6.2.2.

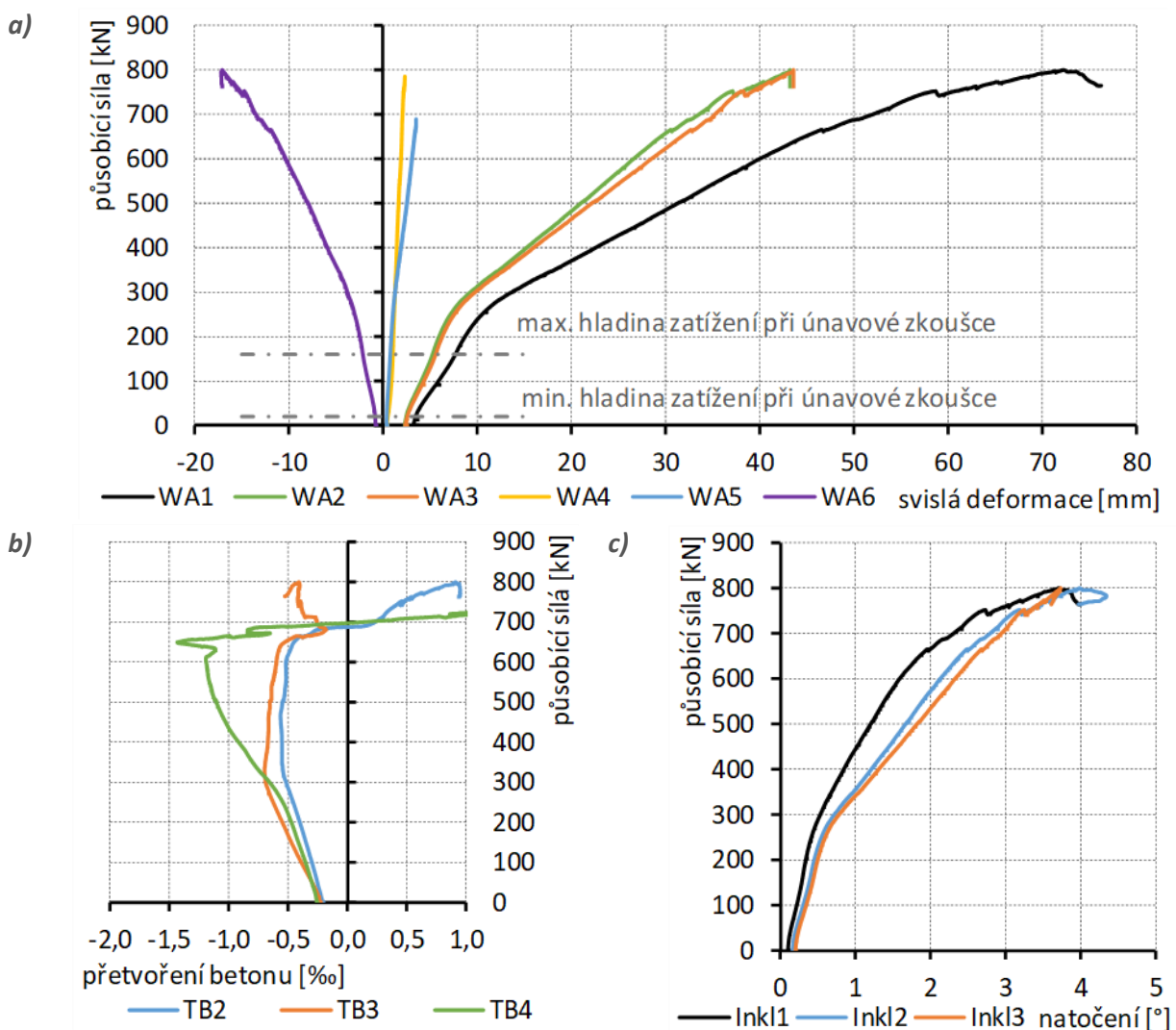
Při únavovém zatěžování docházelo k postupné tvorbě trhlin v betonu na spodním povrchu a čelních stranách vzorku. Na horním povrchu desky nebyl vznik trhlin pozorován. Trhliny na čelních stranách byly průběžně zaznamenávány, Obr. 94. Patrný je průběžný vznik nových trhlin a jejich postupné rozšiřování po výšce průřezu.

Po provedení  $1 \times 10^6$  cyklů byly zaznamenány trhliny na spodním povrchu desky (na Obr. 94 a Obr. 95 znázorněno červeně). Trhliny ve středu desky ve většině případů kopírovaly výztužné pruty. Vytvořil se pravouhlý rastr ohybových trhlin, které se postupně šířily směrem k podporám. V počátku únavového zatěžování (současně s vytvářením trhlin uprostřed rozpětí) se vytvořily také diagonální trhliny směřující od středu desky k jejím rohům. Tyto diagonální trhliny navazovaly na trhliny vykreslené na čelních stranách desky poblíž jejích rohů, kdy se tyto trhliny šířily od spodní hrany desky směrem vzhůru a dosahovaly obecně největších šířek (z trhlin vytvořených na čelních površích). Po provedení  $2 \times 10^6$  cyklů (po ukončení únavového zatěžování) byly následně znovu zvýrazněny trhliny na spodním povrchu desky (na Obr. 94 znázorněno černě). Ve druhé polovině únavového zatěžování vzniklo podstatně méně trhlin než na počátku zatěžování.

V průběhu únavového zatěžování nedošlo k porušení prutů výztuže. Dle předpokladu bylo dosaženo únavové životnosti vzorku větší než  $2 \times 10^6$  cyklů. Vzorek byl následně podroben monotónní zatěžovací zkoušce až do porušení pro zjištění odezvy na aplikované zatížení a pro stanovení reziduální únosnosti.

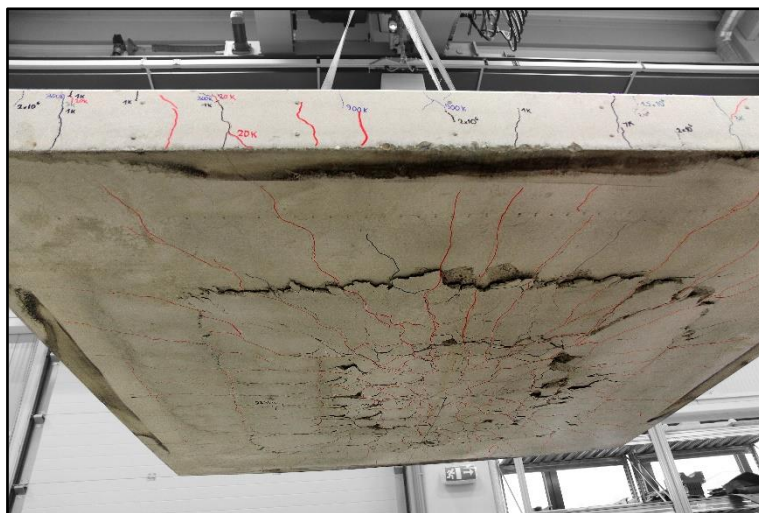
Způsob monotónního zatěžování byl shodný s předchozími testovanými vzorky (kapitola 9.5.2.2). K porušení došlo shodným způsobem, který byl pozorován u referenčního vzorku z.GFRP.E.EP.IV.N\_5 (vzorek bez předchozího únavového zatěžování), tj. vytvořením smykové plochy a protlačením zatěžovací desky, Obr. 94 a Obr. 95. Po porušení krycí vrstvy betonu na spodním povrchu desky byly pozorovány porušené pruty FRP výztuže a kompozitních mřížek, viz Obr. 96. Porušení kompozitních mřížek značí jejich zapojení v přenosu smykového namáhání.

Na Obr. 93 je zobrazen záznam měřených veličin monotónní části zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4. Při hodnotě působící síly přibližně 300 kN je patrná změna chování desky zaznamenaná všemi snímači. Z průběhu přetvoření betonu (Obr. 93b) je patrné, že od této hodnoty působící síly již dále neroste tlakové přetvoření v hlavním směru (tenzometry označené TB2 a TB3 – směr  $x$ ) a naopak výrazně roste tlakové přetvoření v kolmém (sekundárním) směru (snímač TB4 – směr  $y$ ). Po výrazném vytvoření ohybových trhlin v hlavním směru se mění zapojení obou směrů v přenosu zatížení.



Obr. 93 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky





Obr. 94 Porušení po monotónním zatěžování desky z.GFRP.E.EP.IV.N\_4 – čelní a spodní povrch

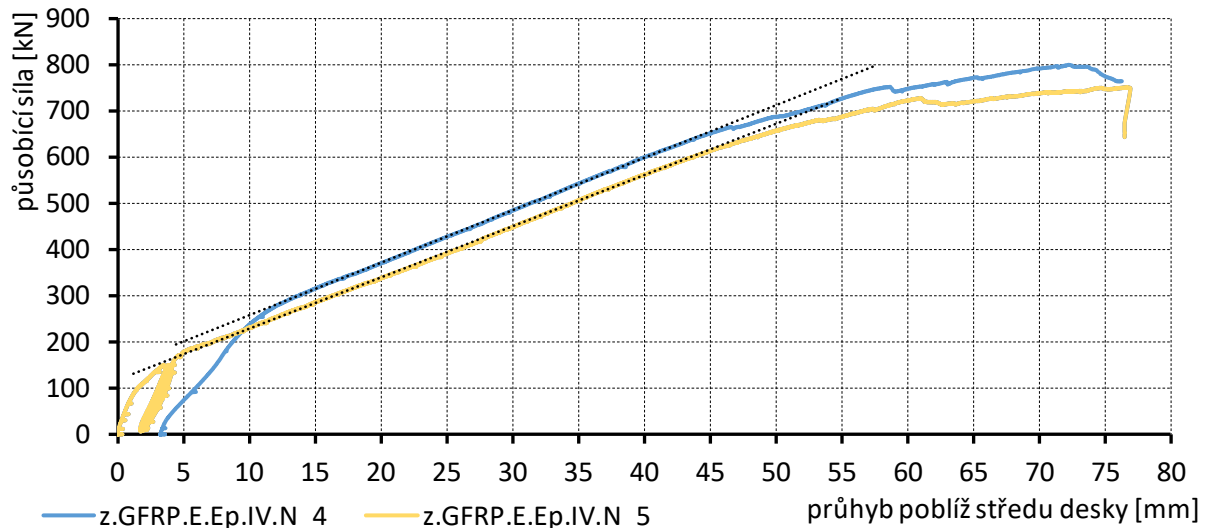


Obr. 95 Porušení horního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 se zvýrazněnými trhlinami po monotónním zatěžování



Obr. 96 Porušení prutů a kompozitní mřížky po monotónním zatížení vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4: a) a b) porušení prutu profilu 14 mm; c) porušení kompozitní mřížky pod pruty hlavní vrstvy výztuže; d) porušení kompozitní mřížky pod sekundární vrstvou výztuže

Shodně se vzorkem z.GFRP.E.EP.IV.N\_5 byla významně překročena predikovaná ohybová únosnost. Únavové zatěžování vzorku z.GFRP.E.EP.IV.N\_4 způsobilo trvalý/nevratný průhyb, který uprostřed rozpětí dosahoval přibližně 3,5 mm. Na Obr. 97 je pro srovnání vynesena závislost průhybu desky na působícím zatížení pro obě doposud testované zákrytové desky s GFRP výztuží. Ohybová tuhost vzorku po předchozím únavovém zatížení nebyla, při srovnání s referenčním, negativně ovlivněna nad hladinou působícího zatížení cca 250 – 300kN. Mezní únosnost vzorku z.GFRP.E.EP.IV.N\_4 cca 800kN je též srovnatelná s mezní únosností vzorku z.GFRP.E.EP.IV.N\_5 cca 750kN, který nebyl vystaven předchozímu únavovému zatěžování. Srovnatelný je také průhyb desky při porušení. Rozdíl v chování obou vzorků je tedy pouze na hladinách v oblasti aplikovaného únavového zatížení. Lze konstatovat, že realizované únavové zatížení nemělo negativní vliv na mezní únosnost vzorku.



Obr. 97 Závislost průhybu desky na působící síle; srovnání chování vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a referenčního z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5

Pro další únavové testování byly navrženy urychlené únavové zkoušky s postupně vzrůstající amplitudou. Tímto způsobem byly testovány vzorky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1. Zatížení bylo zvyšováno každých 50 000 cyklů o přibližně 5%<sup>10</sup>.

První hladina únavového zatížení vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 byla shodná s únavovým testováním vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 – únavové zatížení na úrovni přibližně 20% tahové pevnosti výztuže (úroveň zatížení zabezpečující únavovou životnost větší než  $2 \times 10^6$  cyklů). Z Obr. 98a je patrné, že maximální hladina únavového zatížení byla zvýšena o 5% celkem  $5 \times$  po provedení 50 000 cyklů na příslušné hladině zatížení. Z důvodu omezených možností zatěžovacího lisu a vznikající trvalé deformaci desky v průběhu únavového zatěžování se minimální hodnota zatížení v cyklu na jednotlivých hladinách mírně lišila od požadované hodnoty 10% maximální síly (parametr asymetrie  $R = 0,1$ ), Obr. 98b. V průběhu zatěžování byl sledován výrazný skokový nárůst svislé deformace desky při maximálním zatížení v cyklu po každém zvýšení úrovně zatížení (viz Obr. 98b a Obr. 98e) s následným pozvolným nárůstem během únavového zatěžování. Obdobný trend je pozorovatelný také na všech ostatních měřených veličinách: na křivosti prvku (Obr. 98d), napětí ve výztuži (Obr. 98f) i přetvoření betonu (Obr. 98c). V průběhu zatěžování na čtvrté hladině únavového zatížení lze pozorovat postupný úbytek tlakového přetvoření betonu ve dvou měřených bodech (snímač TB2 – umístěný rovnoběžně s hlavním směrem výztuže na okraji zatěžovací desky a snímač TB4 v sekundárním směru desky, Obr. 98c). Postupný úbytek přetvoření betonu je pravděpodobně způsoben přerozdělením zatížení z výrazně porušené střední části desky do krajních částí vzorku. Méně výrazný úbytek přetvoření lze pozorovat na snímači TB4 také na páté hladině únavového zatížení. Na této úrovni zatížení docházelo rovněž k postupnému úbytku napětí v FRP prutu průměru 14 mm umístěného nejbližší středu (snímač TV5, Obr. 98f). Tento úbytek značí porušení tohoto prutu v místě mimo osazený odporový tenzometr. Při dalším zvýšení hladiny zatížení došlo k dalšímu výraznému poklesu napětí. Zvýšení zatížení na pátou a na šestou hladinu zatížení bylo také provázené výraznějším skokovým nárůstem svislé deformace než při zvyšování zatížení na předchozích hladinách (Obr. 98e). Stejný trend byl pozorován také na natočení měřených bodů (Obr. 98d). Z důvodu opětovného postupného snižování přetvoření betonu na šesté hladině zatížení<sup>11</sup> bylo na této hladině provedeno celkově 100 000 cyklů.

<sup>10</sup> Schéma urychleného únavového testování je shodné s testováním nosníků s FRP výztuží v kapitole 9.5.1.

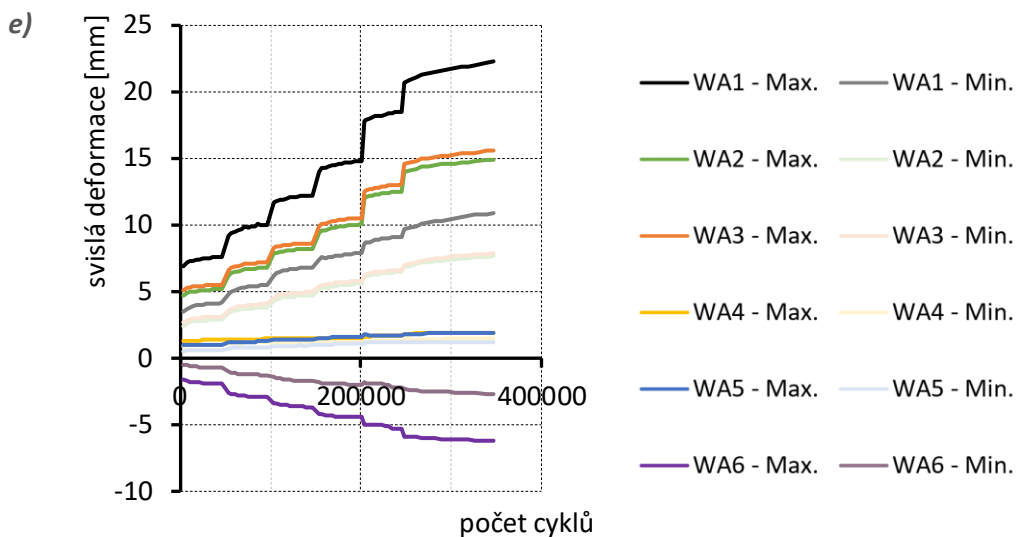
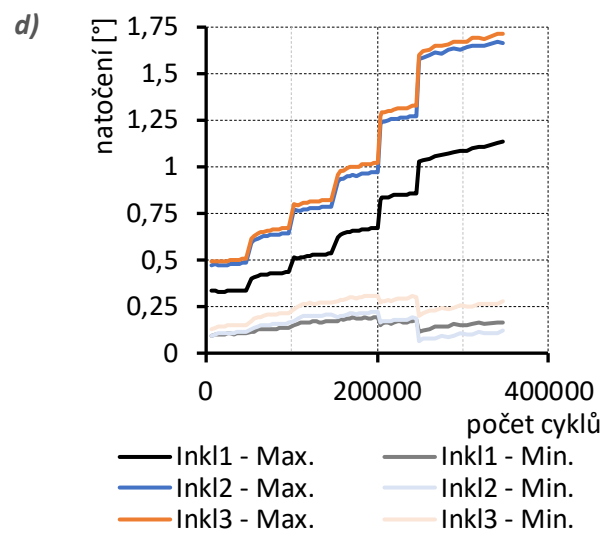
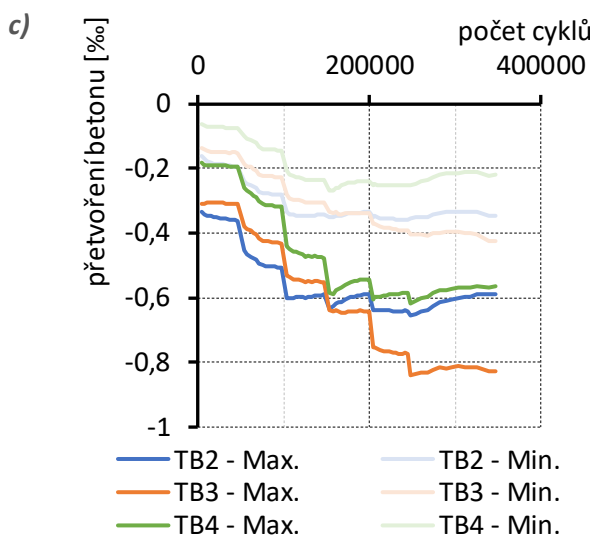
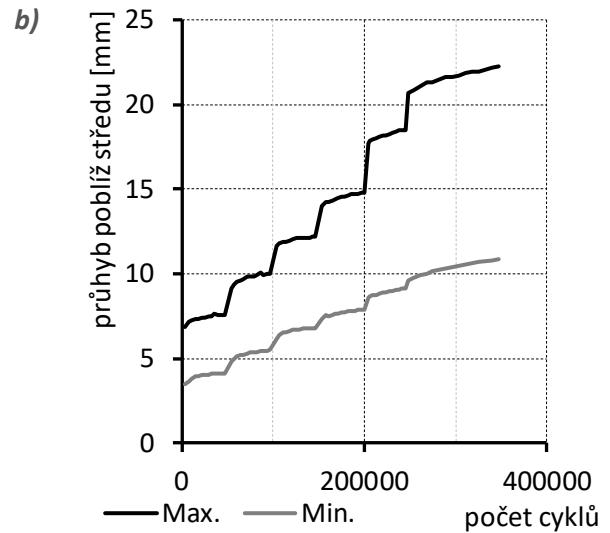
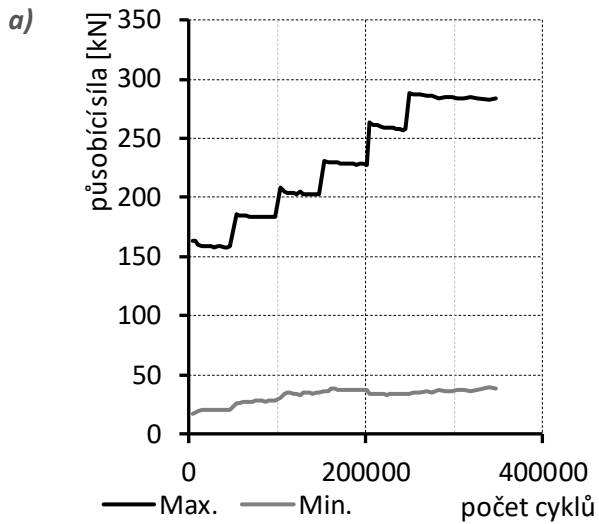
<sup>11</sup> Na šesté hladině zatížení docházelo ke snižování tlakového přetvoření betonu ve všech měřených bodech.

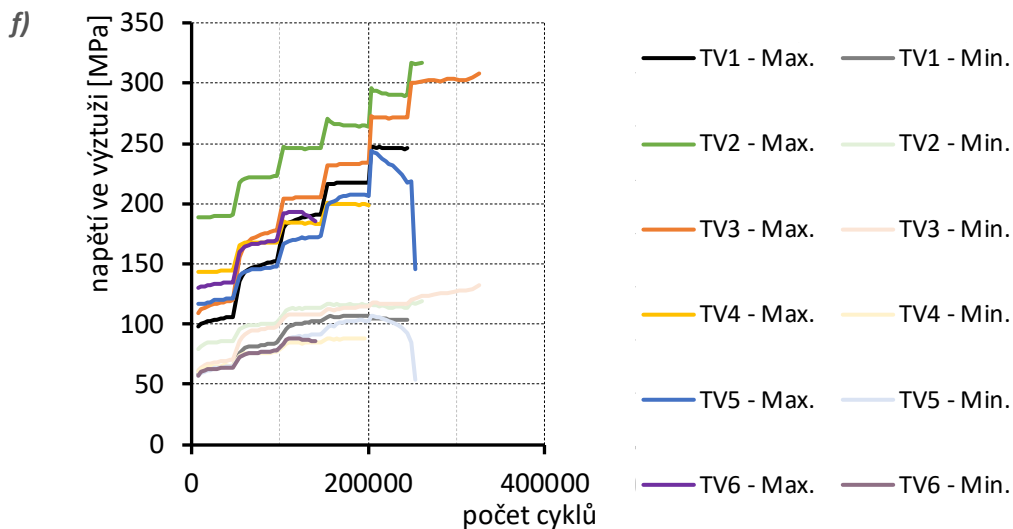
Během zatěžování se přetvoření betonu ustálilo a únavové zatěžování tak bylo ukončeno. Průběh únavové zkoušky je shrnut v Tab. 18.

Tab. 18 Průběh únavové zkoušky se zvyšující se amplitudou zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3

Hladina zatížení	Působící síla [kN]		Frekvence [Hz]	Počet cyklů	Průhyb poblíž středu [mm]		Poznámka
	Max.	Min.			Max.	Min.	
I.	160	20	2	50 tis.	6,9 → 7,6	3,4 → 4,1	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
II.	185	27	2	50 tis.	9,4 → 10,0	5,0 → 5,5	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
III.	203	35	2	50 tis.	11,7 → 12,2	6,4 → 6,8	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
IV.	230	37	2	50 tis.	14,0 → 14,8	7,5 → 7,9	Konstantní nárůst deformace i křivosti. Úbytek přetvoření betonu TB2 a TB4.
V.	260	33	2	50 tis.	17,7 → 18,5	8,5 → 9,1	Konstantní nárůst deformace i křivosti. Úbytek přetvoření betonu TB4. Postupný úbytek přetvoření výztuže TV5.
VI.	285	35	2	100 tis.	20,9 → 22,3	9,6 → 10,9	Konstantní nárůst deformace i křivosti.

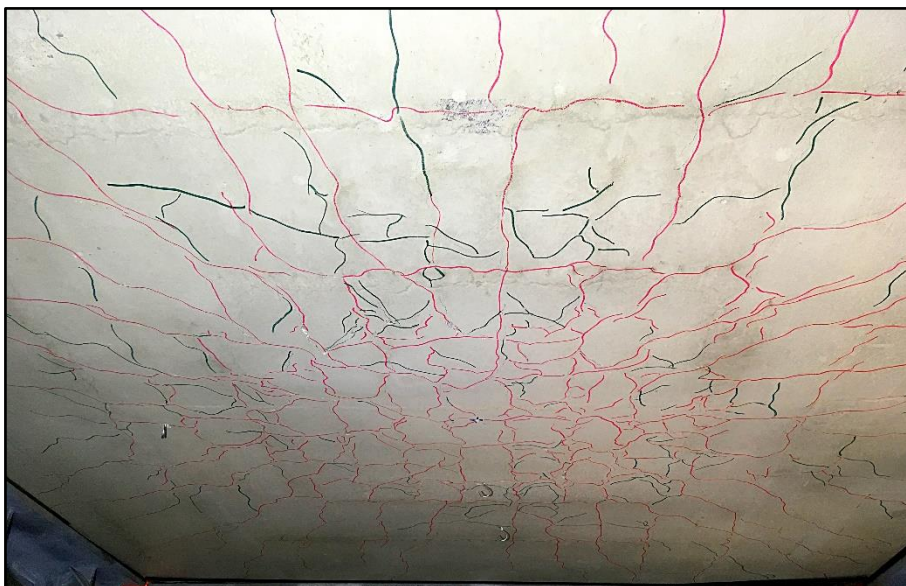






Obr. 98 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži

Během únavového zatěžování byly průběžně zvýrazňovány trhliny v betonu. Na spodním povrchu vzorku byly trhliny zvýrazněny po ukončení zatěžování na první hladině zatížení (na Obr. 99 červeně). Během zatěžování na první hladině únavového zatížení vzniklo značné množství trhlin na spodním povrchu desky. Vytvořil se pravouhlý rastr trhlin uprostřed desky kopírující pruty výztuže. Tyto trhliny dále postupovaly od středu rovnoběžně s výztužnými pruty směrem k podporám a také diagonálně k rohům desky. Po provedení zatěžování na šesté hladině zatížení (po ukončení únavového zatěžování) byly dále zeleně vyznačeny nově vzniklé trhliny. Je patrné, že na druhé až šesté hladině zatížení vzniklo podstatně menší množství nových trhlin. Většina nově zvýrazněných trhlin se nacházela v krajních částech desky.



Obr. 99 Spodní povrch desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 se zvýrazněnými trhlínami po únavovém zatěžování

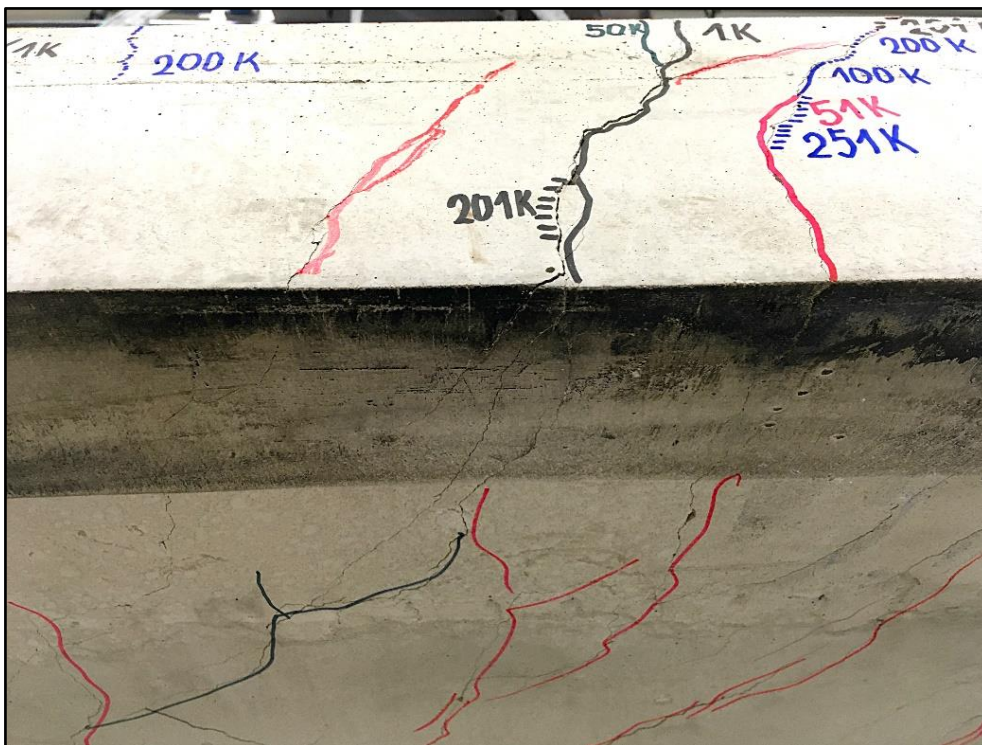
Trhliny na čelních stranách desky byly zvýrazňovány vždy po provedení cca tisíce cyklů a po ukončení zatěžování na dané hladině, Obr. 100. Trhliny zvýrazněné v dílčích fázích únavového zatěžování jsou odlišeny barevně a opatřeny popisem s počtem provedených cyklů. Patrná je postupná tvorba trhlin na čelních stranách. Trhliny se většinou vykreslily u spodní hrany čelních stran (trhliny na spodním povrchu



se rozšířily na čela desky, Obr. 101) a postupně postupovaly směrem vzhůru. Ve středních částech desky vznikaly trhliny téměř svisle vzhůru zatímco u rohů desky byly trhliny většinou skloněné.



Obr. 100 Čelní strana desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 se zvýrazněnými trhlinami po únavovém zatěžování



Obr. 101 Přechod mezi spodní a čelní stranou desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3

Jelikož nedošlo k porušení desky během únavového zatěžování, byl následně ve stejné konfiguraci prvek namáhán monotónně až do porušení. K porušení prvku při monotónním zatěžování došlo stejným způsobem jako u vzorků z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5, tzn. protlačením zatěžovací desky. Shodně s předchozími vzorky se nejprve vytvořily smykové trhliny kopírující na horním povrchu první řadu a následně i druhou řadu kompozitních mřížek především v sekundárním směru desky. Výsledné porušení bylo způsobeno zatlačením roznášecí desky do betonu, Obr. 102.



Obr. 102 Porušení horního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 po monotónním zatěžování v místě první a druhé řady kompozitních mřížek a následným ztlačením zatěžovací desky

Při monotónním zatěžování se na spodním povrchu desky postupně rozšiřovaly trhliny vytvořené během předchozího únavového zatěžování, což na několika místech vedlo až k odpadnutí krycí vrstvy betonu, Obr. 103. To odhalilo porušené pruty výztuže v obou směrech, Obr. 104. Smyková trhлина při výsledném porušení se na spodní straně desky vytvořila až v místě vnější řady kompozitní mřížky.



Obr. 103 Porušení spodního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 po monotónním zatěžování

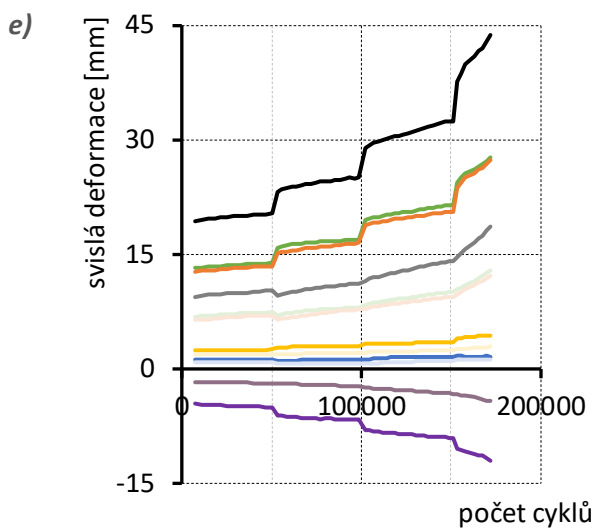
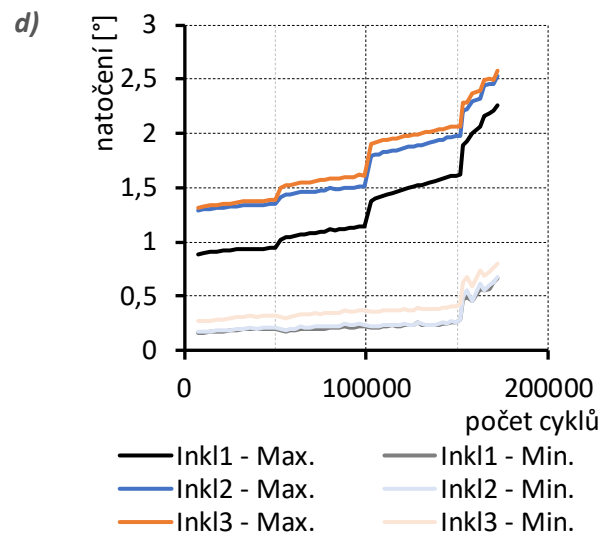
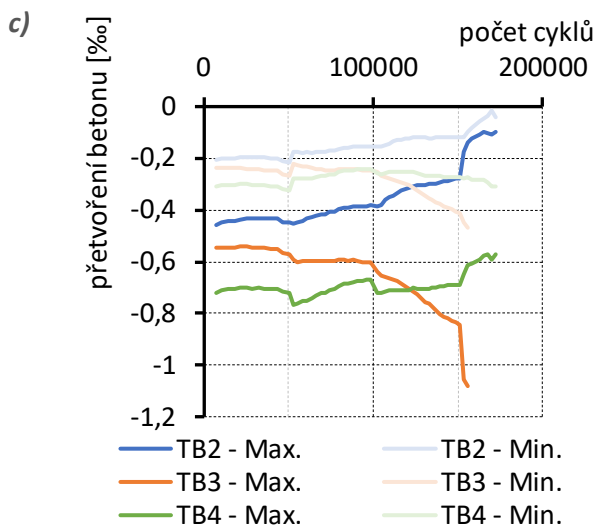
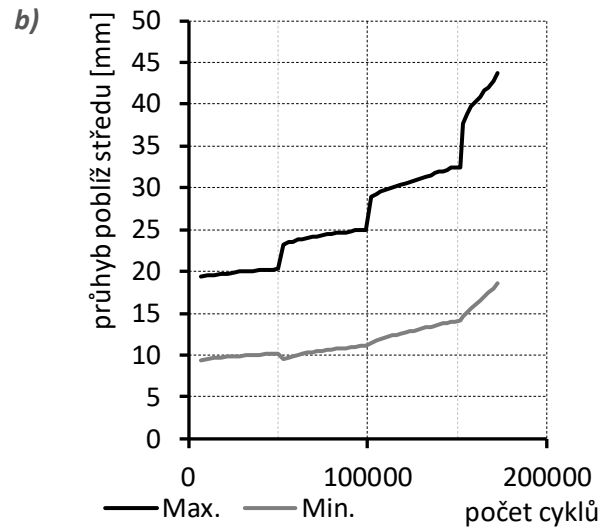
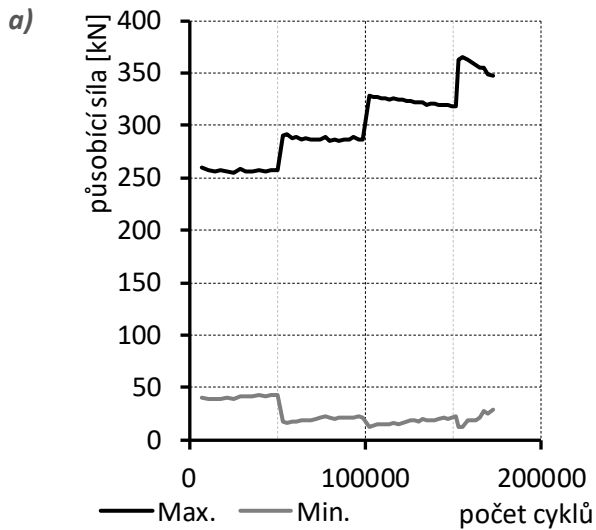


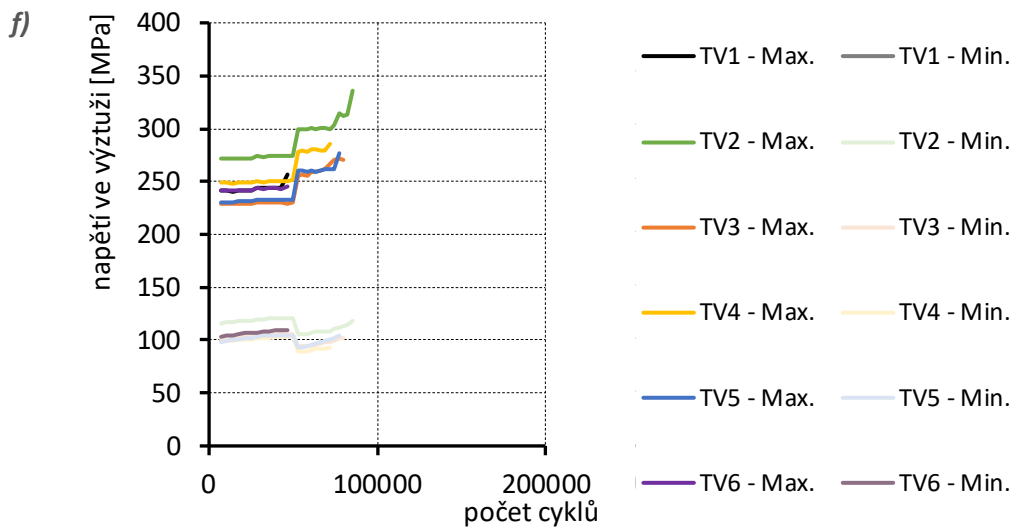


Obr. 104 Porušení prutu průměru 18 mm v hlavním směru desky a prutu průměru 14 mm ve vedlejším směru

Záznam z monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 není k dispozici z důvodu chyby v ukládání dat. Trvalá deformace po předchozím únavovém zatěžování přibližně ve středu desky byla 12 mm. Hodnota limitního zatížení při porušení vzorku byla 826 kN při průhybu desky poblíž jejího středu 78 mm.

Jelikož neměly nižší hladiny únavového zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 výrazný vliv na kumulaci únavového porušení, byla jako výchozí hladina desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 zvolena hladina s maximální silou v cyklu 260 kN, tj. pátá hladina v případě desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3. Tato hladina byla shodně s předchozími vzorky každých 50 000 cyklů zvýšena o 5% maximální síly v cyklu. Celkem byla deska testována na čtyřech hladinách. Tři nejnižší hladiny nezpůsobily výraznou kumulaci únavového porušení. Prostřednictvím odporových tenzometrů na betonu však již na druhé a třetí hladině docházelo k výrazné změně zapojení jednotlivých částí desky v tlaku, Obr. 105c. Obdobě byl na druhé hladině zaznamenán nárůst napětí ve výztuži, Obr. 105f. Tenzometry připevněné na FRP prutech však po tomto nárůstu nebyly schopny dále odolávat cyklickému zatěžování. Na čtvrté (nejvyšší) hladině zatížení docházelo již od prvních cyklů k výraznému nárůstu přetvoření desky Obr. 105e a její křivosti Obr. 105d. Změna chování se projevila taktéž na přetvoření betonu. Z důvodu značného nárůstu trvalé deformace v každém cyklu neumožnila hydraulika zatěžovacího lisu vnášet požadované zatížení, Obr. 105a. Vzhledem k výraznému nárůstu svislé deformace desky došlo k dosažení limitního posunu válce lisu, což znamenalo automatické ukončení únavového zatěžování. Průběh únavové zkoušky je přehledně shrnut v Tab. 19. Z důvodu značné deformace desky musela být z důvodu omezených možností zatěžovacího lisu postupně snižována frekvence zatěžování.



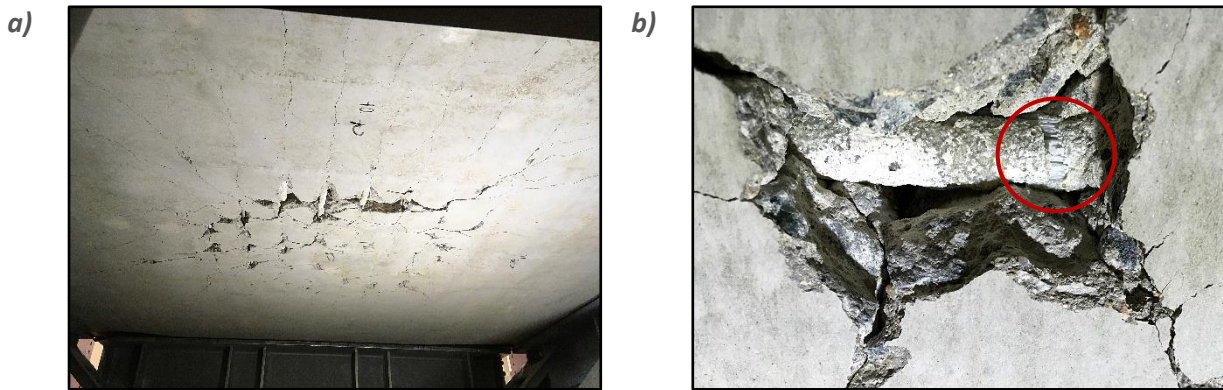


Obr. 105 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži

Tab. 19 Průběh únavové zkoušky se zvyšující se amplitudou zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1

Hladina zatížení	Působící síla [kN]		Frekvence [Hz]	Počet cyklů	Průhyb poblíž středu [mm]		Poznámka
	Max.	Min.			Max.	Min.	
I.	260	40	2	50 tis.	19,5 → 20,2	9,5 → 10,1	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
II.	290	20	1,5	50 tis.	23,6 → 25,0	9,6 → 11,1	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
III.	327 → 318	13 → 21	1,5	50 tis.	29,3 → 32,4	11,5 → 14,1	Konstantní výraznější nárůst deformace i křivosti. Úbytek působící síly vlivem značné deformace desky.
IV.	362 → 348	12 → 29	1,0	22 tis.	38,7 → 43,7	14,1 → 18,0	Výrazný nárůst deformace i křivosti. Ukončení testu po 22 000 cyklech.

Během únavového zatěžování se na spodním líci i čelních stranách shodně s předchozími vzorky vytvořilo značné množství trhlin v betonu, což vedlo až k obnažení výztuže, Obr. 106a. Pozorování spodního okraje odhalilo porušení několika prutů FRP výztuže během zatěžování na čtvrté (nejvyšší) hladině, Obr. 106b.



Obr. 106 Porušení spodního povrchu desky a FRP výztuže po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1

K porušení docházelo na rozdíl od předchozích únavově zatěžovaných desek i na horním povrchu desky. V blízkosti rohů roznášecí desky vzniklo již během první úrovně zatěžování po provedení cca 5 000 cyklů několik drobných trhlin, Obr. 107. Další tvorba trhlin byla pozorována bezprostředně po zvýšení zatížení na druhou hladinu, tj. po celkovém provedení cca 51 000 cyklů. Během zatěžování na čtvrté hladině zatížení došlo k výraznému porušení horního povrchu desky (na Obr. 107 znázorněno červeně<sup>12</sup>). Na Obr. 107 jsou dále pro odlišení zvýrazněny černě tečkovaně smršťovací trhliny vzniklé během ošetřování vzorku před samotným testováním.



Obr. 107 Porušení horního povrchu desky a FRP výztuže po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1

Po ukončení únavového zatěžování a zvýraznění vzniklých trhlin v betonu na horní straně a čelních stranách byl následně vzorek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 podroben monotónnímu zatěžování až do porušení. Výchozí trvalá deformace po únavovém zatěžování byla cca 21 mm, Obr. 108a. Napětí ve výztuži nebylo

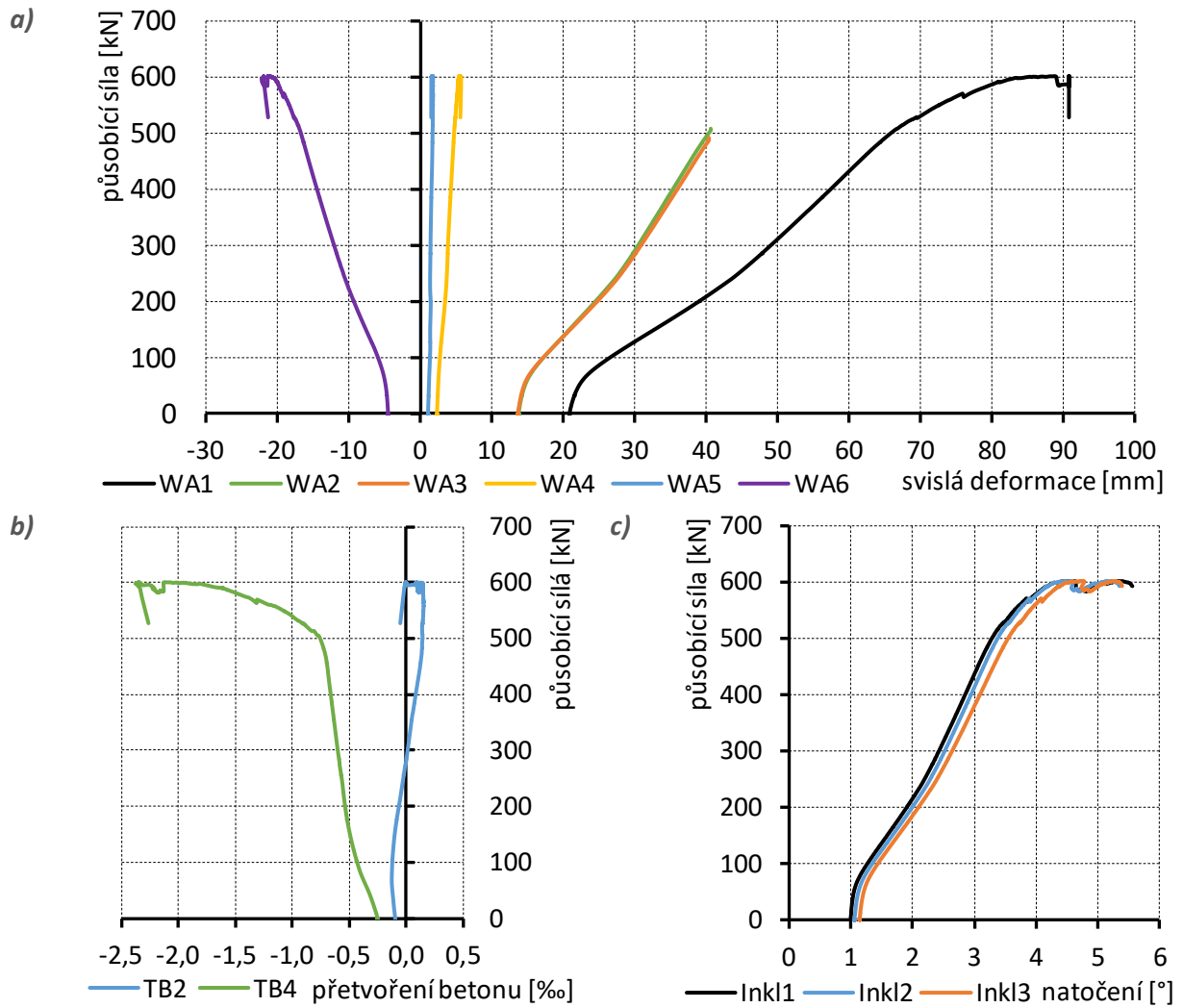
<sup>12</sup> Na Obr. 107 je červeně uveden předpokládaný celkový počet provedených cyklů (před kontrolou skutečně provedeného počtu cyklu). Z důvodu značné deformace vzorku a omezenému rozsahu zdvihu válce lisu bylo celkově provedeno 144 000 cyklů (zatěžování bylo automaticky přerušeno z důvodu dosažení limitního přetvoření desky).



v průběhu monotónní zkoušky možné sledovat z důvodu porušení odporových tenzometrů během předchozího únavového zatěžování. Stejně tak nebylo možné sledovat přetvoření betonu měřené pomocí snímače TB1. Závislost svislé deformace přibližně ve středu desky na vnesené síle je v porovnání s deskami z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 značně odlišná. Po překonání síly přibližně 70 kN roste při dalším zatěžování svislá deformace prvku i křivost téměř lineárně až do hodnoty cca 280 kN, Obr. 108a a Obr. 108c. Při hodnotě 70 kN dochází ke změně trendu tenzometru TB2 (tenzometr umístěný ve směru rovnoběžně s hlavním směrem výztuže), kdy se rostoucí tlakové přetvoření betonu postupně mění v tahové. Při hodnotě působící síly 70 kN se také zmenšilo zapojení tenzometru TB4 (tenzometr umístěný ve vedlejším směru desky) v tlaku, Obr. 108b. Při rostoucím zatížení bylo pomocí tenzometru TB2 umístěného v hlavním směru desky měřeno velmi malé přetvoření betonu, zatímco tenzometr TB4 umístěný ve vedlejším směru desky zaznamenal od hodnoty 500 kN velmi výrazné tlakové přetvoření betonu. Toto chování značí výrazně menší zapojení hlavního směru vlivem porušení během únavového zatěžování, kdy došlo k porušení prutů FRP výztuže v hlavním (během únavové zkoušky více namáhaném) směru. Různé zapojení jednotlivých směrů oproti deskám, které nebyly výrazně porušeny během únavové zkoušky, značí také průběh natočení měřený pomocí inklinometrů. Inklinometry desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 byly umístěny pouze v hlavním směru v jedné přímce a jejich natočení se v průběhu zkoušky výrazně neliší, což naznačuje vytvoření plastického kloubu uprostřed rozpětí<sup>13</sup>. Při síle 500 kN byly vytvořeny výrazné trhliny na horním povrchu betonu v místě vnitřní řady kompozitní mřížky kolmo na vedlejší směr desky, Obr. 109. To způsobilo celkové zmenšení tuhosti a již zmiňovaný výrazný nárůst tlakové přetvoření betonu ve vedlejším směru. K porušení desky došlo přibližně při síle 600 kN vytvořením smykové trhliny pouze na jedné straně desky ve vedlejším směru, Obr. 110. Zatlačení zatěžovací desky nebylo pozorováno stejně tak jako smykové porušení v hlavním směru desky. Maximální dosažená síla 600 kN je o 20 – 25 % nižší než únosnost referenční desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 a desek testovaných na nižších hladinách únavového zatížení (z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3). Usuzovat tedy lze na negativní vliv daného únavového zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1.

---

<sup>13</sup> U desek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5 bylo natočení měřené inklinometrem poblíž středu desky (Inkl1) výrazně menší než v ostatních bodech, což odpovídalo přibližně parabolické křivce průhybu.



Obr. 108 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky

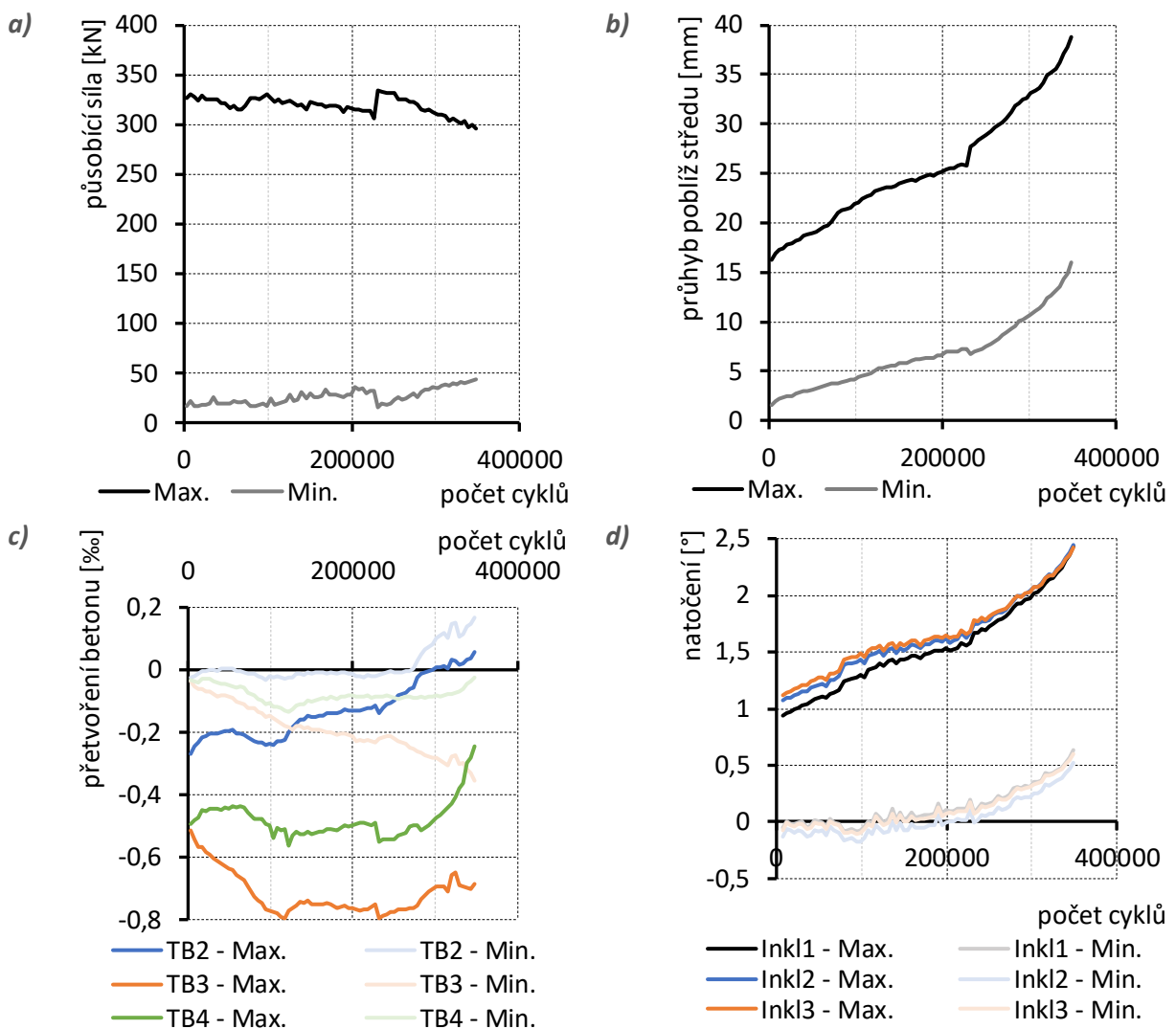


Obr. 109 Porušení horního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 po monotónním zatěžování

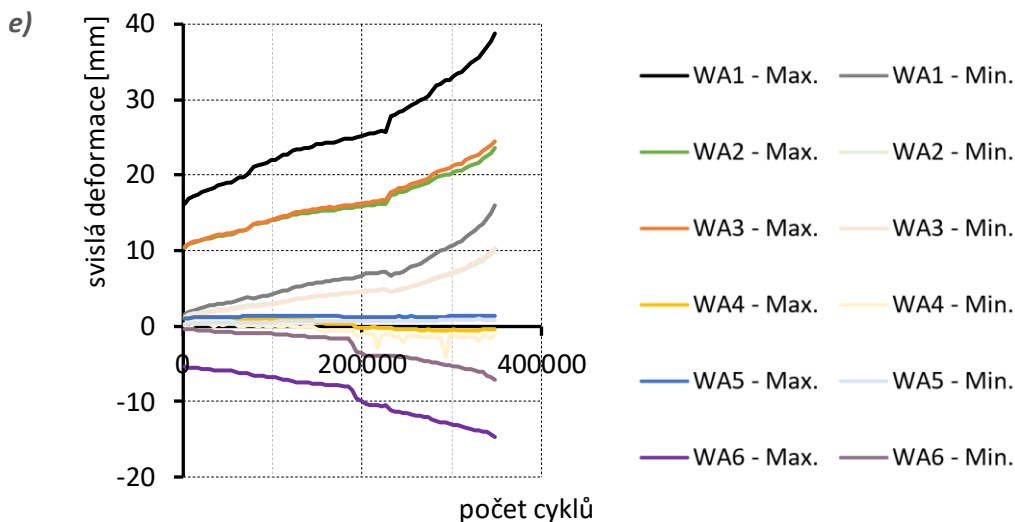


Obr. 110 Porušení spodního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 po monotónním zatěžování

Deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 byla podrobena únavovému zatěžování s konstantní amplitudou. Na základě vyhodnocení desek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 s rostoucí amplitudou byla stanovena hladina maximálního zatížení v cyklu na hodnotu 325 kN (síla odpovídající 4. hladině zatížení vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1). Tato hladina u desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 nevedla přímo k prudkému nárůstu svislé deformace, ale již se změna chování desky projevila na přetvoření betonu na horní straně vzorku. V průběhu únavové zkoušky desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 docházelo k mírnému snižování působící maximální síly i amplitudy zatížení (a tím i minimální síly v cyklu, Obr. 111a) vlivem kumulace únavového porušení, které se projevilo mimo jiné i nárůstem průhybu poblíž středu desky, Obr. 111b. Z tohoto důvodu byla po provedení cca 80 000 a 232 000 cyklů upravena hodnota zatížení<sup>14</sup> na výchozí požadované hodnoty. Celkový počet provedených cyklů byl 350 000.



<sup>14</sup> Uživatelské prostředí programu při zadávání produkovaného zatížení hydraulického lisu umožňuje pouze nastavení střední hodnoty zatížení v cyklu a amplitudy zatížení. Při výrazné změně tuhosti vzorku v průběhu zatěžování se mění odezva vzorku na zadané zatížení a následně dochází ke zmenšení aplikovaného zatížení.



Obr. 111 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži

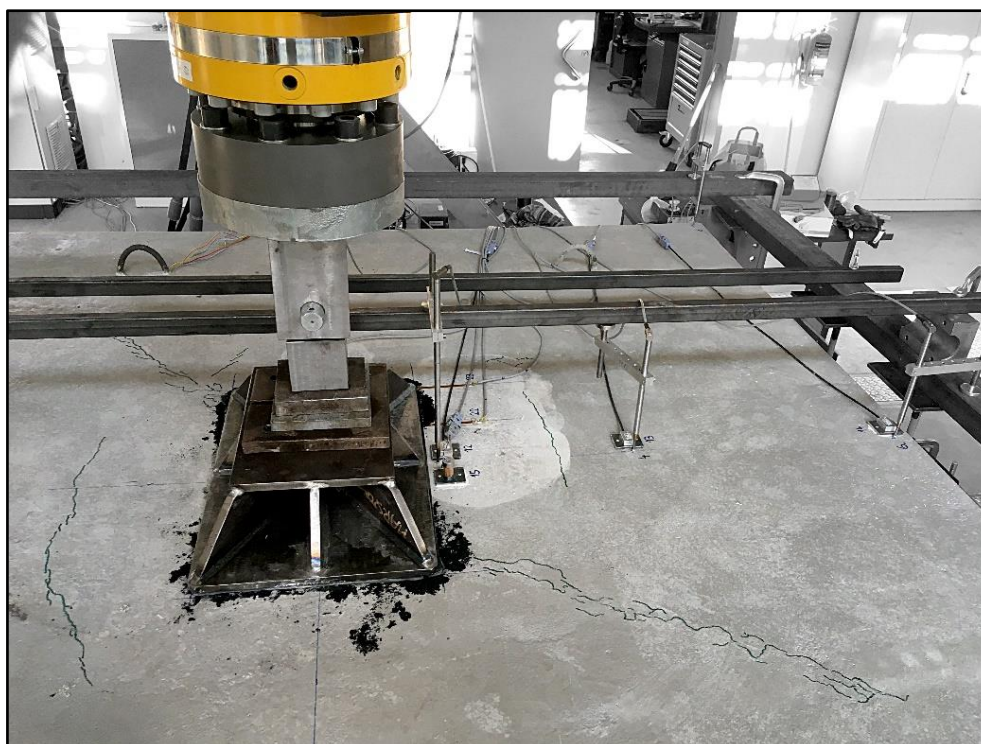
Během únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 byla sledována deformace desky (svislý posun (Obr. 111e) a natočení (Obr. 111d)) a také přetvoření horního povrchu (Obr. 111c) ve vybraných bodech desky. Na vybrané pruty výztuže byly shodně s předchozími vzorky osazeny odporové tenzometry, avšak výrazné zatížení a vytvoření širokých trhlin hned během prvních cyklů únavové zkoušky způsobilo přerušení jejich měření.

Již od počátku únavového zatěžování se vlivem výrazného porušení (vzniku ohybových trhlin) uprostřed desky na spodním povrchu (a tím způsobeného poklesu ohybové tuhosti v tomto místě) snižovalo tlakové přetvoření měřené pomocí tenzometru TB1 (přibližně uprostřed rozpětí v hlavním směru desky) a TB3 (přibližně uprostřed rozpětí ve vedlejším směru). Naopak se postupně zvyšovalo tlakové přetvoření TB2 – tenzometr umístěný poblíž hrany zatěžovací desky v hlavním směru. Při modifikaci působící síly po provedení 80 000 cyklů došlo ke zvyšování tlakového přetvoření ve všech měřených bodech. Po dosažení cca 120 000 cyklů došlo ke změně trendu, kdy došlo u tenzometrů v hlavním směru k postupnému poklesu tlakového přetvoření a u tenzometru ve vedlejším směru desky k ustálení hodnoty tlakového přetvoření. Tato změna chování byla pozorována také na deformaci desky, kdy po dosažení 120 000 provedených cyklů rostla svislá deformace i křivost desky pozvolněji než během předchozího zatěžování. Další výrazná změna chování byla pozorována po celkovém provedení přibližně 280 000 cyklů, kdy se začala výrazně zvyšovat svislá deformace desky i její křivost. Taktéž se výrazně snižovalo tlakové přetvoření měřené pomocí tenzometrů TB1 a TB3. V případě tenzometru TB1 bylo v poslední fázi zatěžování měřeno tahové přetvoření. Pomocí tenzometru TB2 bylo v průběhu celého únavového zatěžování měřeno výrazné tlakové přetvoření. To je zapříčiněno jeho umístěním v oblasti, ve které se po provedení 280 000 cyklů vytvořily na horním povrchu diagonální tlakové trhliny spojující rohy zatěžovací desky s rohy zákrytové desky, Obr. 112. Kromě vytvoření diagonálních tlakových trhlin došlo současně k vytvoření drobných trhlin na horním povrchu v oblasti vnitřní řady kompozitní mřížky, které má zřejmě za následek výrazný pokles tlakového přetvoření tenzometru TB1.



Tab. 20 Průběh únavové zkoušky desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2

Působící síla [kN]		Frekvence [Hz]	Počet cyklů	Průhyb poblíž středu [mm]		Poznámka
Max.	Min.			Max.	Min.	
327 → 319	17 → 16	1,3	80 tis.	16,2 → 20,1	2,0 → 3,9	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
319 → 327	16 → 17			-	20,1 → 21,2	3,9 → 4,0
327 → 306	17 → 32		152 tis.	21,2 → 25,8	4,0 → 7,0	Konstantní nárůst deformace i křivosti.
306 → 332	32 → 15			-	25,8 → 28,3	7,0 → 6,7
332 → 295	15 → 43		118 tis.	28,3 → 38,8	6,7 → 15,9	Výrazný nárůst deformace i křivosti. Následné ukončení testu po celkovém provedení 350 000 cyklů.



Obr. 112 Porušení horního okraje desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 diagonálními tlakovými trhlinami a trhlinami v místě kompozitních mřížek



Během únavového zatěžování došlo k výraznému porušení spodního povrchu desky ohybovými trhlinami. Ve srovnání s únavovými testy předchozích desek došlo k nejintenzivnějšímu porušení. Ve středu desky došlo v několika oblastech k odpadnutí krycí vrstvy a ke kompletnímu odhalení výztuže, Obr. 113. Na Obr. 114 je patrné porušení prutové výztuže a kompozitní mřížky ve středu rozpětí desky.

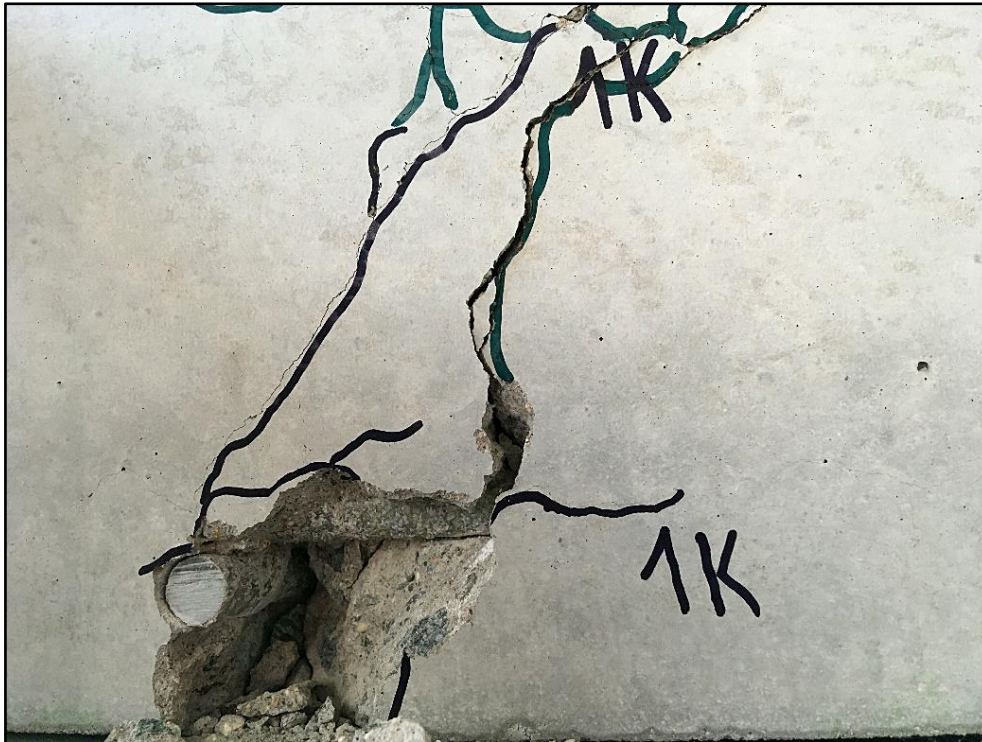


Obr. 113 Porušení spodního okraje uprostřed desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 s místy odhalenou porušenou výztuží



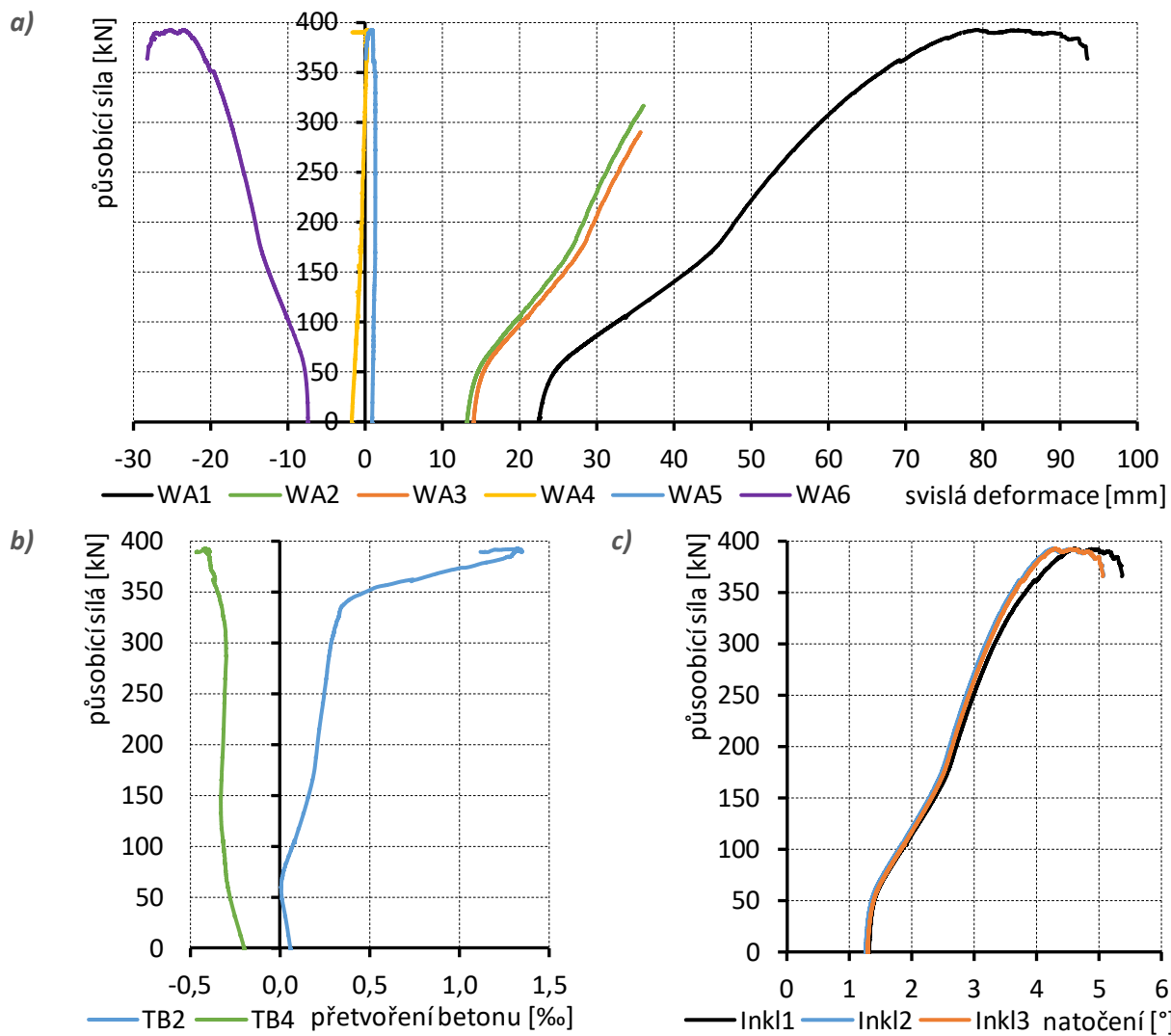
Obr. 114 Porušení prutu a kompozitní mřížky po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2

Trhliny na spodním povrchu desky se shodně s předešlými deskami prokreslily na čelních stranách a v průběhu zatěžování dále na čelních stranách prostupovaly směrem k hornímu okraji desky. Poblíž rohů desky bylo u několika prutů také vyzorováno porušení jejich soudržnosti s betonem, Obr. 115.



Obr. 115 Trhlina na čele desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 poblíž jejího rohu společně s patrným posuvem výztuže

Po ukončení únavového zatěžování byla deska podrobena monotónnímu zatěžování až do porušení. Trvalá deformace poblíž středu desky vzniklá předchozím únavovým zatížením byla cca 23 mm, Obr. 116a. Od zatížení cca 70 kN narůstá průhyb uprostřed desky téměř lineárně se zvyšujícím se zatížením. Při této hodnotě docházelo také k ustálení růstu tlakového přetvoření betonu ve vedlejším směru TB4 a současně k růstu tahového přetvoření v hlavním směru TB2, Obr. 116b. Další změna chování je pozorováno při dosažení síly přibližně 170 kN. Zvýšení tuhosti desky a zpomalení trendu narůstajícího tahového přetvoření betonu TB2 značí přechod z převážně ohybového namáhání desky na smykové. Při hodnotě cca 340 kN vznikaly výrazné diagonální tahové trhliny na spodním povrchu desky (Obr. 118) a současně také půdorysně nad ohybovými trhlinami i tlakové porušení betonu na horním povrchu (Obr. 117). Na horním povrchu v této fázi zatěžování vznikly taktéž tahové trhliny rovnoběžné s okraji zatěžovací desky přibližně v polovině vzdálenosti mezi zatěžovací deskou a vnitřním obvodem kompozitních mřížek, Obr. 119. Vznik této trhliny měl za následek prudký nárůst tahového přetvoření měřeného pomocí tenzometru TB2. Při hodnotě cca 390 kN došlo k finálnímu ohybovému porušení desky, kdy byly porušeny v oblasti více vyztuženého středu všechny pruty podélné výztuže v hlavním směru a některé pruty ve vedlejším směru. Taktéž byly porušeny všechny pruty, které procházely výraznými diagonálními trhlinami na Obr. 117. To znamená, že byly porušeny téměř všechny pruty podélné výztuže v desce.



Obr. 116 Záznam z monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky





Obr. 117 Výrazná deformace desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 s porušením horního povrchu diagonálním tlakovými trhlinami



Obr. 118 Porušení spodního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 po monotónním zatěžování



Obr. 119 Vytvoření trhliny rovnoběžně s roznášecí deskou

### 9.5.3. Porovnání chování referenční desky s deskami vystavenými předchozímu únavovému zatěžování

V Tab. 21 a na Obr. 120 je provedeno porovnání všech testovaných zákrytových desek s FRP výztuží. Únavové zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 na hladině maximální síly v cyklu přibližně 160 kN nemělo dle očekávání vliv na monotónní únosnost desky. Hladina maximálního zatížení 160 kN představovala ekvivalentní hodnotu zatížení<sup>15</sup> modelu LM2 reprezentujícího zatížení dopravou, viz příloha P3. Byla tak ověřena funkčnost navržené zákrytové desky, která je schopna vzdorovat únavovému zatěžování dopravou. V případě desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 zatěžované únavovým zatížením se vzrůstající amplitudou byla pozorována výrazná trvalá deformace desky po únavovém zatěžování cca 12 mm. Trvalá/nevratná deformace byla způsobena výrazným porušením betonu ohybovými trhlinami, kompozitní pruty však nebyly během únavového zatěžování porušeny. Monotónní únosnost desky 826 kN představuje odchylku 10% od únosnosti referenční desky, což je v rámci rozptylu materiálových charakteristik betonu i FRP výztuže. Na testovaných hladinách byl při únavovém zatěžování pozorován pouze pozvolný nárůst deformace desky. Deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 byla shodně vystavena únavovému zatěžování se vzrůstající amplitudou, avšak na vyšších úrovních než deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 (první hladina únavového zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 byla shodná s předposlední testovanou úrovní desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3). Výrazný nárůst deformace desky byl sledován až na hladině zatížení s maximální hodnotou zatížení přibližně 360 kN, což představuje více než dvojnásobnou ekvivalentní hodnotu maximálního zatížení v cyklu pro model zatížení dopravou LM2. Během zatěžování na této hladině zatížení již došlo k porušení FRP výztuže. Při monotónním zatěžování byla zaznamenána snížená ohybová tuhost desky. Mezní únosnost desky byla redukována přibližně o 20%. U desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 zatěžované únavovým zatížením o vysoké intenzitě s konstantní amplitudou došlo k výraznému porušení betonu na spodní

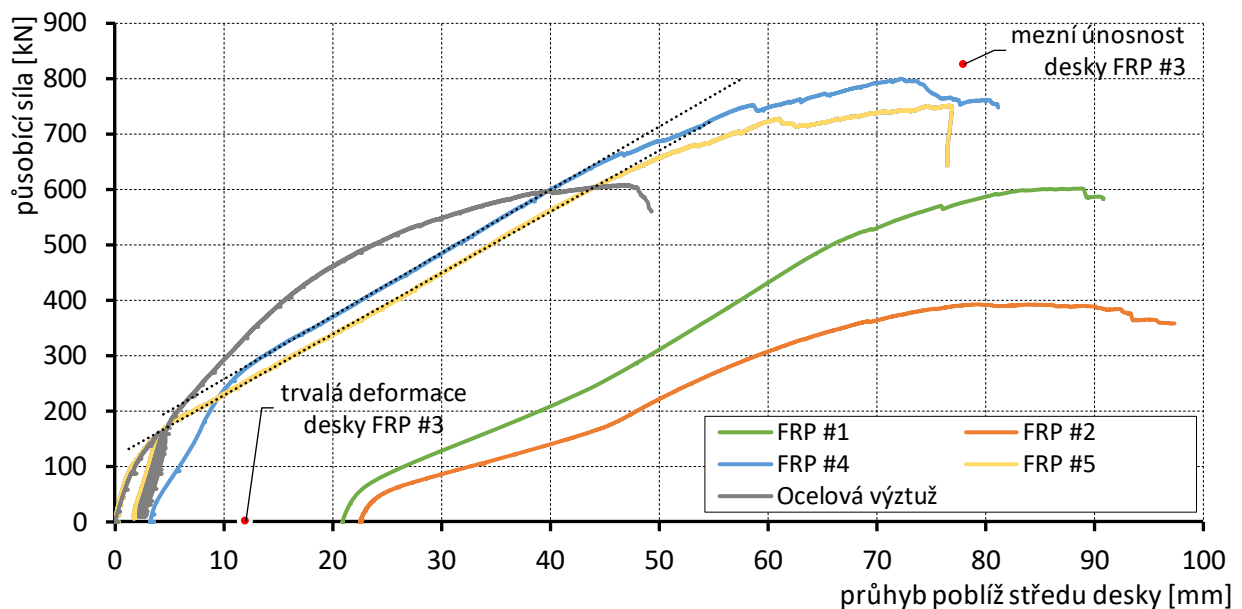
<sup>15</sup> Z důvodu omezení výrazné působící síly během experimentu, která kladla značené požadavky na zatěžovací zařízení, bylo redukováno množství výztuže v desce na polovinu.



straně průřezu, k porušení výztuže a také k porušení betonu na horním povrchu poblíž zatěžovací plochy. Po únavovém zatěžování byla sledována značná trvalá deformace desky cca 23 mm. Při následném monotónním zatěžování došlo na rozdíl od předchozích desek k ohybovému porušení desky – na spodním povrchu vznikly výrazné diagonální trhliny a půdorysně nad těmito trhlinami došlo k diagonálnímu tlakovému porušení betonu. Během monotónního zatěžování byly porušeny téměř všechny pruty spodní výztuže. Taktéž došlo k porušení soudržnosti krajních prutů, které procházely diagonální ohybovou trhlinou. Monotónní únosnost byla výrazně redukována (v porovnání s referenční deskou byla redukována mezní únosnost o 48 %).

Tab. 21 Přehled zkoušek zákrytových desek vyztužených FRP výztuží

Deska	Únavové zatěžování		Monotónní zatěžování	
	Způsob zatěžování	Trvalá deformace [mm]	Mezní únosnost [kN]	Úbytek
z.GFRP.E.Ep.IV.N_5	-	-	750	-
z.GFRP.E.Ep.IV.N_4	konstantní amplituda	3,5	800	+ 7 %
z.GFRP.E.Ep.IV.N_3	vzrůstající amplituda	12	826	+ 10 %
z.GFRP.E.Ep.IV.N_2	konstantní amplituda	23	390	- 48 %
z.GFRP.E.Ep.IV.N_1	vzrůstající amplituda	21	600	- 20 %



Obr. 120 Porovnání závislosti průhybu desek na působící síle při monotónním zatěžování





Obr. 121 Porušené vzorky zákrytových desek se zvýrazněnými trhlinami

## 10 Numerická simulace zatěžovací zkoušky zákrytových desek

### 10.1. Referenční monotónně zatěžená deska

Pomocí programu GiD 14.0.2 byl vytvořen model desky s dodržением materiálových a geometrických parametrů a způsobu vnášení zatěžovací síly. Okrajové podmínky byly modelovány, aby co nejdůstojněji simulovaly podmínky reálné zkoušky: betonová deska je uložena na ocelových podporách, které umožňují volné pootočení<sup>16</sup> a posun ve vodorovném směru. Mezi ocelové prvky a betonovou desku byl vložen elastický materiál<sup>17</sup> s nízkým modulem pružnosti pro vyloučení tahového porušení betonu vlivem deformace desky při zatěžování. Zatěžování je vnášeno deformačně v kroku 0,1 mm do celkové vnesené deformace 4 mm z důvodu vzniku prvních ohybových trhlin a následně v kroku 0,25 mm až do porušení prvku. Zohledněna je také vlastní tíha desky. Nelineární výpočet je proveden pomocí metody Newton-Raphson v programu Atena 5 3D.

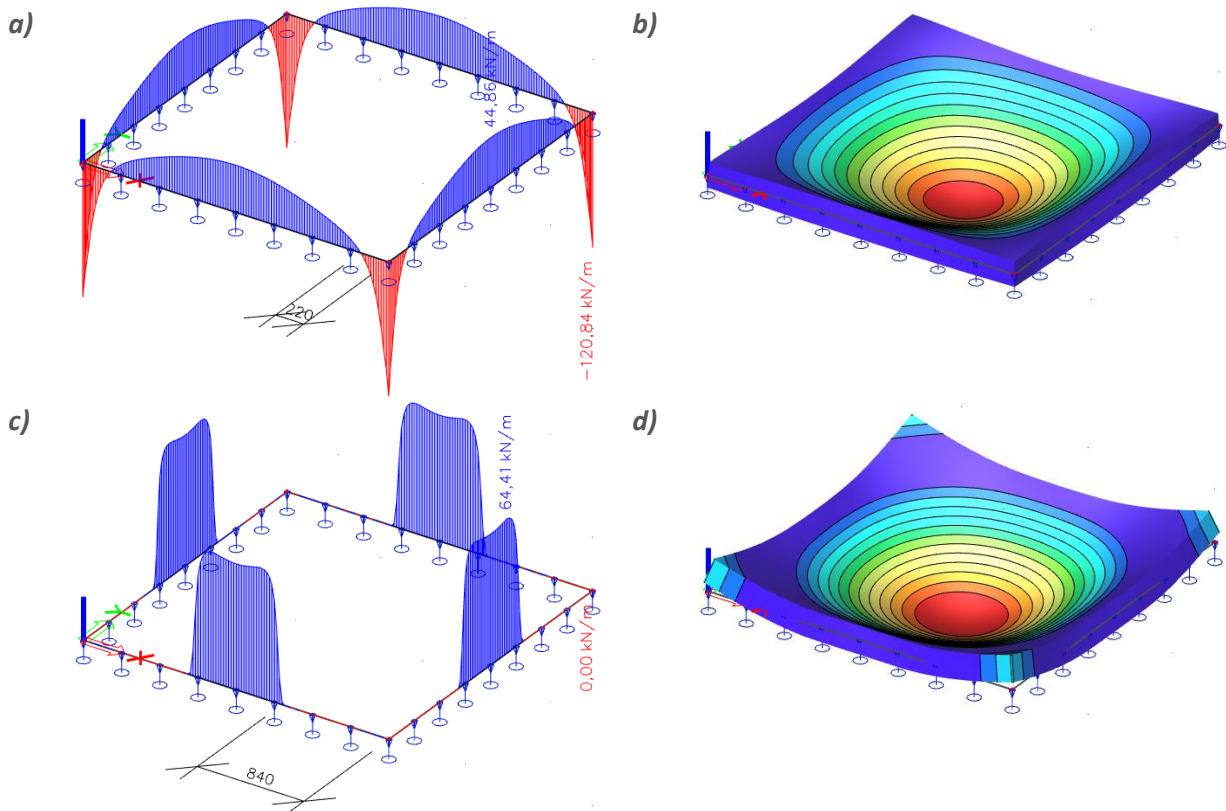
Tab. 22 Použité materiály při numerické simulaci desky a jejich vlastnosti

Materiál	Vlastnost	Hodnota
Beton	Typ prvku	3DNonLinearCementitious2
	Modul pružnosti	30,7 GPa
	Poissonův součinitel	0,2
	Pevnost v tahu	2,80 MPa
	Pevnost v tlaku	42,0 MPa
	Lomová energie	0,00012 MN/m
	Minimální vzdálenost trhlin	0,05 m
FRP výztuž 14 mm	Typ prvku	Reinforcement (Bar With Bond)
	Typ diagramu	multilineární
	Modul pružnosti	47 GPa
	Pevnost v tahu	753 MPa
	Limitní napětí v soudržnosti	10 MPa
FRP výztuž 18 mm	Typ prvku	Reinforcement (Bar With Bond)
	Typ diagramu	multilineární
	Modul pružnosti	49 GPa
	Pevnost v tahu	693 MPa
	Limitní napětí v soudržnosti	10 MPa
Kompozitní mřížka (rošt)	Typ prvku	Reinforcement (Bar With Bond)
	Typ diagramu	multilineární
	Modul pružnosti	35 GPa
	Pevnost v tahu	300 MPa
Roznášecí desky	Typ prvku	3D Elasticisotropic
	Modul pružnosti	210 GPa
Roznášecí pryž	Typ prvku	3D Elasticisotropic
	Modul pružnosti	5 GPa

<sup>16</sup> Ocelové desky jsou na spodním povrchu po celé délce podepřeny pouze na linii uprostřed jejich šířky (posunu je zabráněno pouze ve svislém směru; v případě jedné podpory je zabráněno posunu ve všech směrech). Tento způsob podepření umožnil volné pootočení ocelových desek.

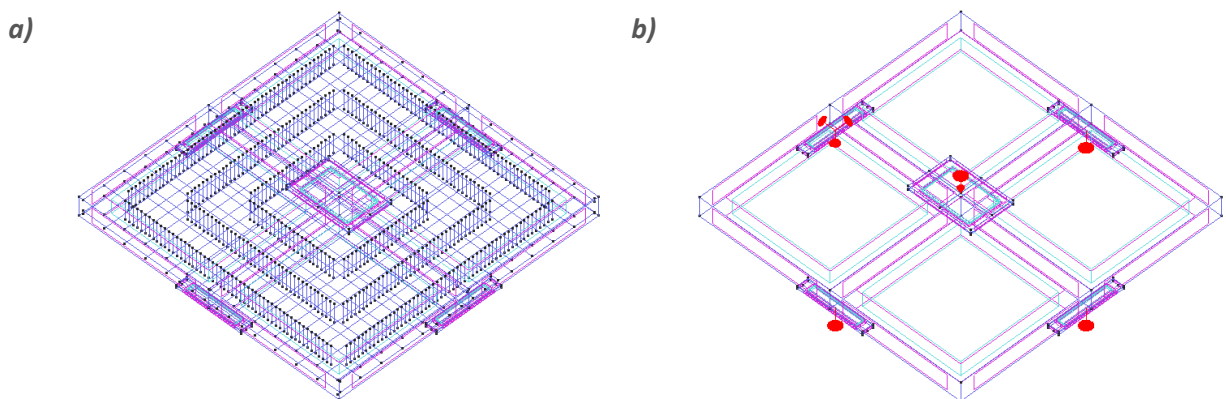
<sup>17</sup> Shodně s reálným experimentem, ve kterém byla použita zátěžová pryž.

Vytvoření modelu v prostředí Atena-GiD předcházelo numerické modelování v programu Scia Engineer 19.0 za účelem stanovení reakcí v podporách. Přírozeným jevem při deformaci desek je zvedání jejich rohů. Při lineárním výpočtu bylo tomuto zvedání rohů bráněno (viz Obr. 122a a Obr. 122b), což způsobilo tahovou reakci v místech rohů. Toto chování neodpovídá okrajovým podmínkám reálného experimentu, u kterého zvedání rohů není bráněno. Byl proto proveden nelineární výpočet s vyloučením tahů v podporách, při kterém byla značně redukována část podpor s tlakovou reakcí (viz Obr. 122c a Obr. 122d). V programu GiD byla modelována pouze tato redukovávaná část podpor.



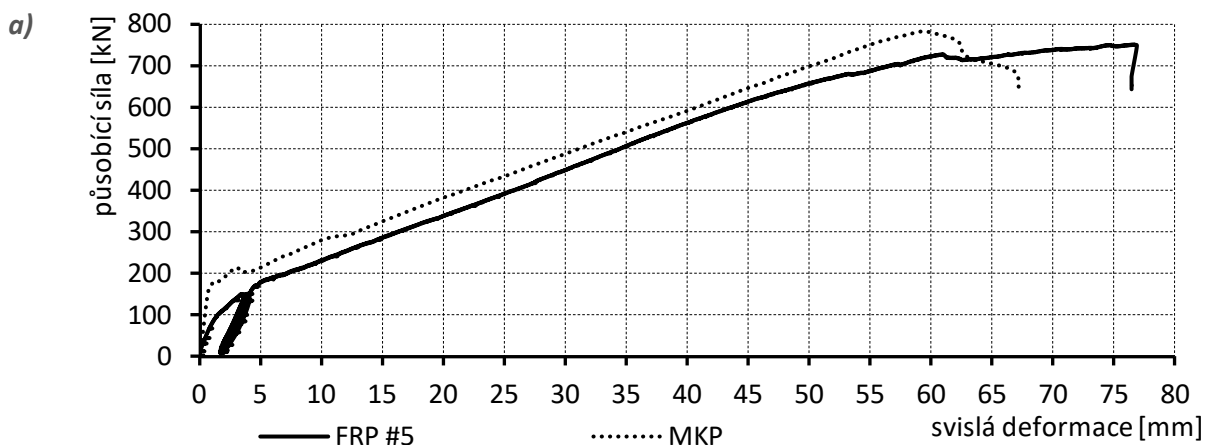
Obr. 122 Reakce podpor a příslušná svislá deformace desky pro lineární výpočet a výpočet s vyloučením tahů v podpoře

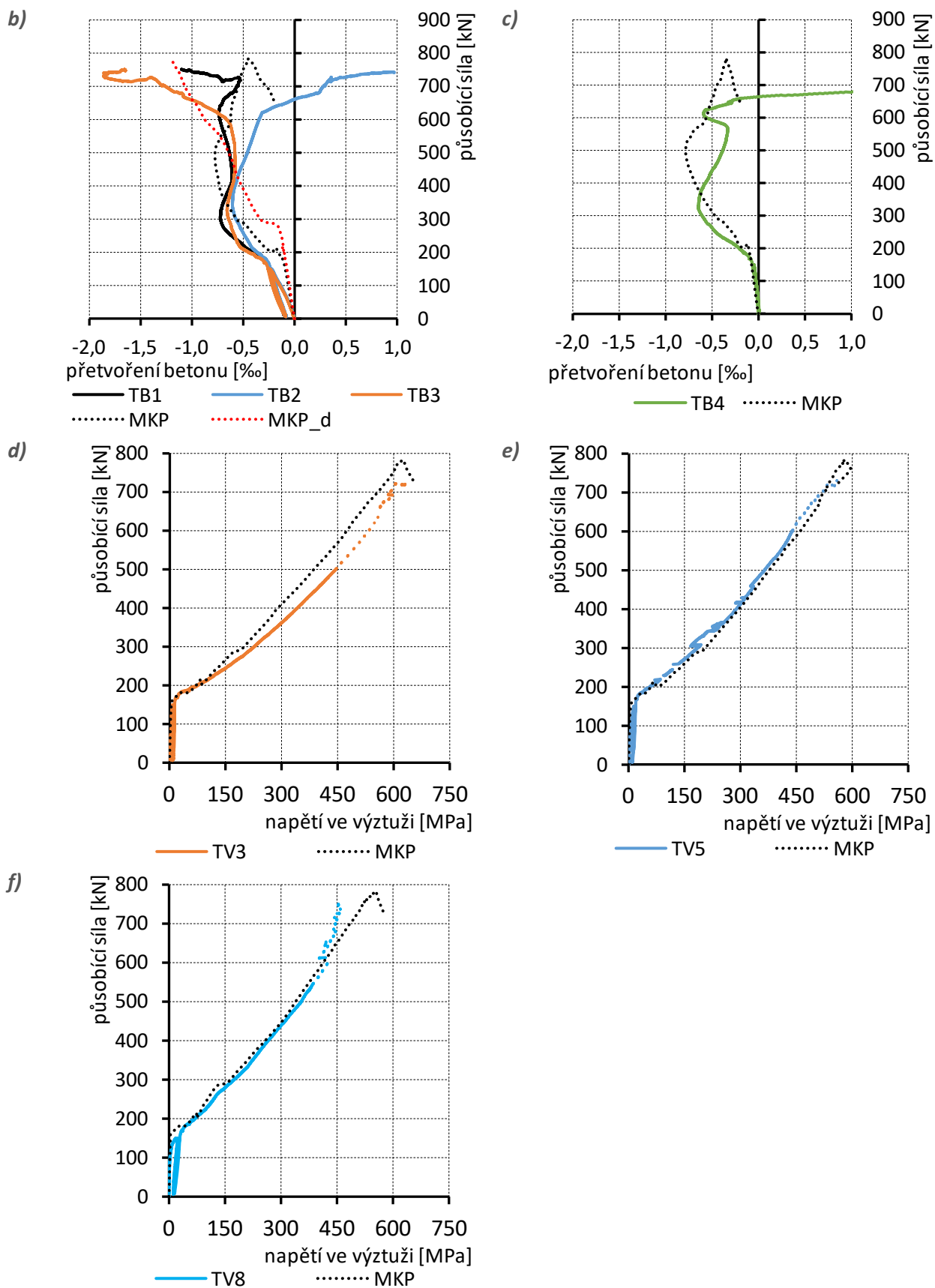
Výpočtový model zákrytové desky včetně podpor a zatěžovací desky je zobrazen na Obr. 123. Na Obr. 123a je zobrazena podélná výztuž a kompozitní mřížka nahrazená dílčími svislými pruty. Na Obr. 123b jsou znázorněny okrajové podmínky (zabránění deformace v podporách je umístěno liniově do středu ocelových podpor) a způsob vnášení deformačního zatížení.



Obr. 123 Výpočtový model v programu GiD

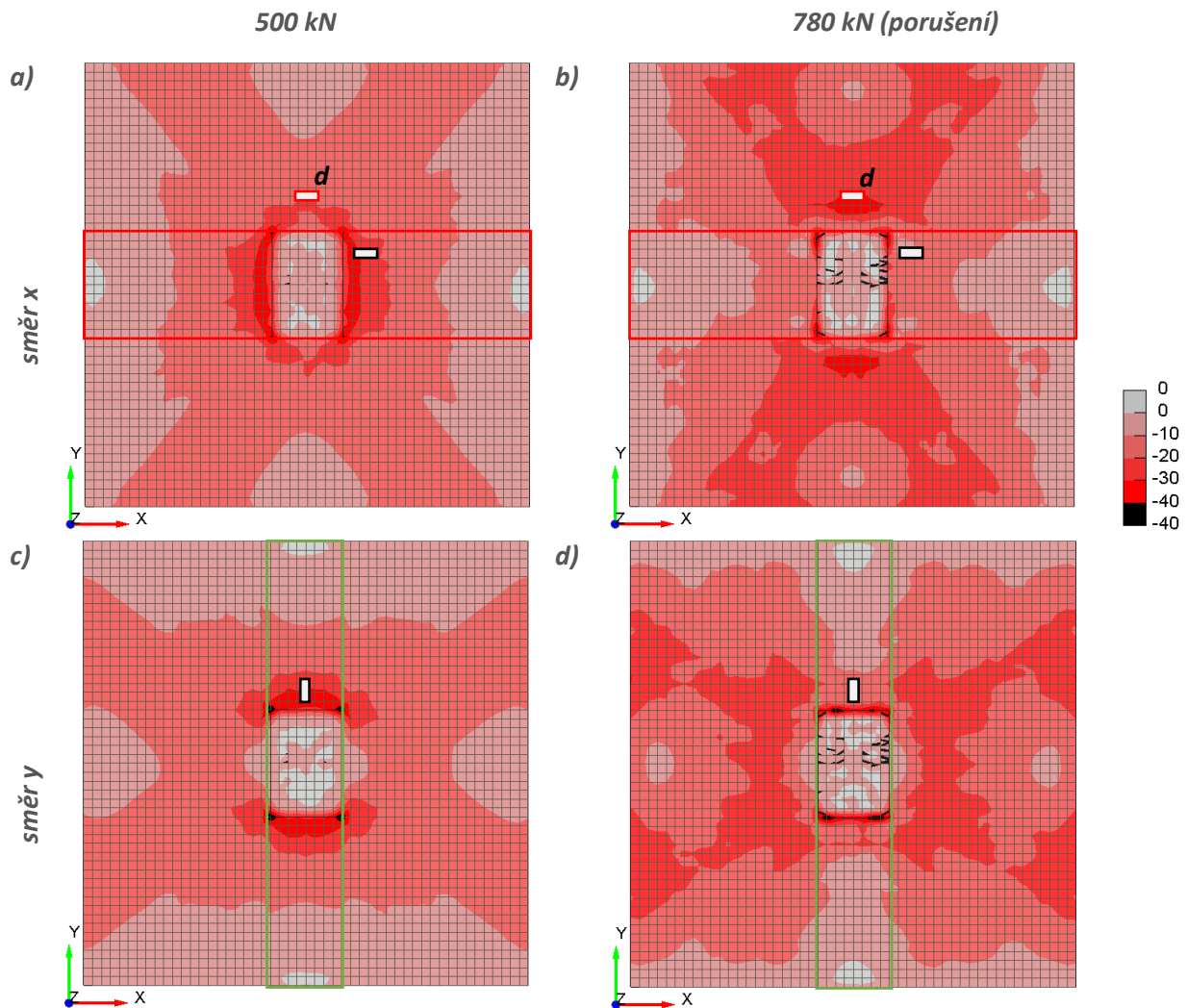
Na Obr. 124 je provedeno porovnání numerického modelu s výsledky reálného experimentu monotónně zatěžované desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5. Numerický model vykazuje před vznikem prvních ohybových trhlin na spodním povrchu vyšší tuhost, po vzniku prvních ohybových trhlin je však sklon křivky vyjadřující závislost průhybu poblíž středu na působící síle téměř rovnoběžný, Obr. 124a (po vzniku trhlin má numerický model stejnou tuhost). Na Obr. 124b a c je znázorněn průběh přetvoření betonu na horních povrchu desky pro směr  $x$ , resp.  $y$ . Shodně s průběhem reálného experimentu se na nárůstu tlakového přetvoření betonu projevil vznik ohybových trhlin na spodním povrchu desky při hodnotě působící síly 150–200 kN. Při síle cca 300 kN došlo při reálném experimentu i při numerické analýze ke změně způsobu zapojení horního povrchu desky. V případě reálného experimentu od této hodnoty působící síly docházelo ke snižování tlakového přetvoření betonu v měřených bodech při narůstající síle. V případě numerické studie rostlo tlakové přetvoření i nadále, avšak pozvolněji. To je způsobeno značným porušením nejvíce namáhaných částí desky v pruzích uprostřed desky, kdy se vlivem snížení tuhosti v těchto místech zatížení redistribuovalo do částí desky dále od jejího středu. To je patrné po vykreslení napětí v betonu na horním povrchu ve směru  $x$  a  $y$  pro dvě různé fáze zatěžování (v okamžiku maximálního přetvoření betonu v nejvíce namáhaných pruzích (Obr. 125a a Obr. 125c) a bezprostředně před porušením desky (Obr. 125b a Obr. 125d)). Z tohoto důvodu byl v numerickém modelu pro směr  $x$  také vykreslen průběh přetvoření betonu ve větší vzdálenosti od středu, ve kterém nebyly v reálném experimentu umístěny odporové tenzometry (na Obr. 125 označeno „d“). Pomocí měření přetvoření v tomto bodě bylo zjištěno zvýšené zapojení částí desky dále od středu po porušení pruhů uprostřed desky (při numerické analýze k tomuto jevu došlo při působící síle 500 kN, viz Obr. 124b). Smykové porušení horního okraje desky v blízkosti zatěžovací desky se projevilo při hodnotě cca 600 kN shodně při reálném experimentu i při numerické analýze. Na Obr. 124d-f je vyneseno napětí ve vybraných prutech spodní vrstvy podélné výztuže (značení odporových tenzometrů dle Obr. 82). Je patrná velká shoda mezi reálným experimentem a numerickou simulací. Hodnota vypočítaného napětí v prutech při reálném experimentu je však značně závislá na poloze osazených odporových tenzometrů (hodnotu měřeného přetvoření v daném místě výrazně ovlivňuje případný vznik ohybových trhlin v betonu v blízkosti měřeného bodu). Maximální síla přibližně 780 kN byla dosažena při svislé deformaci desky přibližně 60 mm. Tato deformace desky odpovídá přibližně vzniku výrazných smykových trhlin na spodním povrchu desky při reálném experimentu při síle 725 kN, viz Obr. 86. Způsob porušení numerického modelu v tomto bodě přibližně odpovídá způsobu porušení při experimentu. Na rozdíl od numerické analýzy byla deska během experimentu schopna přenášet zvyšující se deformační zatížení bez výrazného nárůstu síly až do zatlačení zatěžovací desky a vytvoření smykové plochy přímo na obvodě zatěžovací desky.





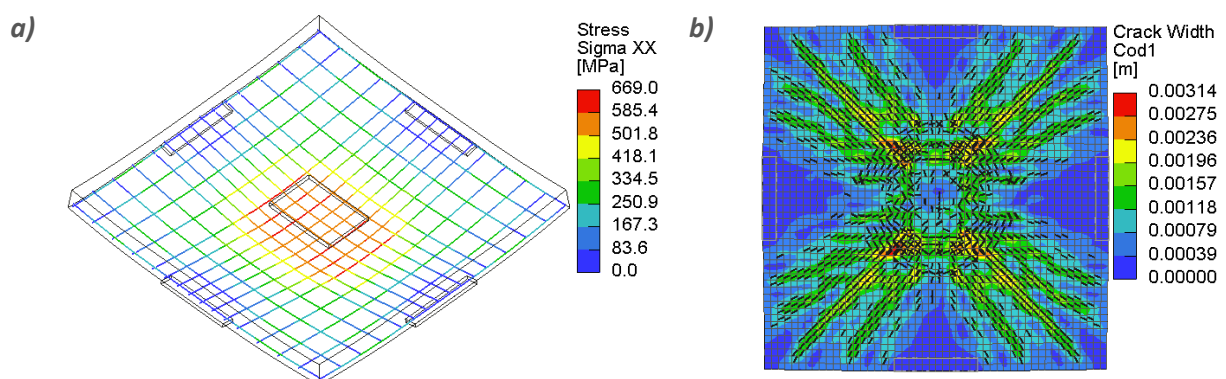
Obr. 124 Porovnání numerického modelu s průběhem experimentu referenční zákrytové desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_5: a) průhyb poblíž středu desky; b) přetvoření tlačných vláken betonu v hlavním směru; c) přetvoření tlačných vláken betonu ve vedlejším směru; d) - f) napětí ve výztuži





Obr. 125 Normálové napětí v betonu při síle 500 kN a při porušení prvku s trhlinami šířky větší než 0,5 mm: a) a b) směr X; c) a d) směr Y

Na Obr. 126a je dále vykresleno napětí v hlavní nosné výztuži při spodním povrchu desky při porušení prvku. Patrné je výrazné zapojení nejen středních pruhů vyztužených pruty profilu 18 mm, ale i prutů profilu 14 mm vzdálenějších od středu desky. Na Obr. 126b jsou znázorněny trhliny v betonu na spodním povrchu desky. Porušení vzorku předcházelo shodně s reálným experimentem vytvoření výrazných trhlin přibližně v místě první řady kompozitních mřížek.



Obr. 126 Napětí ve spodní výztuži a trhliny na spodním povrchu betonu v okamžiku porušení prvku

Numerický model vykazuje velmi dobrou shodu s chováním reálného experimentu. Díky numerické simulaci bylo možné sledovat veličiny, které nebyly přímo měřeny v průběhu experimentu a tím doplnit znalosti o chování desky během zatěžování<sup>18</sup>.

## 10.2. Zákrytové desky vystavené únavovému zatížení

Po ověření výstižnosti numerického modelu při statickém zatěžování byl dále model upraven pro použití při cyklickém zatěžování. Jako materiálový model betonu byl pro únavové zatížení využit model „CC3DNonLinCementitious2Fatigue“, jež umožnil dodatečné zadání dvou parametrů  $\beta_{fatigue}$  a  $\xi_{fatigue}$ . Parametr  $\beta_{fatigue}$  udává sklon S-N křivky a parametr  $\xi_{fatigue}$  definuje růst stávajících trhlin při jejich opakovaném otevírání a zavírání v rámci zatěžovacího cyklu.

Počet cyklů do porušení betonu je v [68] vyjádřen S-N křivkou v semilogaritmickém měřítku dle vztahu:

$$\frac{\sigma_{max}}{f} = 1 - \beta_{fatigue}(1 - R) \log N, \quad (10.1)$$

- kde  $\sigma_{max}$  je maximální napětí v betonu v cyklu,  
 $f$  je statická pevnost betonu (tahová nebo tlaková),  
 $R$  je parametr asymetrie cyklu,  
 $\beta_{fatigue}$  je parametr (materiálová konstanta),  
 $N$  je počet cyklů do porušení.

Porušení prvku trhlinami, které se otevírají a zavírají během cyklického zatěžování je zohledněno vztahem:

$$\varepsilon_{fatigueCOD} = \frac{w_{fatigueCOD}}{ElemSize \text{ (velikost prvku)}}, \quad (10.2)$$

- kde  $w_{fatigueCOD}$  je přetvoření při porušení definované dle vztahu:

$$w_{fatigueCOD} = n \xi_{fatigue} / R_{COD} c_{fatigueCODload} \Delta COD^2, \quad (10.3)$$

- kde  $n$  je počet provedených cyklů,  
 $\xi_{fatigue}$  je parametr,  
 $R_{COD}$  je poměrné otevření trhliny,  
 $\Delta COD$  je rozdíl mezi maximálním a minimálním otevřením trhliny v cyklu.

Hodnoty parametrů  $\beta_{fatigue}$  a  $\xi_{fatigue}$  byly ponechány v jejich přednastavené hodnotě pro zadanou pevnostní třídu betonu, tedy:  $\beta_{fatigue} = 0,06$  a  $\xi_{fatigue} = 0,0001$ .

Zatížení během únavové zkoušky bylo oproti statické zkoušce vnášeno silově, což simulovalo zatěžování reálných experimentů. Pro zohlednění vlivu redistribuce zatížení během únavového zatěžování bylo během numerické simulace nutné několikrát provést odtížení na minimální hodnotu v cyklu a následné opětovné cyklické zatěžování. Vzniklo tak několik bloků cyklů, mezi nimiž byly vloženy kroky pro zohlednění redistribuce.

---

<sup>18</sup> Pomocí numerické simulace desky byl potvrzen předpoklad o redistribuci vnitřních sil po výrazném porušení středních pruhů desky.

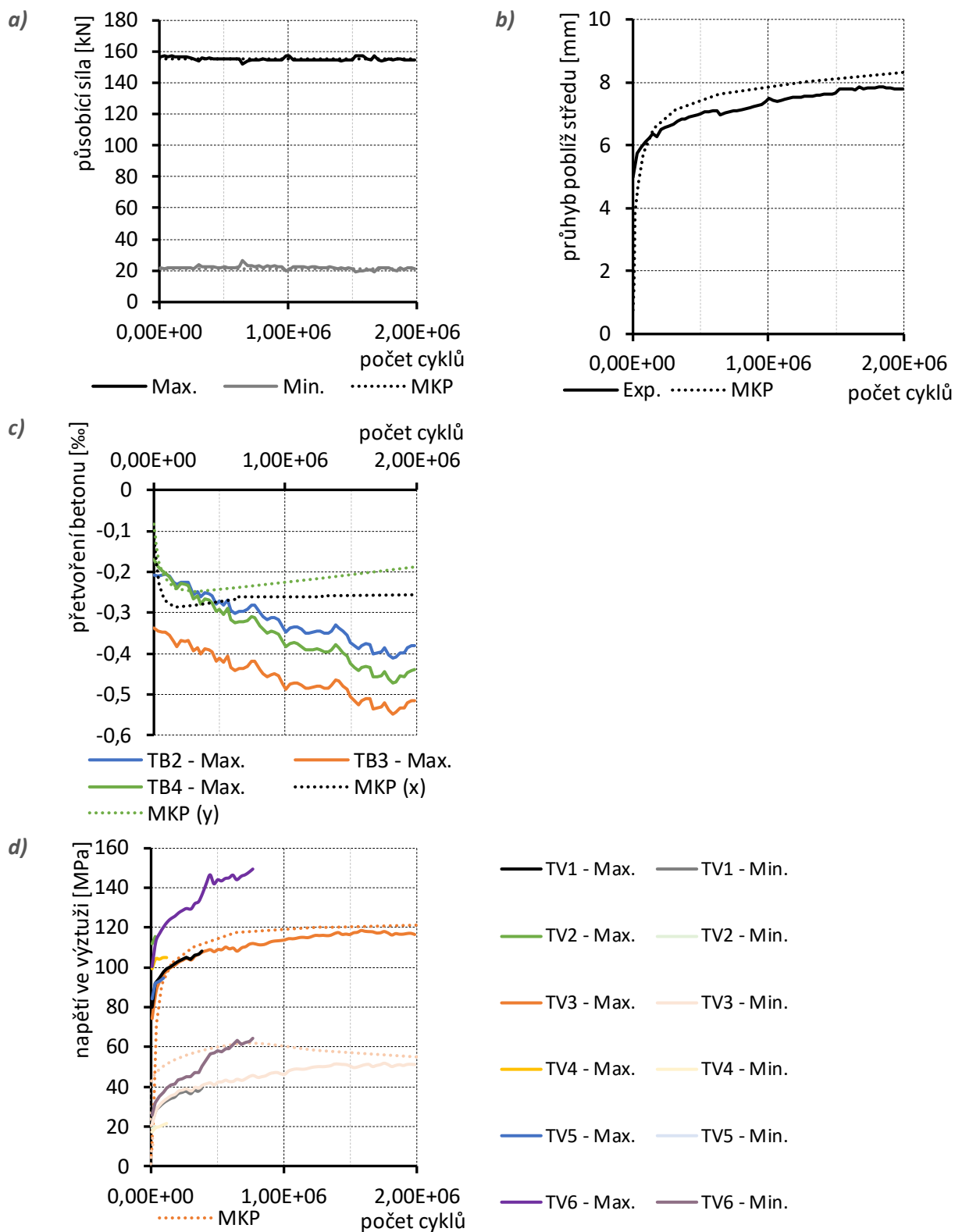
Schéma zadaného zatěžování pro desku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 ( $2 \times 10^6$  provedených cyklů při konstantní amplitudě) je zobrazeno v Tab. 23. Působící síla (Obr. 127a) byla nastavena, aby odpovídala zatěžování reálného experimentu. Na Obr. 127b je patrný postupný nárůst svislé deformace desky během únavového zatěžování. Průhyb desky určený pomocí numerické simulace s velkou přesností (rozdíl během zatěžování cca 5%) odpovídá nárůstu průhybu během reálného experimentu. Obdobně lze velice přesně simulovat napětí ve výztuži (Obr. 127d). Přetvoření betonu bylo poměrně přesně simulováno v počátku únavového zatěžování, s probíhajícím zatěžováním docházelo k nárůstu rozdílu mezi experimentem a numerickou simulací, (Obr. 127c).

Tab. 23 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4

Interval	Zatížení	Hladina zatížení	Volba 'Fatigue'	Počet cyklů	Pozn.
1	0 → 155 kN	-	No	-	první cyklus pro zohlednění vzniku ohybových trhlin
2	155 → 0 kN		No	-	
3	0 → 21 kN		No	-	nárůst na min. zatížení v cyklu
4	21 → 155 kN		R & C	5 000	únavové zatěžování
5	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
6	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
7	21 → 155 kN		R & C	10 000	únavové zatěžování
8	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
9	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
10	21 → 155 kN		R & C	20 000	únavové zatěžování
11	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
12	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
13	21 → 155 kN		R & C	40 000	únavové zatěžování
14	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
15	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
16	21 → 155 kN		R & C	80 000	únavové zatěžování
17	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
18	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
19	21 → 155 kN		R & C	160 000	únavové zatěžování
20	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
21	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
22	21 → 155 kN		R & C	320 000	únavové zatěžování
23	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
24	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
25	21 → 155 kN		R & C	640 000	únavové zatěžování
26	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
27	155 → 21 kN		No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
28	21 → 155 kN		R & C	725 000	únavové zatěžování
29	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
30	155 → 0 kN		No	-	odtížení na nulovou hodnotu
31	0 → 60 mm		No	-	deformačně do porušení

Pozn.: 'R & C' - Reset and Calculate – výpočet únavového porušení betonu

'Apply' - součet únavového porušení v předchozím intervalu a celkového porušení (aplikace únavového porušení na konstrukci)



Obr. 127 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži



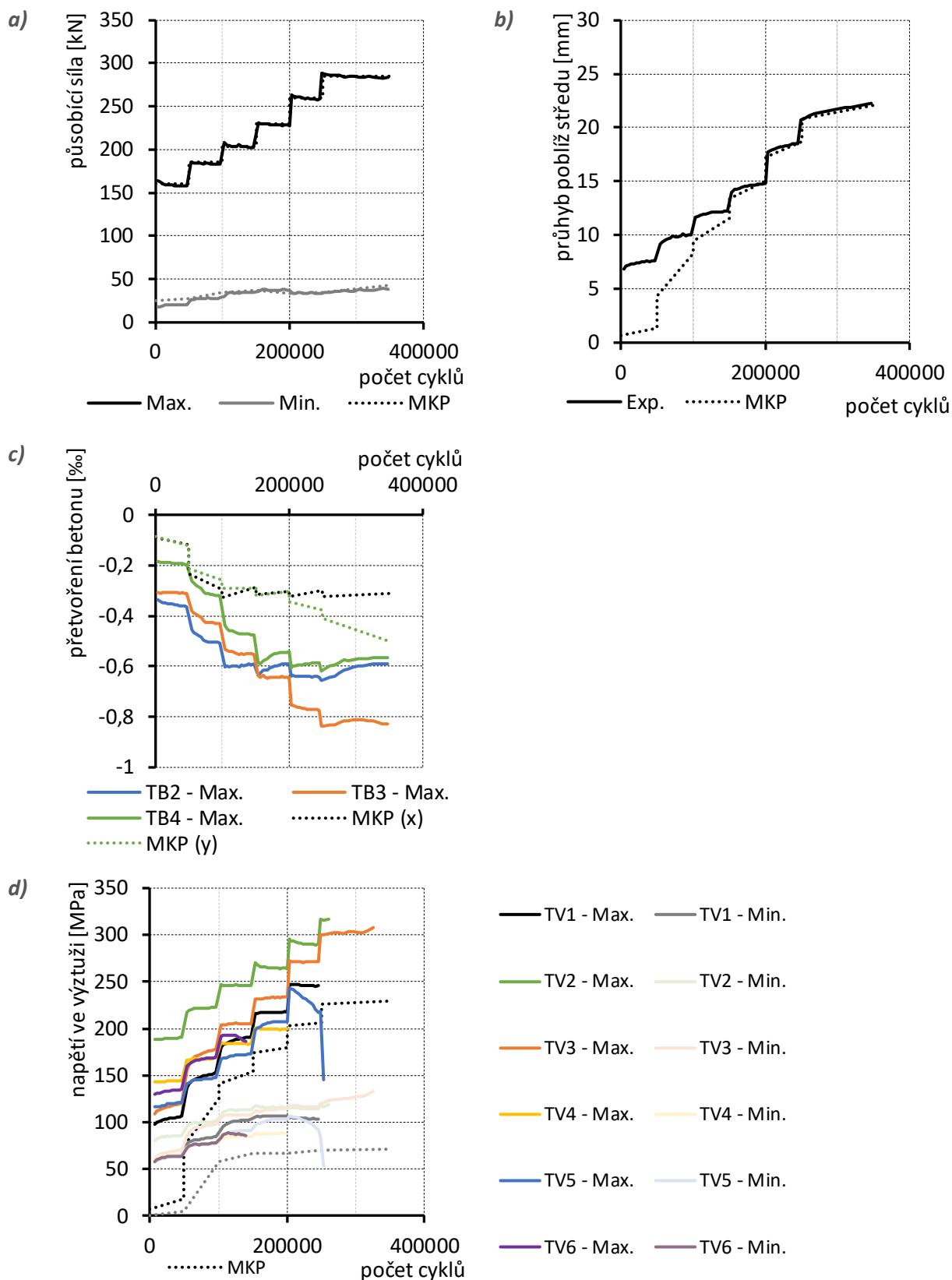
Aplikace únavového zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 při numerické simulaci byla provedena po jednotlivých krocích. Shodně se zatěžováním reálného experimentu byla hladina zatížení zvyšována vždy po provedení 50 000 cyklů (Tab. 24 a Obr. 128a). Při zatěžování na nejnižších testovaných hladinách na rozdíl od experimentu nedocházelo při numerické simulaci k tvorbě trhlin v betonu, což ovlivnilo deformaci vzorku, přetvoření betonu i napětí ve výztuži (Obr. 128b–d). Po vytvoření trhlin v betonu (po zvýšení hladiny zatížení) bylo pomocí numerické simulace dosaženo velmi dobré shody ve svislé deformaci desky. Odečtené přetvoření horních vláken betonu a napětí ve výztuži je však prostřednictvím numerické simulace nižší po celou dobu únavové zkoušky.

Tab. 24 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3

Interval	Zatížení	Hladina zatížení	Volba 'Fatigue'	Počet cyklů	Pozn.
1	0 → 160 kN	I.	No	-	první cyklus pro zohlednění vzniku ohybových trhlin
2	160 → 0 kN		No	-	
3	0 → 20 kN		No	-	nárůst na min. zatížení v cyklu
4	20 → 160 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
5	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
6	160 → 27 kN	II.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
7	27 → 185 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
8	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
9	185 → 35 kN	III.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
10	35 → 203 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
11	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
12	203 → 37 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
13	37 → 230 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
14	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
15	230 → 33 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
16	33 → 260 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
17	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
18	260 → 35 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
19	35 → 285 kN		R & C	100 000	únavové zatěžování
20	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
21	285 → 0 kN	-	No	-	odtížení na nulovou hodnotu
22	0 → 60 mm	-	No	-	deformačně do porušení

Pozn.: 'R & C' - Reset and Calculate – výpočet únavového porušení betonu

'Apply' - součet únavového porušení v předchozím intervalu a celkového porušení (aplikace únavového porušení na konstrukci)



Obr. 128 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži

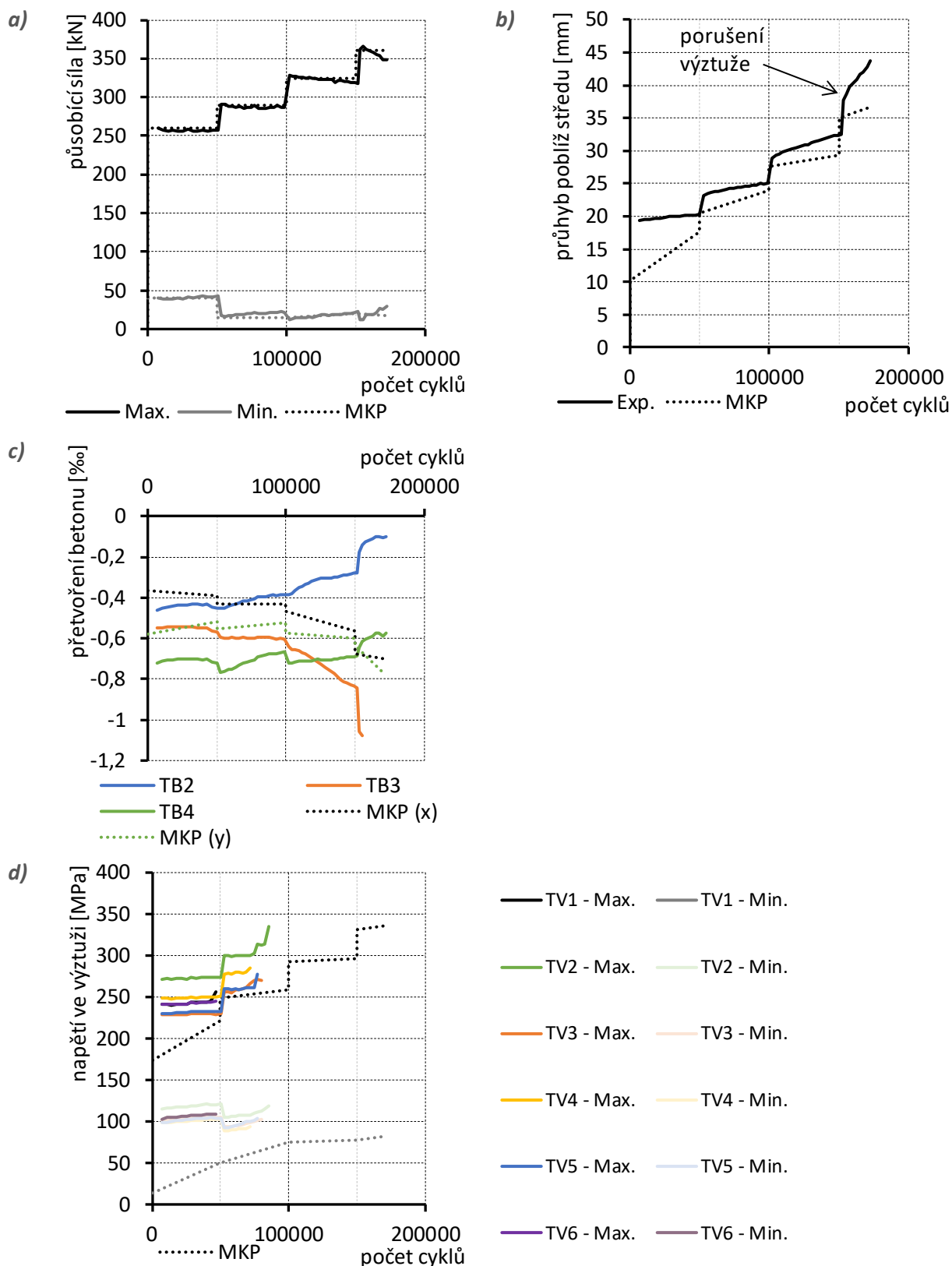
Svislá deformace poblíž středu rozpětí, přetvoření betonu i napětí ve výztuži desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 je v průběhu únavového zatěžování při numerické analýze mírně nižší, než bylo zjištěno experimentálním měřením. Výrazným nedostatkem aktuální verze použitého MKP softwaru je nemožnost simulace únavového porušení výztuže (v programu nelze zadat S-N křivku výztuže). V průběhu reálného experimentu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 došlo při zvýšení únavového zatížení na nejvyšší testovanou hladinu k porušení prutů výztuže, což nebylo pomocí softwaru možné postihnout. MKP model tak na poslední testované hladině výrazně podhodnocuje průhyb desky a přetvoření betonu (během únavové zkoušky došlo k přerušení měření přetvoření výztuže, proto nelze porovnat s numerickou analýzou).

Tab. 25 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1

Interval	Zatížení	Hladina zatížení	Volba 'Fatigue'	Počet cyklů	Pozn.
1	0 → 260 kN	I.	No	-	první cyklus pro zohlednění vzniku ohybových trhlin
2	260 → 0 kN		No	-	
3	0 → 40 kN		No	-	nárůst na min. zatížení v cyklu
4	40 → 260 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
5	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
6	260 → 20 kN	II.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
7	20 → 290 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
8	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
9	290 → 15 kN	III.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
10	15 → 325 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
11	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
12	325 → 20 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
13	20 → 360 kN		R & C	22 000	únavové zatěžování
14	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
15	360 → 0 kN	-	No	-	odtížení na nulovou hodnotu
16	0 → 60 mm	-	No	-	deformačně do porušení

Pozn.: 'R & C' - Reset and Calculate – výpočet únavového porušení betonu

'Apply' - součet únavového porušení v předchozím intervalu a celkového porušení (aplikace únavového porušení na konstrukci)



Obr. 129 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži

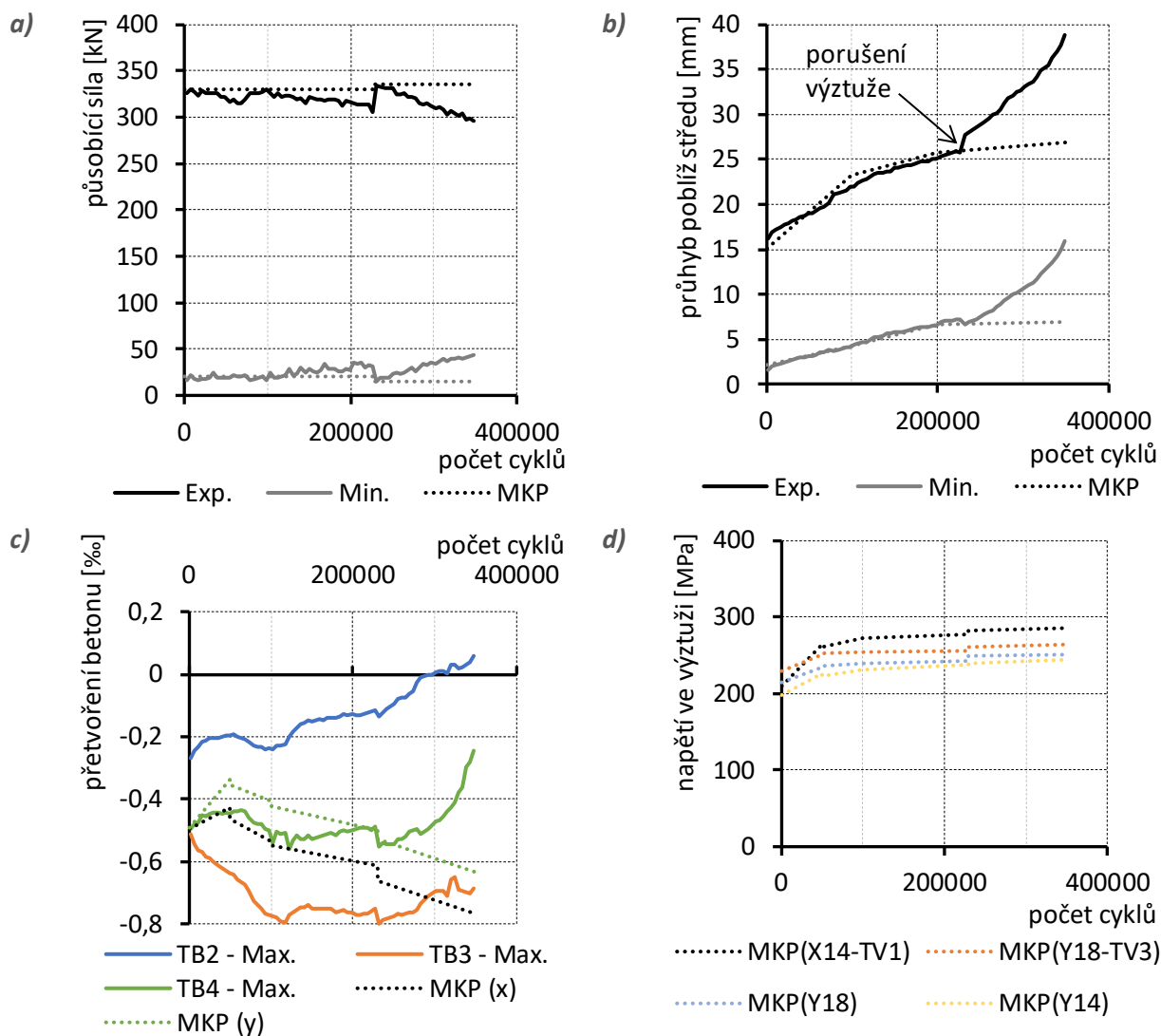
Deska z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 byla vystavena únavovému zatěžování s konstantní amplitudou. Pomocí numerické simulace bylo dosaženo velké shody v průhybu desky i přetvoření betonu s měřením reálné zatěžovací zkoušky (u odporových tenzometrů na výztuži došlo k přerušení signálu již během prvních zatěžovacích cyklů. Během reálné zatěžovací zkoušky došlo k porušení prutů GFRP výztuže, které stejně jako v případě desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 nebylo možné popsat pomocí použitého MKP softwaru.

Tab. 26 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2

Interval	Zatížení	Hladina zatížení	Volba 'Fatigue'	Počet cyklů	Pozn.
1	0 → 330 kN	I.	No	-	první cyklus pro zohlednění vzniku ohybových trhlin
2	330 → 0 kN		No	-	
3	0 → 20 kN		No	-	nárůst na min. zatížení v cyklu
4	20 → 330 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
5	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
6	330 → 20 kN	II.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
7	20 → 330 kN		R & C	50 000	únavové zatěžování
8	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
9	330 → 20 kN	III.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
10	20 → 330 kN		R & C	130 000	únavové zatěžování
11	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
12	330 → 15 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
13	15 → 335 kN		R & C	120 000	únavové zatěžování
14	-		Apply	-	aplikace únavového porušení
15	335 → 0 kN	IV.	No	-	odtížení na min. zatížení v cyklu
16	0 → 100 mm	-	No	-	deformačně do porušení

Pozn.: 'R & C' - Reset and Calculate – výpočet únavového porušení betonu

'Apply' - součet únavového porušení v předchozím intervalu a celkového porušení (aplikace únavového porušení na konstrukci)



Obr. 130 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2:  
a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži

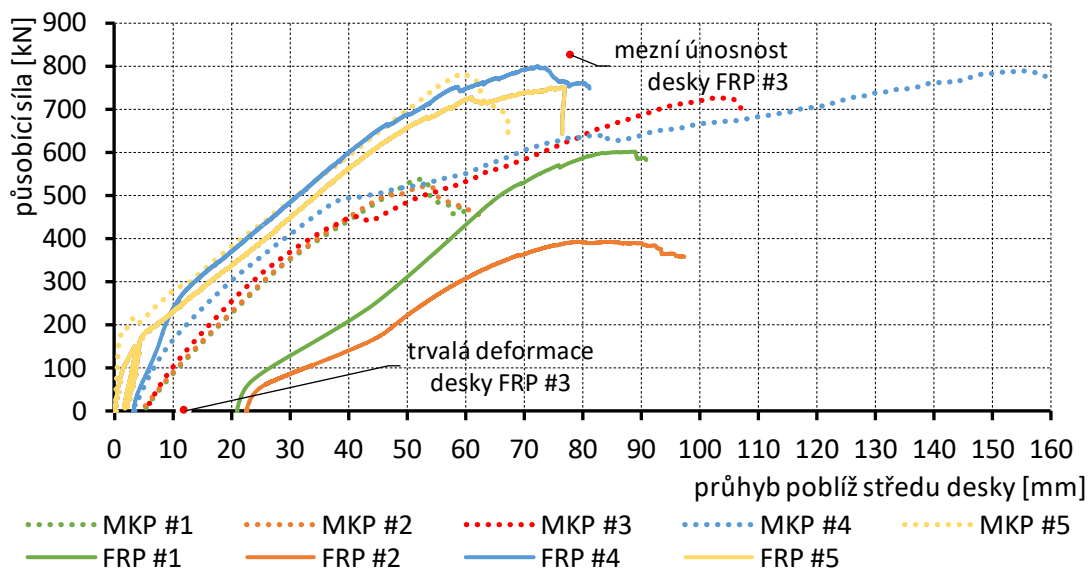


### 10.3. Shrnutí poznatků z numerického modelování zákrytových desek

Uvedené porovnání chování reálných experimentů s numerickými simulacemi v průběhu únavového zatěžování vykazuje velmi dobrou shodu především při predikci deformace konstrukce. Napětí ve výztuži vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 (vzorky vystavené únavovému zatížení s konstantní amplitudou) s velkou přesností odpovídá výsledkům reálného experimentu. Napětí ve výztuži určené pomocí MKP softwaru je u vzorků z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3 výrazně nižší na počátku zatěžování. Při numerické simulaci na nejnižších hladinách únavového zatěžování daných vzorků nedocházelo ke vzniku trhlin v betonu a z tohoto důvodu nebyla výztuž zapojena. Při zvyšování hladin zatížení (po vzniku trhlin) již predikce napětí ve výztužích s vysokou přesností odpovídá výsledkům reálného experimentu. Je zřejmé, že vzorky vystavené únavovému zatížení s konstantní amplitudou bylo možné velmi přesně simulovat pomocí MKP softwaru, zatímco postupné zvyšování amplitudy znamenalo vyšší odchylky od reálné zkoušky.

Limitujícím faktorem aktuální verze použitého MKP softwaru je nemožnost zadání únavového porušení výztuže (zadání S-N křivky). Nebylo tedy možné v průběhu únavové zkoušky simulovat porušení prutů (při reálném experimentu došlo k porušení prutů během únavového zatěžování desek z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2).

Po únavovém zatěžování byly vzorky shodně s reálných experimentem zatěžovány monotónně až do porušení. Z Obr. 131 je patrné, že numerický výpočet výrazně podhodnocuje hodnotu trvalé/nevratné deformace vzorků z.GFRP.E.Ep.IV.N\_1, z.GFRP.E.Ep.IV.N\_2 a z.GFRP.E.Ep.IV.N\_3. Trvalá deformace po provedení  $2 \times 10^6$  cyklů desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 je u numerického modelu shodná s reálným experimentem. Při dosažení síly 500 kN došlo u numerické simulace k vytvoření výrazných trhlin uprostřed rozpětí desky, což mělo za následek znatelné snížení ohybové tuhosti. Při numerické simulaci desky z.GFRP.E.Ep.IV.N\_4 bylo dosaženo stejné maximální síly jako při reálném experimentu, avšak při výrazně vyšší deformaci desky.



Obr. 131 Porovnání experimentů s MKP modely při monotónním zatěžování do porušení

## 11 Teoretický popis chování FRP vyztužených prvků v soudržnosti a při vystavení únavovému namáhání

### 11.1. Analytické modely pro popis chování kontaktu mezi FRP výztuží a betonem

Tato kapitola je zaměřena na posouzení vhodnosti vybraných analytických modelů pro popis závislosti napětí v soudržnosti FRP prutů na posuvu v kotevní oblasti. Analytický model závislosti napětí na posuvu výztuže je základem při analýze chování prvků. Dostupné analytické modely jsou založeny na kalibraci parametrů.

#### 11.1.1. Malvar model

První model soudržnosti určený pro FRP výztuže byl publikován v [69]. Model je založen na značném množství provedených experimentů GFRP prutů s různými druhy povrchové úpravy. Kalibrace modelu probíhá ve dvou krocích. Prvním krokem je stanovení mezního napětí v soudržnosti:

$$\frac{\tau_m}{f_t} = A + B(1 - e^{-C\sigma/f_t}), \quad (11.1)$$

$$\delta_m = D + E\sigma, \quad (11.2)$$

kde  $\tau_m$  je mezní napětí v soudržnosti,  
 $\sigma$  je radiální tlakové napětí v oblasti soudržnosti,  
 $f_t$  je tahová pevnost FRP výztuže,  
 $\delta_m$  je posuv výztuže při dosažení mezního napětí v soudržnosti,  
 $A, B, C, D, E$  jsou empirické konstanty (parametry modelu).

Druhý krok je stanovení závislosti napětí v soudržnosti na posuvu výztuže:

$$\frac{\tau}{\tau_m} = \frac{F\left(\frac{s}{s_m}\right) + (G-1)\left(\frac{s}{s_m}\right)^2}{1 + (F-2)\left(\frac{s}{s_m}\right) + G\left(\frac{s}{s_m}\right)^2}, \quad (11.3)$$

kde  $s_m$  je posuv výztuže při dosažení maximálního smykového napětí,  
 $s$  je posuv výztuže pro aktuální smykové napětí,  
 $F, G$  jsou empirické konstanty.

#### 11.1.2. BPE model

Model Eligehausen, Popov, Bertero (BPE model) je určen pro ocelovou výztuž, ale kalibrací parametru  $\alpha$  lze výstižně popsat také chování v soudržnosti i FRP výztuže [9]. Vzestupná větev ( $s \leq s_1$ ; Obr. 132) je popsána vztahem:

$$\frac{\tau}{\tau_1} = \left(\frac{s}{s_1}\right)^\alpha, \quad (11.4)$$

kde  $\tau_1$  je maximální smykové napětí ( $\tau_1 = \tau_m$ ),  
 $s_1$  je posuv výztuže při dosažení maximálního smykového napětí ( $s_1 = s_m$ ).

Parametr  $\alpha$  je možné určit porovnáním plochy pod vzestupnou větví analytického modelu  $A_{\tau_1}$  stanové vztahem ((11.5) s plochou pod vzestupnou větví experimentálně stanovené křivky závislosti napětí v soudržnosti na posuvu výztuže.

$$A_{\tau_1} = \int_0^{s_1} \tau(s) ds = \int_0^{s_1} \tau_1 \left(\frac{s}{s_1}\right)^\alpha ds = \frac{\tau_1 s_1}{1+\alpha}. \quad (11.5)$$

Ve vztahu ((11.5) představují hodnoty  $\tau_1$  a  $s_1$  maximální smykové napětí, resp. příslušný posuv výztuže. Tudiž lze parametr  $\alpha$  vyjádřit ze vztahu ((11.5) jako funkci  $A_{\tau_1}$ :

$$\alpha = \frac{\tau_m s_m}{A_{\tau_1}} - 1. \quad (11.6)$$

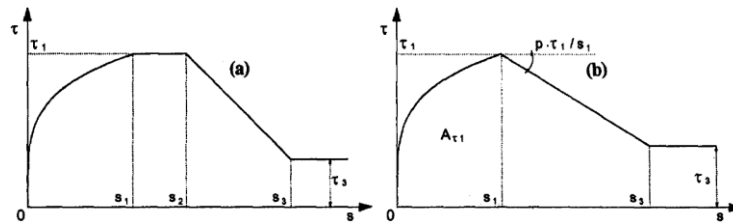
Vzestupná větev je následována konstantní větví na intervalu  $s_1$  až  $s_2$ . Sestupná větev analytického modelu je vyjádřena vztahem:

$$\frac{\tau}{\tau_1} = 1 - p \left(\frac{s}{s_1} - 1\right), \quad (11.7)$$

kde  $p$  je parametr modelu.

Poslední větev je konstantní o hodnotě  $\tau_3$ , představující složku soudržnosti prostřednictvím tření.

Modifikaci BPE modulu představil Cosenza [9], který na výsledcích ze zkoušek vzorků s FRP výztuží nevyzdvíhal konstantní větev na intervalu  $s_1$  až  $s_2$ , a tudíž ji v prezentovaném modelu neuvažuje.



Obr. 132 a) BPE model, b) modifikovaný mBPE model [9]

### 11.1.3. CMR model

CMR model popisuje pouze vzestupnou větev (posuv menší než  $s_m$ ). Tento model představuje alternativu BPE modelu a je popsán vztahem:

$$\frac{\tau}{\tau_m} = \left(1 - \exp\left\{-\frac{s}{s_r}\right\}\right)^\beta, \quad (11.8)$$

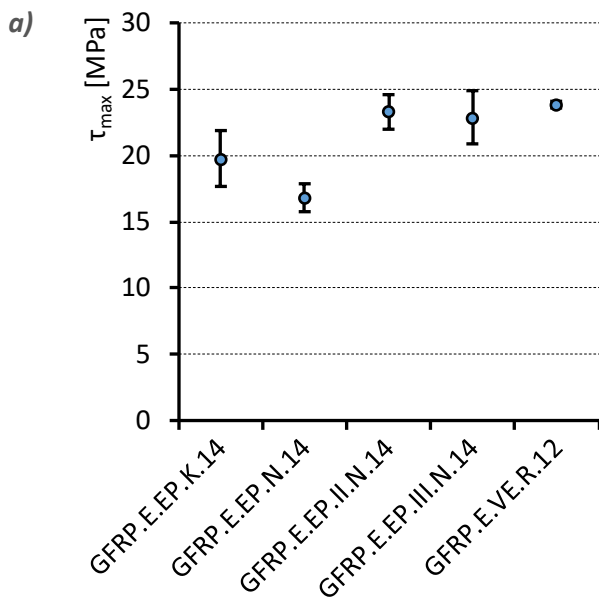
kde  $s_r$  a  $\beta$  jsou parametry modelu.

Parametry modelu lze určit aplikací metody nejmenších čtverců přímo na funkci ((11.8). To vede na soustavu nelineárních rovnic, a tudíž na numerické řešení.

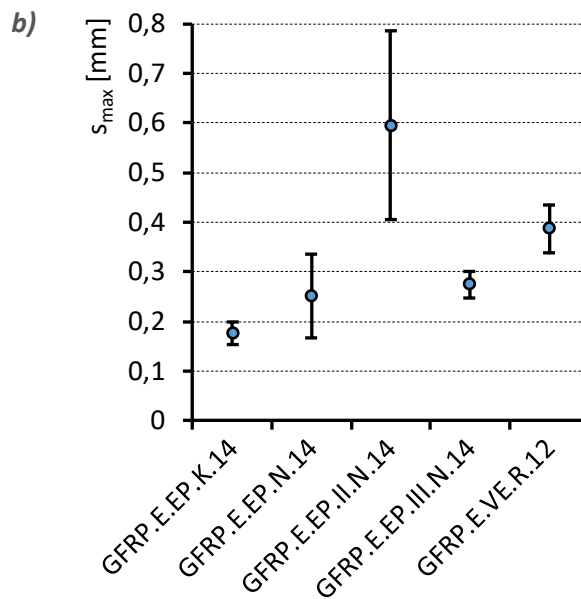
### 11.1.4. Kalibrace dostupných modelů na experimentálně dosažené výsledky

Ve srovnání s modely BPE a CMR vyžaduje model Malvar kalibraci více parametrů, větší množství vstupních hodnot, a je obecně méně komplexní, [70]. Z tohoto důvodu není v dostupné literatuře tento model v současnosti téměř využíván. V dalším textu tak bude dále provedena kalibrace pouze pro modely BPE a CMR. Kalibrace parametrů je provedena pouze pro vzestupnou větev diagramu až do dosažení mezního napětí v soudržnosti. Sestupnou větev nelze pomocí použité varianty pull-out testů věrohodně popsat<sup>19</sup> a proto v této kapitole nebude řešena.

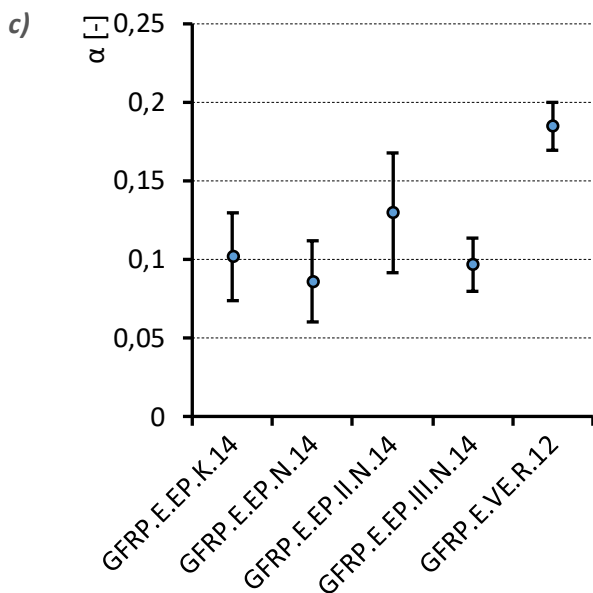
<sup>19</sup> Při použití dané varianty pull-out testu se za kotevní oblasti nachází část prutu bez soudržnosti. Při posuvu výztuže v kotevní oblasti se tato neporušená část postupně posouvá do oblasti soudržnosti a nadhodnocuje napětí v soudržnosti po dosažení mezního napětí.



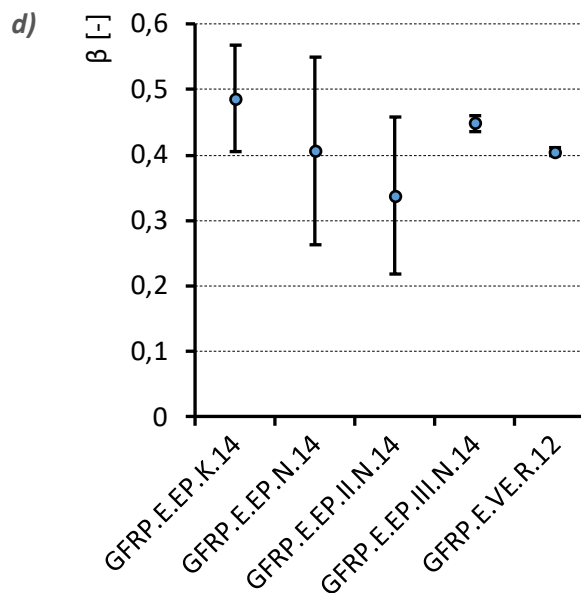
Max. napětí v soudržnosti



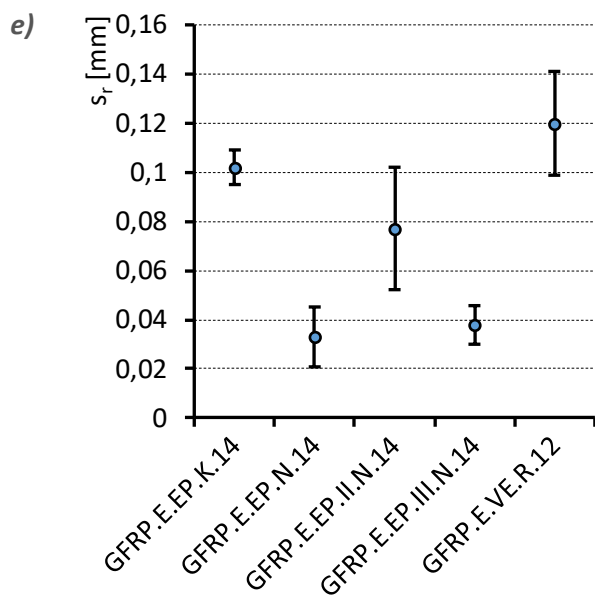
Posuv nezatíženého konce při  $\tau_{max}$



BPE model – parametr  $\alpha$

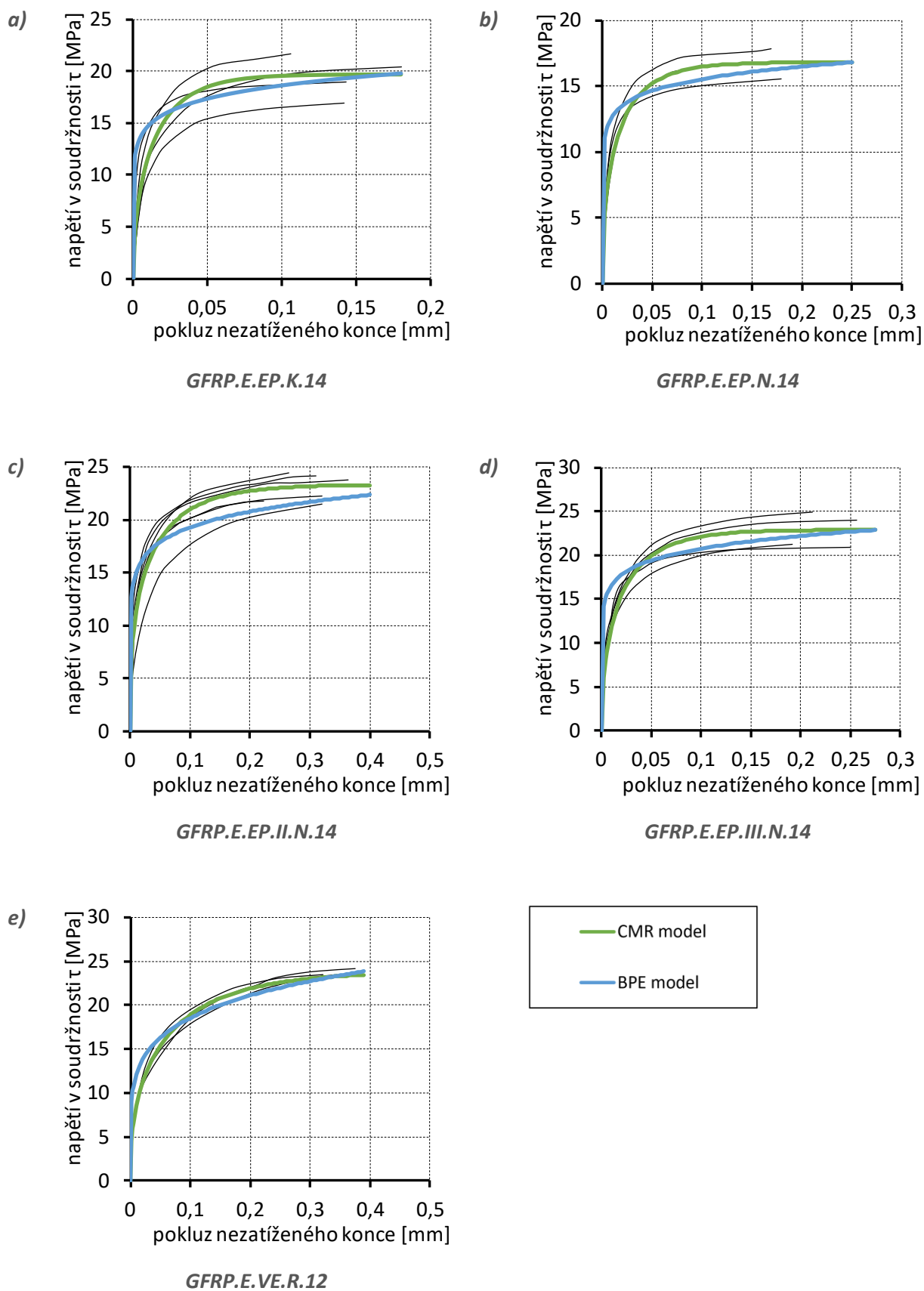


CMR model – parametr  $\beta$



CMR model – parametr  $s_r$

Obr. 133 Kalibrace parametrů CMR a BPE modelu



Obr. 134 Porovnání experimentů s kalibrovanými modely



Tab. 27 Kalibrace parametrů analytických modelů s výsledky pull-out testů

Pruty	$\tau_{\max}$ [MPa]	$s_{\max}$ [mm]	mBPE	CMR	
			$\alpha$	$\beta$	$s_r$
<b>GFRP.E.EP.K.14</b> (4 vzorky)	19,74	0,176	0,102	0,486	0,024
	±	±	±	±	±
	2,10	0,023	0,028	0,081	0,007
<b>GFRP.E.EP.N.14</b> (3 vzorky)	16,80	0,251	0,086	0,406	0,033
	±	±	±	±	±
	1,03	0,084	0,026	0,143	0,012
<b>GFRP.E.EP.II.N.14</b> (6 vzorků)	23,32	0,595	0,130	0,337	0,077
	±	±	±	±	±
	1,32	0,190	0,038	0,120	0,025
<b>GFRP.E.EP.III.N.14</b> (4 vzorky)	22,88	0,275	0,097	0,448	0,038
	±	±	±	±	±
	2,04	0,027	0,017	0,012	0,008
<b>GFRP.E.VE.R.12</b> (3 vzorky)	23,84	0,387	0,185	0,405	0,120
	±	±	±	±	±
	0,29	0,049	0,015	0,007	0,021

Z Obr. 134 je patrné, že kalibrací modelu CMR lze velmi věrohodně simulovat chování FRP výztuže v soudržnosti. Modifikovaný mBPE model vykazuje v porovnání s CMR modelem mírně horší přesnost, přesto však je i tento model dostatečně výstižný.

Vzestupná větev modelu BPE je shodná s modelem uvedeným v fib Model Code 1990 [71] pro ocelovou výztuž a v fib Model Code 2010 [67] pro ocelovou i FRP výztuž. Model dle Model Code je běžně užíván v programech založených na metodě konečných prvků, např. [68]. Proto lze zde uvedené parametry modelu soudržnosti přímo použít při numerické analýze v těchto MKP programech.

### 11.2. Teoretická predikce únavové životnosti GFRP vyztužených nosníků zatížených proměnným únavovým zatížením

Únavovou životnost vzorků vystavených únavovému zatížení s proměnou amplitudou je možné predikovat pomocí ve světové literatuře publikovaných modelů. Nejpoužívanějším a nejjednodušším modelem založeným na sčítání kumulovaného porušení je tzv. Minerovo pravidlo o lineárním sčítání únavy [72]. Minerovo pravidlo je hojně využíváno díky své jednoduchosti, která však v mnoha případech způsobuje výrazné odchylky od experimentálně zjištěné únavové životnosti, např. [73].

Pro ověření výstižnosti predikce únavové životnosti nosníkových vzorků uvedenými v kap. 9.5.1 bylo toto pravidlo využito. Dle Minerova pravidla dojde k únavovému porušení v okamžiku, kdy suma kumulovaného porušení  $D$  dle vztahu ((11.9) dosáhne hodnoty 1, což lze zapsat ve tvaru:

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (11.9)$$

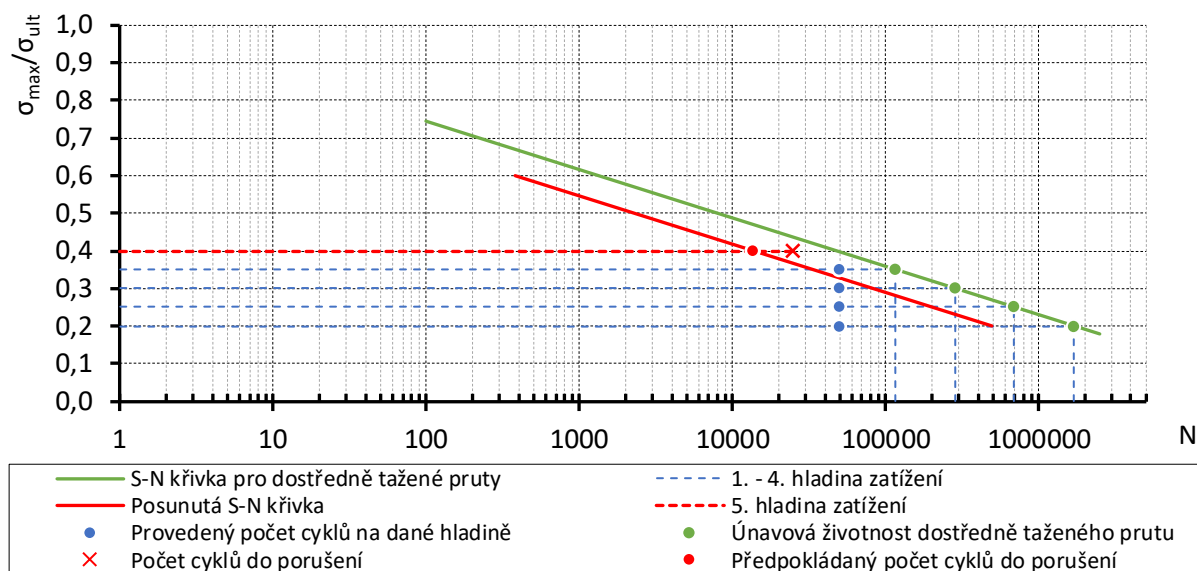
kde  $n_i$  je počet provedených cyklů na  $i$ -té hladině zatížení a

$N_i$  je únavová životnost na  $i$ -té hladině zatížení.

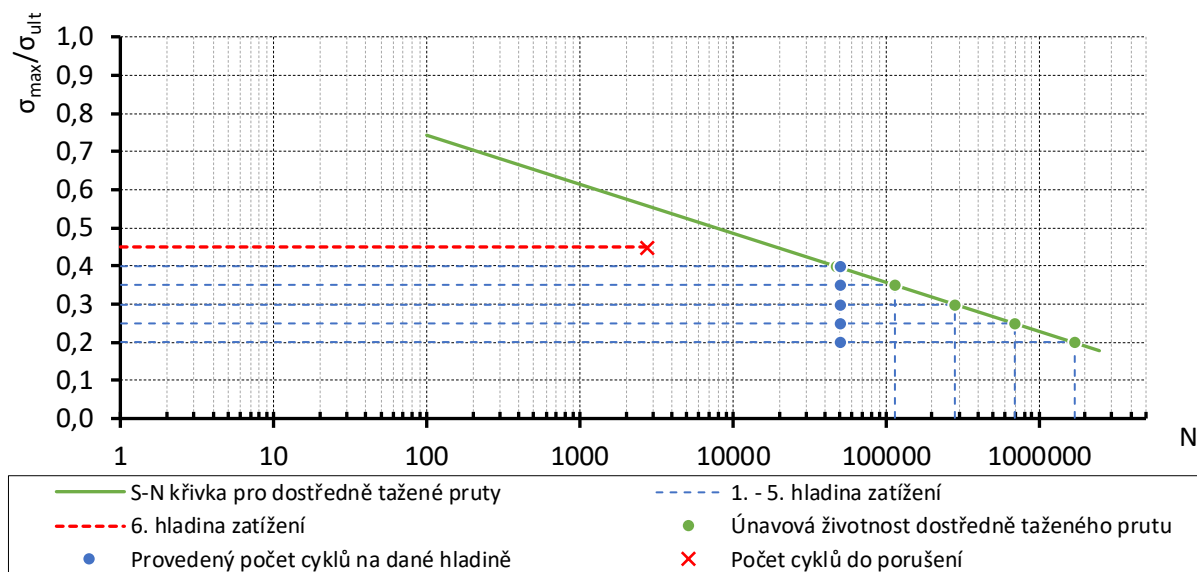
Únavová životnost  $N$  na dané hladině únavového zatížení byla určena z S-N křivky sestavené pro centricky tažené GFRP pruty, viz kap. 9.3.2. Porušení bylo na základě výpočtu předpokládáno na 5. hladině zatížení při 13 600 cyklech:

$$D = \Sigma\left(\frac{50\,000}{1\,698\,845} + \frac{50\,000}{693\,296} + \frac{50\,000}{282\,933} + \frac{50\,000}{115\,465} + \frac{13\,600}{47\,121}\right) = 1. \quad (11.10)$$

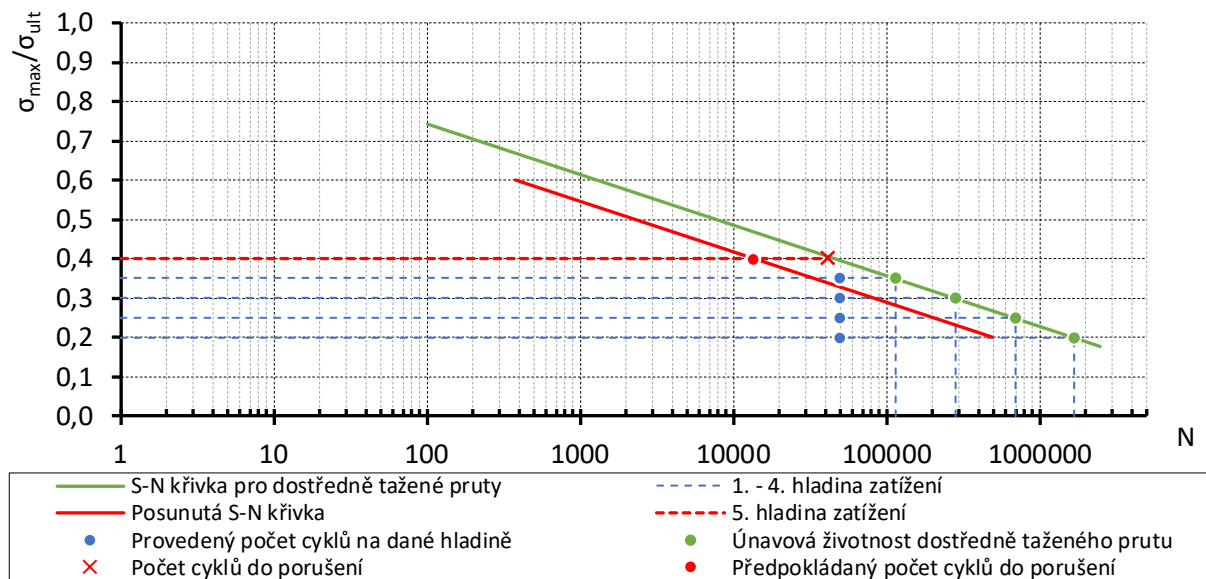
Posunutá S-N křivka na Obr. 135 až Obr. 137 vznikla na základě Minerova pravidla o lineárním sčítání únavového porušení. Po provedení zatěžování na prvních čtyřech hladinách únavového zatížení byl určen stupeň porušení  $D=0,71$ , viz Tab. 28. Nejvyšší únavové životnosti dosáhl vzorek GFRP.E.Ep.IV.N\_4 (Obr. 136). Počet provedených cyklů na 5. hladině zatížení (nastaveno na 50 000 cyklů) po předchozím zatěžování na čtyřech hladinách překonal předpokládaný počet cyklů do porušení prvků namáhaných dostředným tahem bez předchozího únavového zatěžování. Únavová životnost na 6. hladině zatěžování byla 2 764 cyklů.



Obr. 135 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N\_3



Obr. 136 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N\_4



Obr. 137 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N\_5

Všechny vzorky nosníkové zkoušky s tímto zatěžovacím schématem dosáhly vyšší únavové životnosti, než bylo predikováno pomocí Minerova pravidla (stupeň kumulovaného porušení  $D > 1$ , viz Tab. 28). Tento model tak podhodnotil únavovou životnost testovaných prvků, avšak očekávané selhání na 5. hladině zatížení (tj. max napětí v cyklu 40% z mezní statické únosnosti) nastalo u dvou ze tří prvků.

Tab. 28 Přehled únavových nosníkových testů se zvyšující se amplitudou zatížení

Vzorek č.	Max. napětí v cyklu			Provedený počet cyklů			Stupeň porušení $\Sigma D$		
	3	4	5	3	4	5	3	4	5
Hladina zatížení	1.	20 %		50 tis.			0,03		
	2.	25 %		50 tis.			0,1		
	3.	30 %		50 tis.			0,28		
	4.	35 %		50 tis.			0,71		
	5.	40 %		24,8 tis.	50 tis.	42,1 tis.	<b>1,24</b>	1,77	<b>1,61</b>
	6.	-	45 %	-	-	2,8 tis.	-	-	<b>1,92</b>

### 11.3. Statistická analýza dat únavových zkoušek

Data získaná z experimentálních zkoušek bývají na základě regresní analýzy obvykle proloženy logaritmickou (rov. ((11.11)) případně mocninnou funkcí (rov. ((11.12))). Bylo vyzorováno, že použití mocninné funkce je výhodnější z hlediska extrapolace do oblasti vysoko cyklické únavy, ale nepopisují přesně oblast nízko cyklické únavy, [25].

$$S = A - B \log N, \quad (11.11)$$

$$S = BN^A, \quad (11.12)$$

kde  $S$  je napětí (rozkmit, případně procentuální vyjádření tahové pevnosti),

$N$  je počet cyklů do porušení (únavová životnost) a

$A$  a  $B$  jsou parametry získané kalibrací.

Pro účely návrhu musí být únavové chování FRP výztuží na základě dat z experimentálních zkoušek popsáno prostřednictvím rovnic. Deterministické modely však nelze věrohodně vytvořit z důvodu značené nahodilosti vstupních veličin. V případě kompozitních materiálů byla vyzorována až řádově se lišící únavová životnost vzorků testovaných se stejnými okrajovými podmínkami, např. [74] a [75]. To je přisuzováno výrazné anisotropii materiálu, množství lokálních defektů, nerovnoměrnému rozložení vláken po průřezu a jejich rovinnosti [74], možnému rozdílnému způsobu porušení a také značné odchylce v pevnosti jednotlivých vláken, [50] a [25].

Pro popis únavového chování se běžně používá normální rozdělení pravděpodobnosti ([75]), log-normální rozdělení pravděpodobnosti ([76]) a Weibullovo rozdělení pravděpodobnosti ([77], [78]). Parametry rozdělení pravděpodobnosti jsou kalibrovány na základě experimentálních dat. Bylo zjištěno, že pomocí Weibullova rozdělení lze velmi přesně popsat tahovou pevnost i únavovou životnost kompozitních materiálů, [25].

Většina modelů pro stanovení únavové životnosti kompozitu je ve své podstatě empirická a vyžaduje kalibraci parametrů pomocí experimentálně zjištěných dat.

Cílem této kapitoly je analytické stanovení únavové životnosti testovaných GFRP prutů pro interval spolehlivosti 95 % (5 % kvantil představuje dle souboru norem ČSN EN charakteristickou hodnotu). Byly zvoleny 4 modely, pomocí kterých byla provedena statistická analýza. Nejjednodušším modelem je použití normálního rozdělení pravděpodobnosti únavové životnosti s pevně daným variačním koeficientem dle [79]. Následně byl využit a ověřen postup dle ASTM E739-10 [76], který používá log-normální rozdělení únavové životnosti. Model Whitney [77] a Sendeckyj [78] představují nejkompaktnější použité modely. Oba modely využívají Weibullova rozdělení pravděpodobnosti únavové životnosti. Bylo prokázáno, že oba modely umožňují velmi efektivní popis únavového chování kompozitních materiálů na libovolně zvolené úrovni spolehlivosti.

#### 11.3.1.1. Model normálního rozdělení pravděpodobnosti [79]

Zjednodušená metoda dle [79] využívá normálního rozdělení pravděpodobnosti únavové životnosti na dané hladině napětí pro interval spolehlivosti 95% a pevně daný variační koeficient 15%. Charakteristická hodnota únavové životnosti na dané hladině  $R_{ki}$  lze určit dle vztahu:

$$R_{ki}(5\%, 95\%, 15\%, m_i) = N_i \left[ 1 \pm 0,15 \left( 1,645 + \frac{1,645}{\sqrt{m_i}} \right) \right], \quad (11.13)$$

kde  $m_i$  je počet testovaných vzorků na hladině  $i$  a

$N_i$  je únavová životnost na hladině  $i$  (charakteristická hodnota dle vztahu ((11.14)).

S-N křivku pro 50% kvantil (medián) lze sestavit kalibrací vhodně zvolené funkce s daty únavových zkoušek. Dle [79] je pro kompozitní materiál zvolena mocninná funkce pro úroveň napětí  $\sigma$  a příslušnou únavovou životnost  $N$  ve tvaru:

$$\sigma = \sigma_0 N^{\left(-\frac{1}{k}\right)}, \quad (11.14)$$

kde  $\sigma_0$  je parametr určený kalibrací (teoretické napětí odpovídající jednomu cyklu do porušení) a

$k$  je parametr určený kalibrací ( $\frac{1}{k}$  vyjadřuje sklon S-N křivky).

Kalibraci S-N křivky je možné provést pomocí metody nejmenších čtverců. S-N křivka pro 95% úroveň spolehlivosti je dle výše uvedené mocninné funkce dána funkcí:

$$\sigma = \sigma_0 R_k^{\left(-\frac{1}{k}\right)}, \quad (11.15)$$

### 11.3.1.2. ASTM E739 – 10 [76]

Postup dle ASTM uvádí použití log-normálního rozdělení pravděpodobnosti únavové životnosti s využitím postupu maximalizace věrohodnostní funkce. Postup dle ASTM však není vhodný pro extrapolaci dat mimo testovaný interval a pro stanovení únavové životnosti s pravděpodobností menší než 5% nebo vyšší než 95%. Dále není pomocí tohoto postupu možné zohlednit výsledky vzorků, u kterých nedošlo k únavovému porušení po provedení stanoveného počtu cyklů. Postup je vhodné použít, pokud platí logaritmická závislost mezi působícím napětím a únavovou životností. Závislá proměnná počtu cyklů  $\log N$  je značena jako  $Y$ , zatímco nezávislá proměnná napětí  $\sigma$  (případně  $\log \sigma$ ) je pro zjednodušení zápisu značena  $X$ . Závislost únavové životnosti (počtu cyklů do porušení) na působícím napětí lze tedy zapsat ve tvaru:

$$Y = A + BX. \quad (11.16)$$

Pomocí metody maximalizace věrohodnosti je možné určit odhady parametrů  $A$  a  $B$  dle vztahů:

$$\hat{A} = \bar{Y} - \hat{B}\bar{X}, \quad (11.17)$$

$$\hat{B} = \frac{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})(Y_i - \bar{Y})}{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})^2}, \quad (11.18)$$

kde symbol „ $\hat{\phantom{a}}$ “ značí odhad parametru a „ $\bar{\phantom{a}}$ “ symbolizuje průměrnou hodnotu,

$k$  je celkový počet vzorků.

Doporučený výraz pro stanovení rozptylu normálního rozdělení pro  $\log \sigma$  je:

$$\hat{\mu}^2 = \hat{\sigma}^2 = \frac{\sum_{i=1}^k (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{k-2}, \quad (11.19)$$

kde jmenovatel „ $(k - 2)$ “ místo „ $k$ “ je použit pro určení nestranného odhadu rozptylu  $\mu^2$  a

$\hat{Y}_i$  je určen vztahem:

$$\hat{Y}_i = \hat{A} + \hat{B}X_i, \quad (11.20)$$

Interval spolehlivosti je následně určen dle vztahu:

$$Y = \hat{A} + \hat{B}X \pm \sqrt{2F_p} \hat{\sigma} \left[ \frac{1}{k} + \frac{(X-\bar{X})^2}{\sum_{i=1}^k (X_i - \bar{X})^2} \right]^{1/2}, \quad (11.21)$$

kde  $F_p$  je koeficient závislý na intervalu spolehlivosti.

Koeficient  $F_p$  se určuje dle Tab. 2 v ASTM pro 95% případně 99% pravděpodobnost (i přestože v ASTM není použití intervalu spolehlivosti 99% doporučeno) v závislosti na celkovém počtu vzorků a počtu vzorků testovaných na jednotlivých hladinách.

V ASTM je dále uveden postup pro ověření předpokladu lineární závislosti počtu cyklů do porušení na působícím napětí dle vztahu ((11.16). V případě, že je testováno  $l$  různých sad o  $m_i$  vzorcích v každé sadě je hypotéza o lineární závislosti platná při splnění podmínky:

$$\frac{\sum_{i=1}^l m_i (\bar{Y}_i - \bar{Y})^2 / (l-2)}{\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} (Y_{ij} - \bar{Y}_i)^2 / (k-l)} \leq F_p. \quad (11.22)$$

### 11.3.1.3. Whitney Pooling Scheme [77]

Whitneyho metoda využívá tzv. „wear-out“ (resp. „strength degradation“) model, který byl poprvé představen v [80], ale s použitím odlišného matematického postupu pro stanovení parametrů modelu. Metoda využívá dvou předpokladů: a) existuje mocnná závislost mezi únavovou životností a působícím napětím (viz vztah (11.15), b) k modelování únavové životnosti je použito dvouparametrické Weibullovo rozdělení. Dle Weibullova rozdělení je pravděpodobnost dosažení  $N$  počtu cyklů pro každou hladinu napětí dáno distribuční funkcí:

$$P_S(N) = \exp \left[ - \left( \frac{N}{\bar{N}} \right)^{\alpha_f} \right], \quad (11.23)$$

kde  $\alpha_f$  je parametr tvaru a

$\bar{N}$  je parametr měřítka.

Pro sestavení S-N křivky je v prvním kroku provedena kalibrace parametrů pro  $i$ -tou testovanou hladinu únavového zatížení:

$$P_S(N_i) = \exp \left[ - \left( \frac{N_i}{\bar{N}_i} \right)^{\alpha_{fi}} \right], \quad i = 1, 2, \dots, l. \quad (11.24)$$

Parametry Weibullova rozdělení  $\alpha_{fi}$  a  $\bar{N}_i$  jsou určeny řešením následujících dvou rovnic pro maximálně věrohodné odhady  $\hat{\alpha}_{fi}$  a  $\hat{\bar{N}}_i$ :

$$\frac{\sum_{j=1}^{m_i} N_{ij}^{\hat{\alpha}_{fi}} \ln(N_{ij})}{\sum_{j=1}^{m_i} N_{ij}^{\hat{\alpha}_{fi}}} - \frac{1}{m_i} \sum_{j=1}^{m_i} \ln(N_{ij}) - \frac{1}{\hat{\alpha}_{fi}} = 0, \quad (11.25)$$

$$\hat{\bar{N}}_i = \left( \frac{1}{m_i} \sum_{j=1}^{m_i} N_{ij}^{\hat{\alpha}_{fi}} \right)^{1/\hat{\alpha}_{fi}}, \quad (11.26)$$

kde  $m_i$  je počet vzorků na každé testované hladině.

Řešení rovnice ((11.25) má vždy jeden kladný kořen, který představuje odhad parametru  $\alpha_{fi}$ . Dosazením odhadu parametru tvaru  $\hat{\alpha}_{fi}$  do vztahu ((11.26) je určen odhad parametru měřítka  $\hat{\bar{N}}_i$ .



Při užití předpokladu, že je parametr tvaru  $\alpha_f$  nezávislý na hladině působícího napětí, lze použít tzv. „pooling technique“ ke stanovení jediné hodnoty  $\alpha_f$  pro celý testovaný rozsah působícího napětí. Použitím parametru měřítka  $\widehat{N}_l$  lze normalizovat data do tvaru:

$$Q(Q_{i1}, Q_{i2}, \dots, Q_{im}), i = 1, 2, \dots, l, \quad (11.27)$$

$$Q_{ij} = \frac{N_{ij}}{\widehat{N}_l}. \quad (11.28)$$

Tato sada dat se také řídí Weibullovým rozdělením:

$$P_S(Q) = \exp\left[-\left(\frac{Q}{Q_0}\right)^{\alpha_f}\right], \quad (11.29)$$

kde  $Q_0$  je odhad parametru měřítka Weibullova rozdělení.

Odhady parametrů  $\alpha_f$  a  $Q_0$  je možné určit dle vztahů:

$$\frac{\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} Q_{ij}^{\alpha_f} \ln(Q_{ij})}{\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} Q_{ij}^{\alpha_f}} - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} \ln(Q_{ij}) - \frac{1}{\alpha_f} = 0, \quad (11.30)$$

$$\widehat{Q}_0 = \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} Q_{ij}^{\alpha_f}\right)^{1/\alpha_f}, \quad (11.31)$$

kde  $n$  je celkový počet testovaných vzorků.

Odhad parametru  $\widehat{\alpha}_f$  je proveden na základě předpokladu, že pro dosažení dokonalé kalibrace je odhad parametru  $\widehat{Q}_0 = 1,0$ . Pokud je hodnota parametru  $\widehat{Q}_0$  různá od jedné, je provedena úprava charakteristické hodnoty počtu cyklů pro každou hladinu dle vztahu:

$$\overline{N_{0i}} = \widehat{Q}_{0i} \widehat{N}_l. \quad (11.32)$$

Dosazením  $\overline{N_{0i}}$  do vztahu ((11.28) místo  $\widehat{N}_l$  a opětovným přepočtem je určena nová hodnota parametrů  $\widehat{\alpha}_f$  a  $\widehat{Q}_0$ . Následně je možné vytvořit S-N křivku s požadovaným indexem spolehlivosti dle vztahu:

$$\sigma_a = \sigma_0 \left\{ [-\ln(P_S(N))]^{\left(\frac{1}{\alpha_f k}\right)} \right\} N^{\left(-\frac{1}{k}\right)}, \quad (11.33)$$

kde parametry  $\sigma_0$  a  $\left(\frac{1}{k}\right)$  určují charakteristickou mocninou funkci dle vztahu ((11.14).

Značnou výhodou Whitneyho metody je možnost zahrnutí neporušených vzorků do statistické analýzy. Neporušené vzorky se zahrnují do výpočtu na příslušných hladinách společně s porušenými vzorky (vždy musí být na příslušné hladině alespoň jeden porušený vzorek). Pro stanovení odhadů parametrů tvaru a měřítka jsou použity upravené vztahy:

$$\frac{\sum_{j=1}^{r_i} N_{ij}^{\alpha_{fi}} \ln(N_{ij}) + (m_i - r_i) N_{si}^{\alpha_{fi}} \ln(N_{si})}{\sum_{j=1}^{r_i} N_{ij}^{\alpha_{fi}} + (m_i - r_i) N_{si}^{\alpha_{fi}}} - \frac{1}{r_i} \sum_{j=1}^{r_i} \ln(N_{ij}) - \frac{1}{\alpha_{fi}} = 0, \quad (11.34)$$

$$\widehat{N}_l = \left\{ \frac{1}{r_i} \left[ \sum_{j=1}^{r_i} N_{ij}^{\alpha_{fi}} + (m_i - r_i) N_{si}^{\alpha_{fi}} \right] \right\}^{1/\alpha_{fi}}, \quad (11.35)$$

kde  $r_i$  je počet porušených vzorků na dané hladině a

$N_{si}$  je počet cyklů, po kterém byla zastavena zkouška u neporušených vzorků.

Parametry Weibullova rozdělení pro celou sadu vzorků jsou poté určeny dle vztahů:

$$\frac{\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{r_i} Q_{ij}^{\hat{\alpha}_f} \ln(Q_{ij}) + \sum_{i=1}^l (m_i - r_i) Z_i^{\hat{\alpha}_f} \ln(Z_i)}{\sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{m_i} Q_{ij}^{\hat{\alpha}_f} + \sum_{i=1}^l (m_i - r_i) Z_i^{\hat{\alpha}_f}} - \frac{1}{r_T} \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{r_i} \ln(Q_{ij}) - \frac{1}{\hat{\alpha}_f} = 0, \quad (11.36)$$

$$\hat{Q}_0 = \left\{ \frac{1}{r_T} \left[ \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^{r_i} Q_{ij}^{\hat{\alpha}_f} + \sum_{i=1}^l (m_i - r_i) Z_i^{\hat{\alpha}_f} \right] \right\}^{1/\hat{\alpha}_f}, \quad (11.37)$$

$$Z_i = \frac{N_{si}}{\hat{N}_i} \quad (11.38)$$

kde  $r_T$  je celkový počet porušených vzorků.

#### 11.3.1.4. Sendeckyj wear-out model [78]

Sendeckyjho wear-out model pro kompozitní materiály je založen na tzv. „*strength-life-equal-rank*“ předpokladu. Model je založený na předpokladu, že vzorek s nejdelší únavovou životností by měl také nejvyšší příslušnou krátkodobou (statickou) tahovou pevnost. Pokud existuje logaritmická závislost mezi počtem cyklů do porušení a působícím napětím, jsou výsledky únavových zkoušek nejprve kalibrací převedeny na ekvivalentní statickou pevnost (při kalibraci je výhodné zohlednit/využít také data z krátkodobých tahových zkoušek). Pro ekvivalentní statickou pevnost se předpokládá dvouparametrické Weibullovo rozdělení pravděpodobnosti. Převod dat z únavových dat na ekvivalentní statickou pevnost se provádí za pomoci tzv. „wear-out“ metody (obdobně jako v případě Whitneyho modelu) dle vztahu:

$$\sigma_e = \sigma_a \left[ \left( \sigma_r / \sigma_a \right)^{1/s} - C(N - 1) \right]^S, \quad (11.39)$$

kde  $\sigma_e$  je ekvivalentní statická pevnost,

$\sigma_r$  je zbytková únosnost po provedení předem stanoveného počtu cyklů a následném zatěžování do porušení,

$\sigma_a$  je aplikovaná hodnota napětí,

$N$  je počet provedených cyklů,

$C$  a  $S$  jsou parametry modelu určené kalibrací.

Pokud jsou všechny vzorky únavově testovány do porušení ( $N_i = N_{i,f}$ ;  $\sigma_{r,i} = \sigma_{a,i}$ ), lze rovnici ((11.39) zjednodušeně napsat ve tvaru:

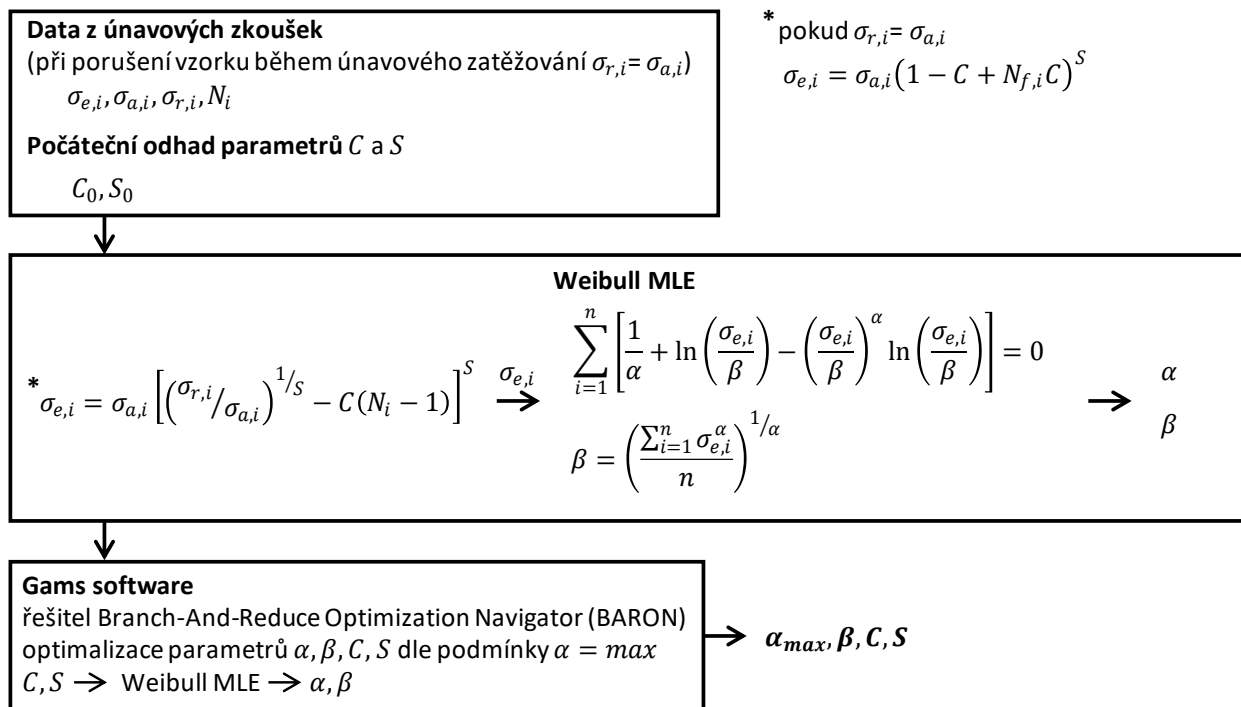
$$\sigma_e = \sigma_a (1 - C + N_f C)^S. \quad (11.40)$$

V prvním kroku jsou parametry  $C$  a  $S$  odhadnuty dle experimentálních dat (parametr  $C$  určuje tvar S-N křivky pro nízko-cyklickou oblast únavy a parametr  $S$  definuje sklon S-N křivky v oblasti vysoko-cyklické únavy). Parametr  $C$  má následující vliv na tvar S-N křivky: a)  $C = 1$ : S-N křivka je v log-log měřítku v celém rozsahu lineární (vztah ((11.40) se redukuje na mocninnou funkci), b)  $C < 1$ : S-N křivka se zplošťuje v oblasti nízko-cyklické únavy, c)  $C > 1$ : S-N křivka v oblasti nízko-cyklické únavy výrazně roste (případ c) není pro kompozitní materiály obvyklý). Pomocí odhadnutých parametrů  $C$  a  $S$  jsou všechna data přepočítána na ekvivalentní statickou pevnost dle vztahu ((11.40). Pravděpodobnost, že je statická pevnost vyšší než ekvivalentní statická pevnost  $P_S(\sigma_e)$ , je dle distribuční funkce Weibullova rozdělení dána vztahem:

$$P_S(\sigma_e) = \exp\left[-\left(\frac{\sigma_e}{\beta}\right)^\alpha\right] \quad (11.41)$$

kde  $\alpha$  a  $\beta$  jsou parametry Weibullova rozdělení.

Proces stanovení parametrů  $\alpha$  a  $\beta$  je iterativní na základě stanovení maximálních věrohodných odhadů parametrů Weibullova rozdělení (*Weibull MLE*). Nejvyšší přesnosti modelu je dosaženo při maximální velikosti parametru  $\alpha$ . Algoritmus kalibrace parametrů modelu je znázorněn na vývojovém diagramu na Obr. 138. Pro optimalizaci parametrů byl v disertační práci zvolen řešitel BARON (*Branch-And-Reduce Optimization Navigator*) programu GAMS. Zdrojový kód je zobrazen v příloze P4.



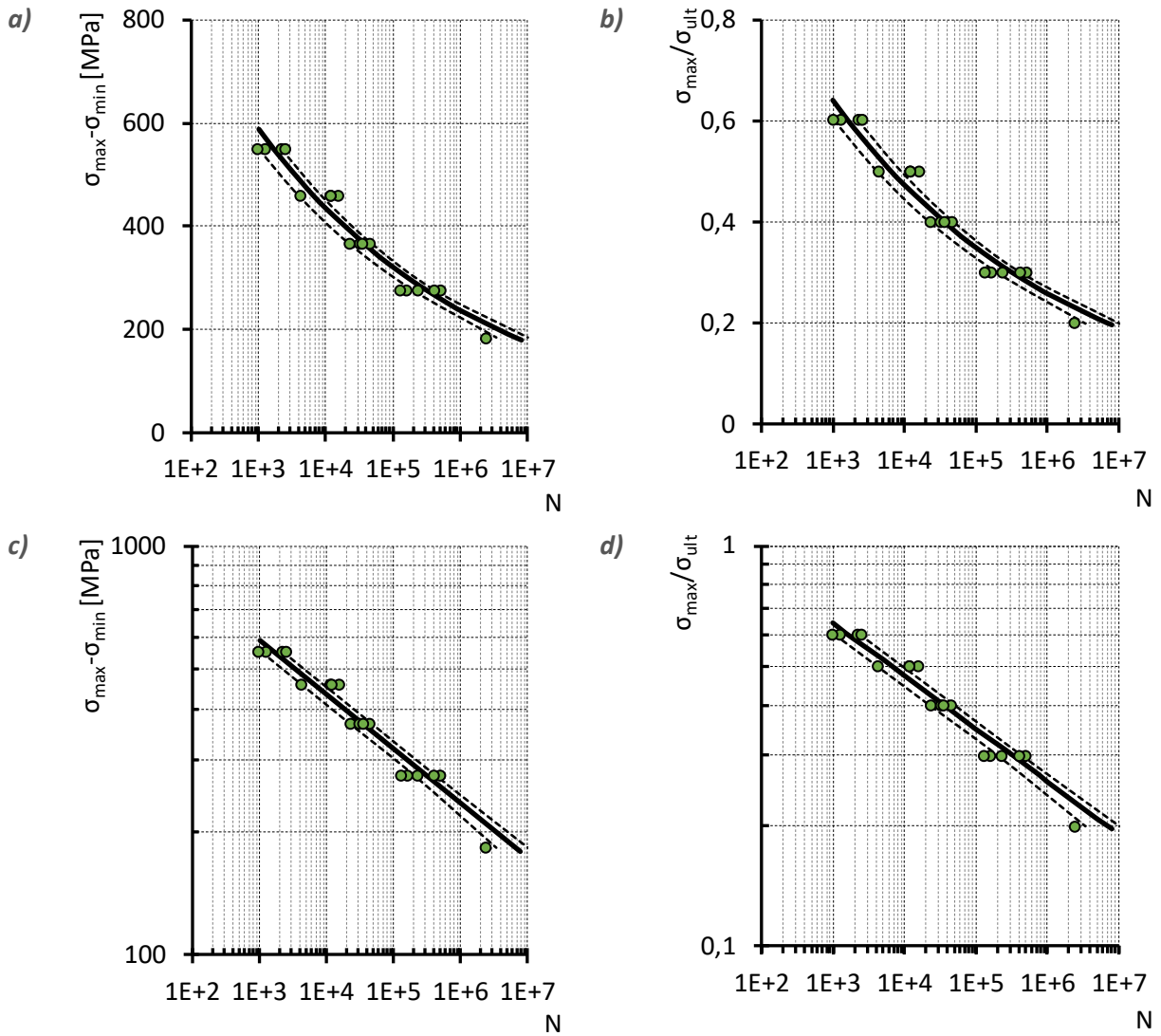
Obr. 138 Vývojový diagram pro kalibraci parametrů modelu Sendeckýj

11.3.1.5. Statistické vyhodnocení testovaných vzorků

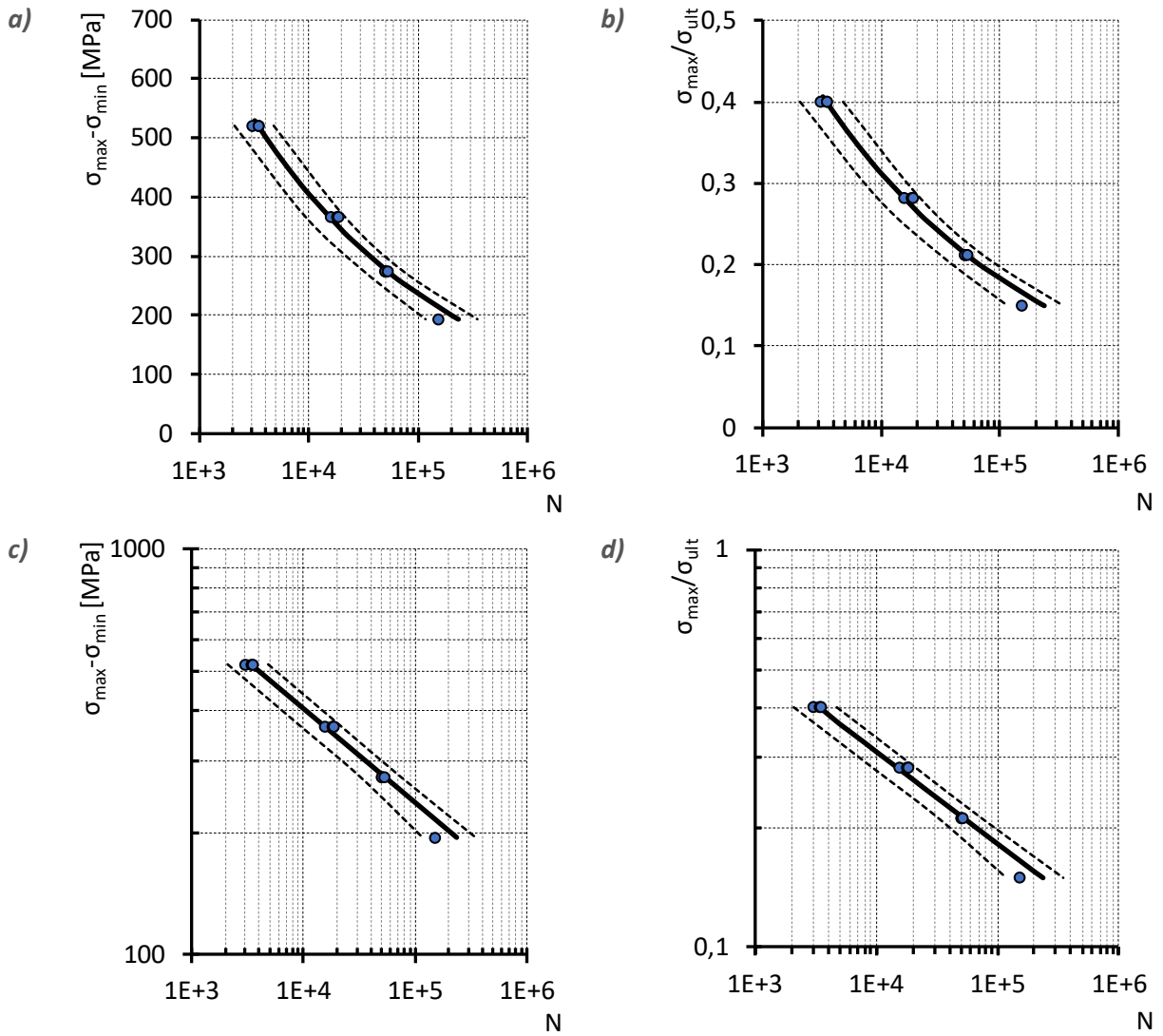
Pomocí výše uvedených modelů bylo provedeno statistické vyhodnocení únavových zkoušek vzorků v konfiguraci FRP prutů v betonových blocích pro oba testované typy GFRP výztuží (GFRP.E.EP.II.N.10 a GFRP.E.VE.R.12), viz kap. 9.3.2. Pro popis závislosti mezi počtem cyklů do porušení a působícím napětím byla pro model s normálním rozdělením pravděpodobnosti a Whitney modelu zvolena mocninná funkce dle rovnic (10.3 a (9.12. Mocninná funkce byla zvolena z důvodu lepšího porovnání mezi jednotlivými modely. Kalibrované modely jsou zobrazeny na Obr. 139 až Obr. 146. V Tab. 29 jsou shrnuty parametry modelů a další klíčové hodnoty.

Tab. 29 Parametry a klíčové hodnoty použitých modelů

Vzorky		Norm. rozdělení		ASTM			Whitney			Sendeckyj			
		$\sigma_0$	$1/k$	$\hat{A}$	$\hat{B}$	$\hat{\sigma}^2$	$\sigma_0$	$1/k$	$\alpha_f$	$C$	$S$	$\alpha$	$\beta$
GFRP.E.EP.II.N.10	$\sigma_{max} - \sigma_{min}$	1462	0,13	21,92	-6,78	0,05	1462	0,13	3,04 (2,85)*	0,033	0,14	19,44	1007
	$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{min}}$	1,59		1,82			1,59			0,015	0,14	19,57	0,989
GFRP.E.VE.R.12	$\sigma_{max} - \sigma_{min}$	3482	0,23	14,52	-4,03	0,004	3482	0,23	26,87	0,022	0,24	32,70	1481
	$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{min}}$	2,68		1,96			2,68			0,014	0,24	32,87	1,025

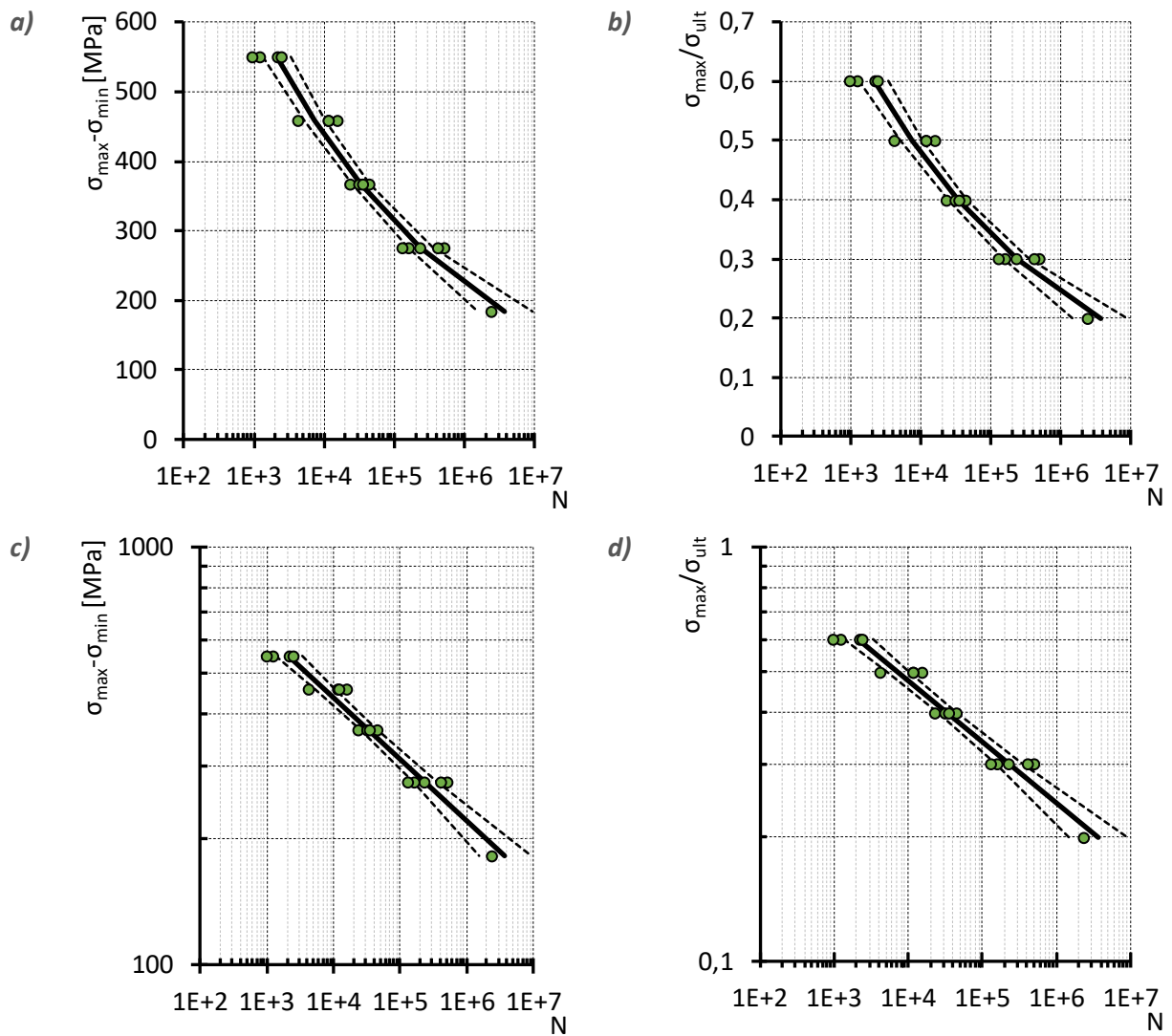


Obr. 139 Statistické vyhodnocení dle modelu s normálním rozdělením vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil

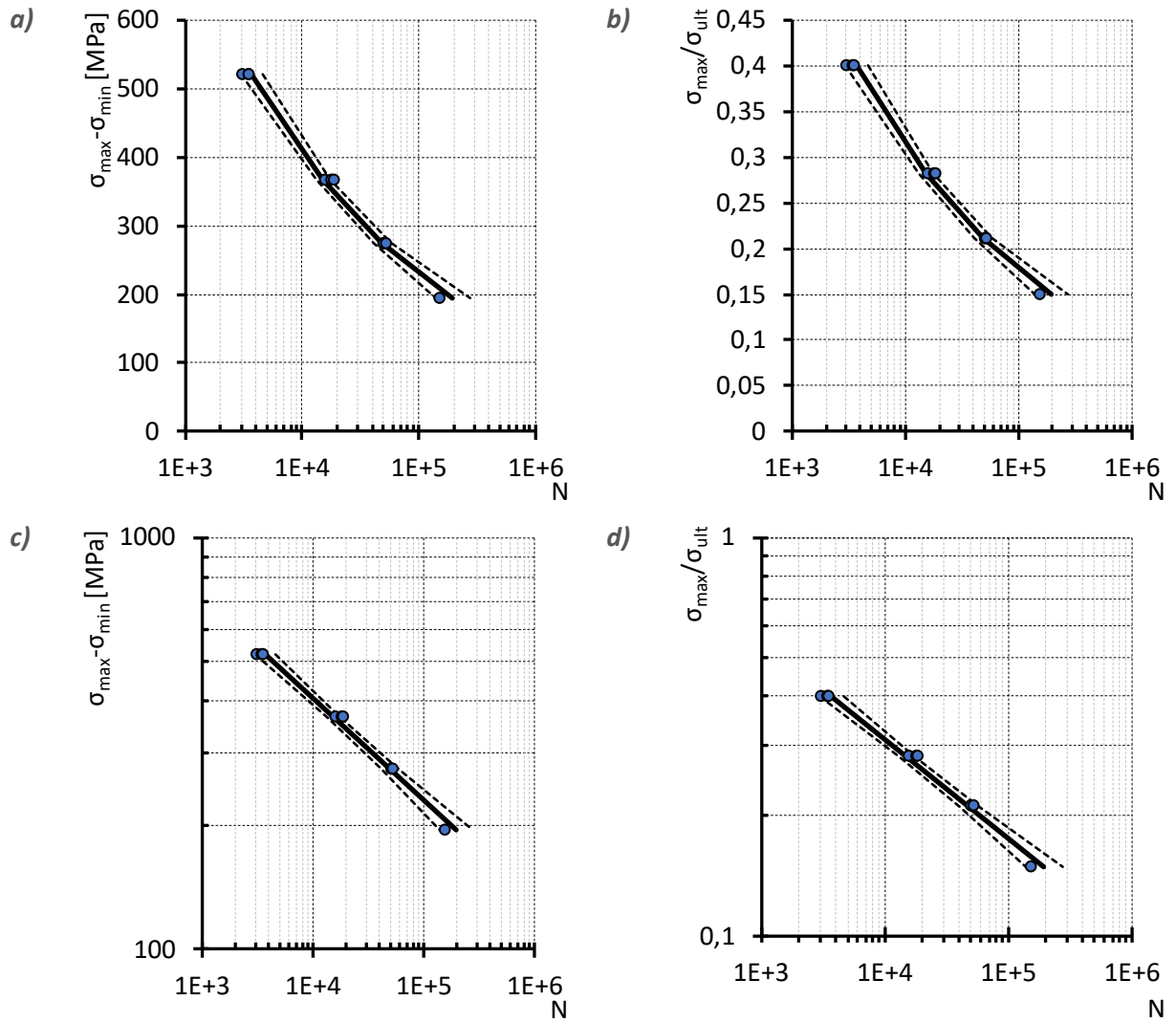


Obr. 140 Statistické vyhodnocení dle modelu s normálním rozdělením vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil

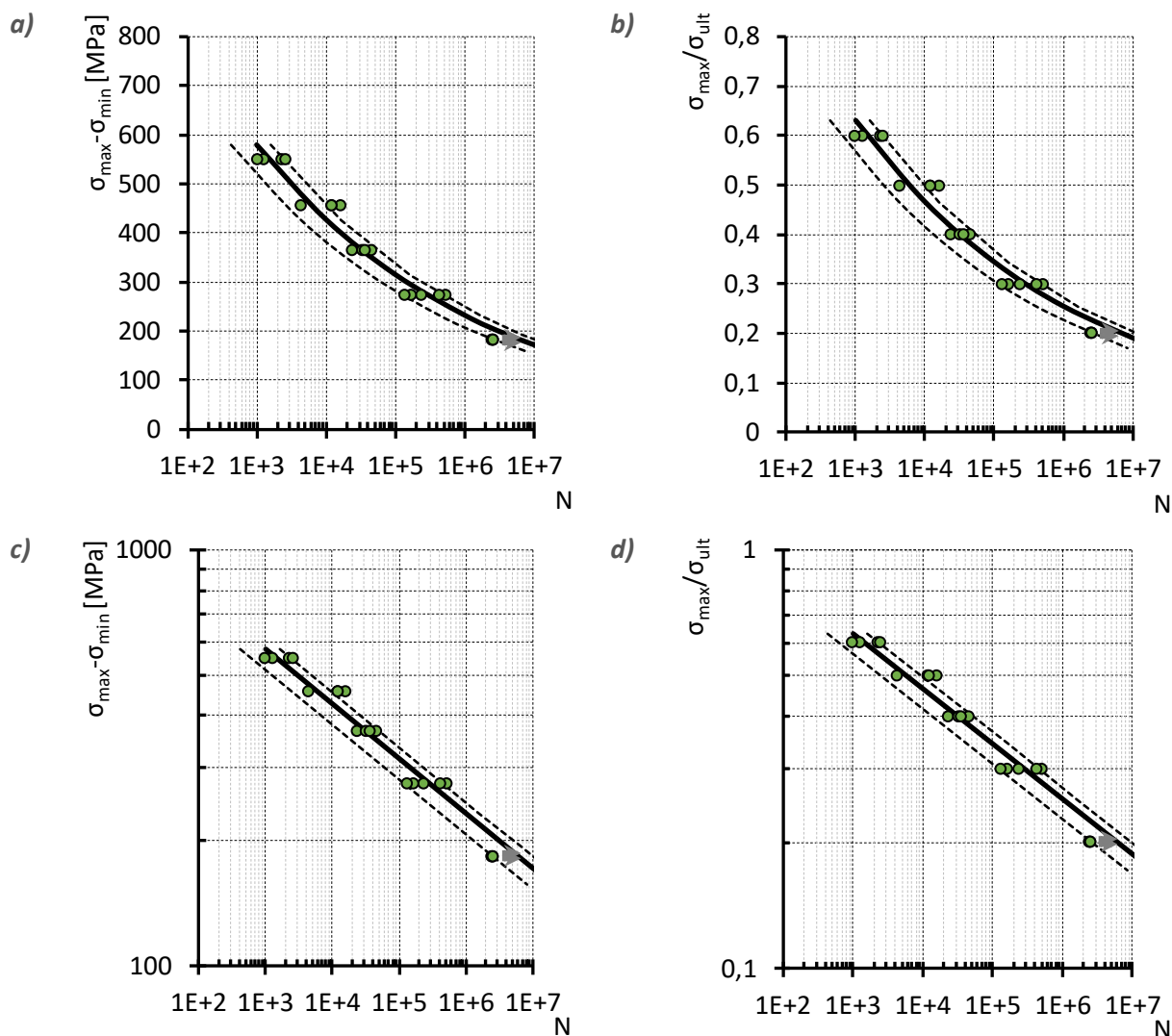




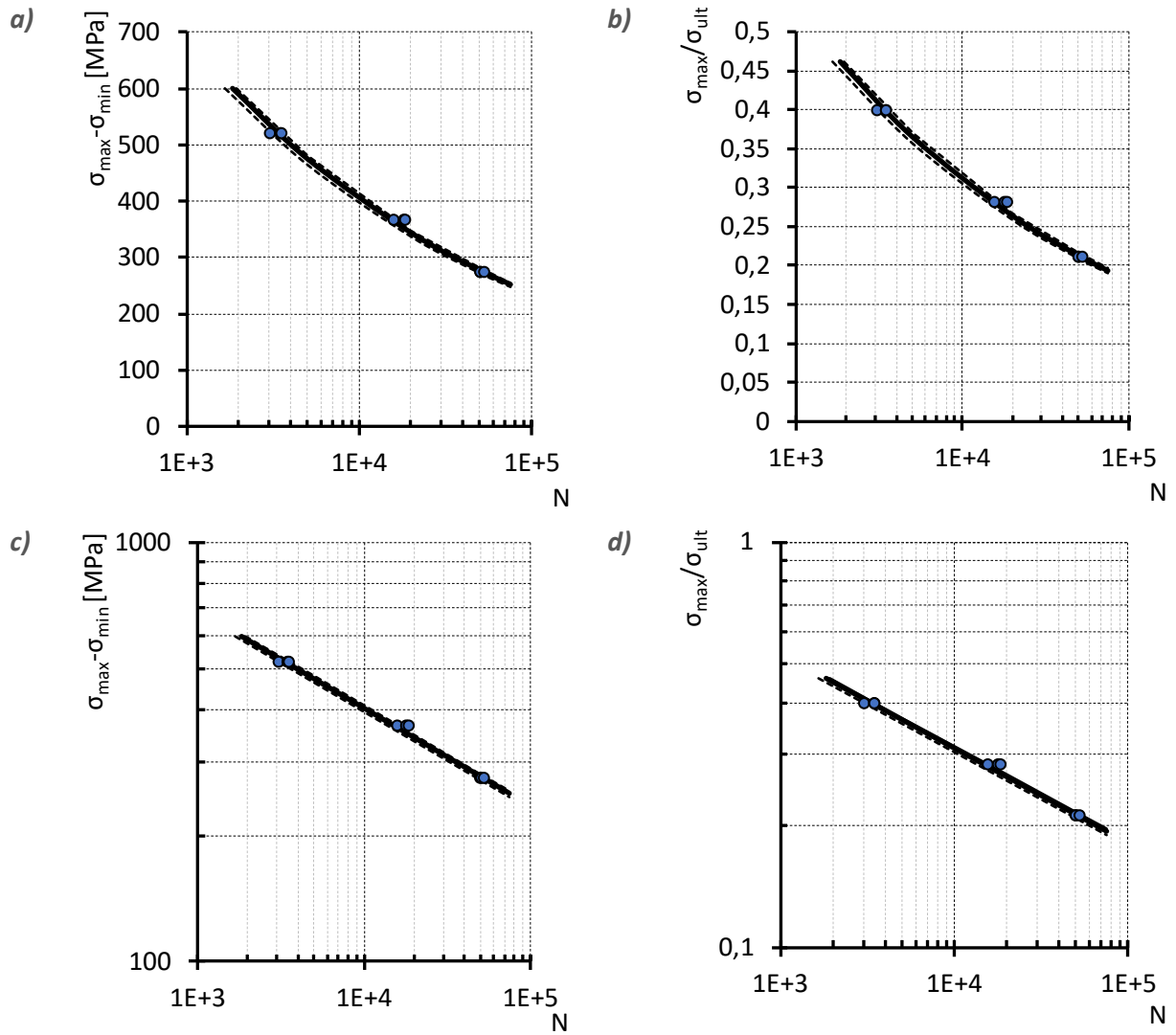
Obr. 141 Statistické vyhodnocení dle ASTM modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil



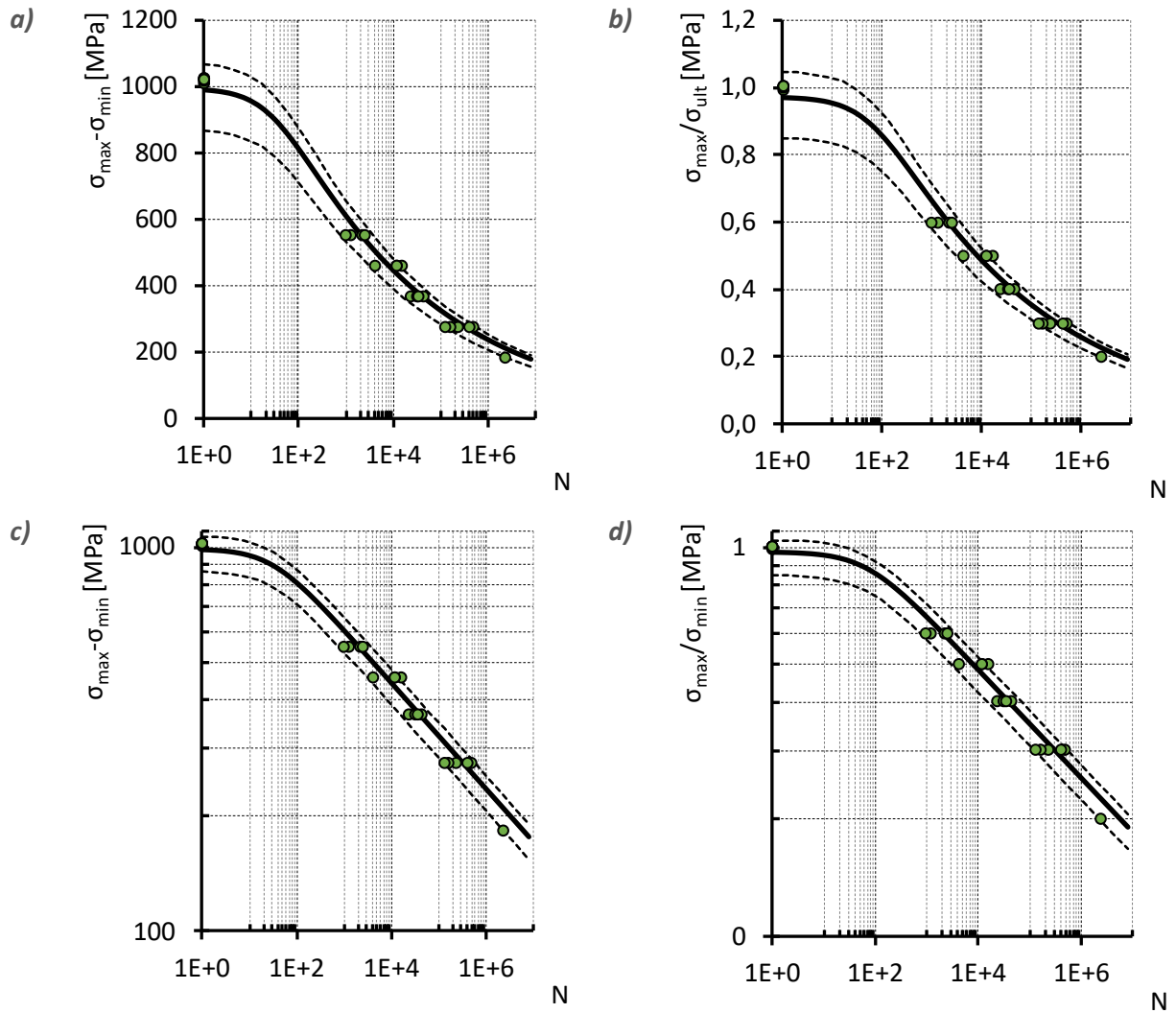
Obr. 142 Statistické vyhodnocení dle ASTM modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil



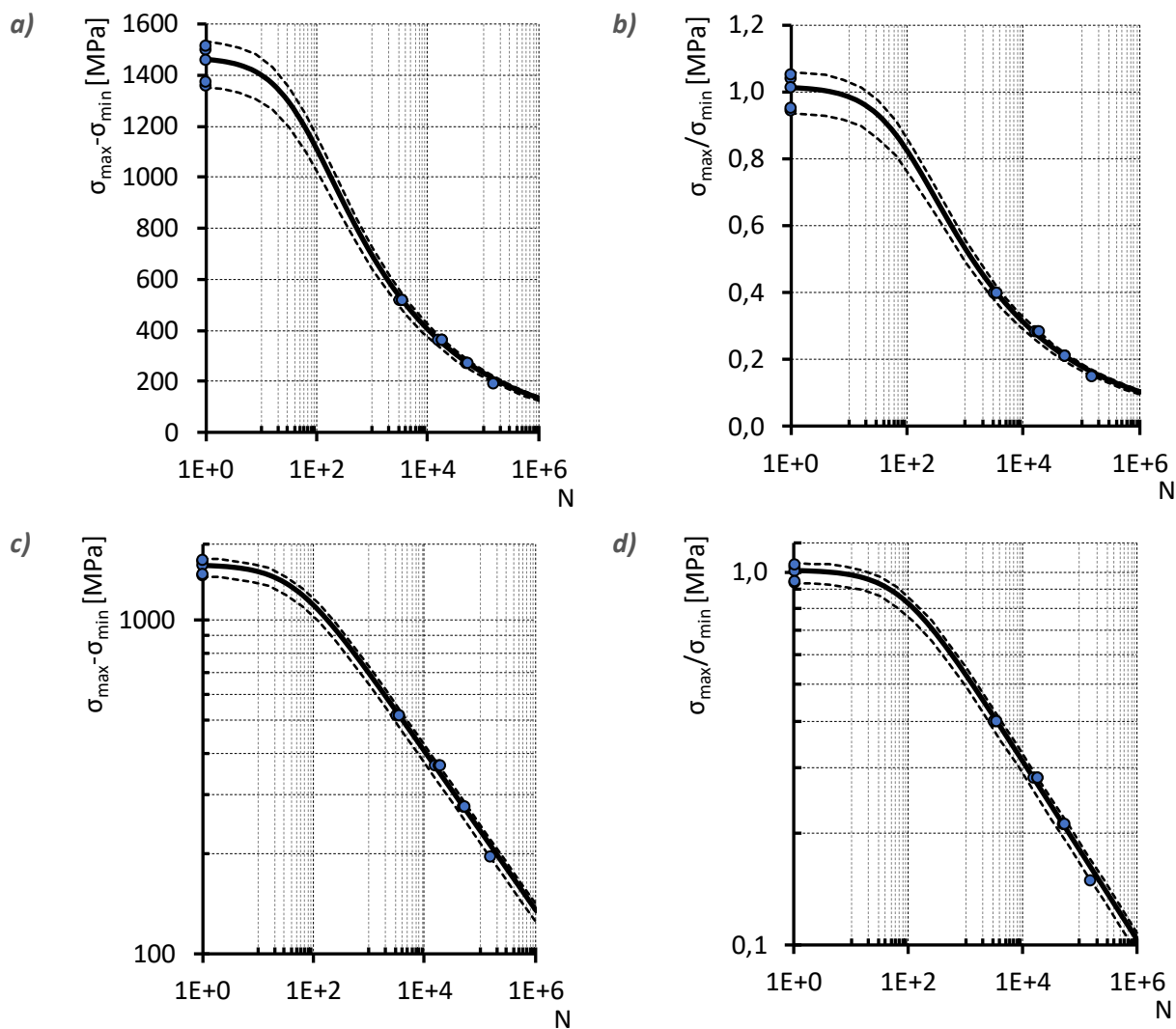
Obr. 143 Statistické vyhodnocení dle Whitney modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil



Obr. 144 Statistické vyhodnocení dle Whitney modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil



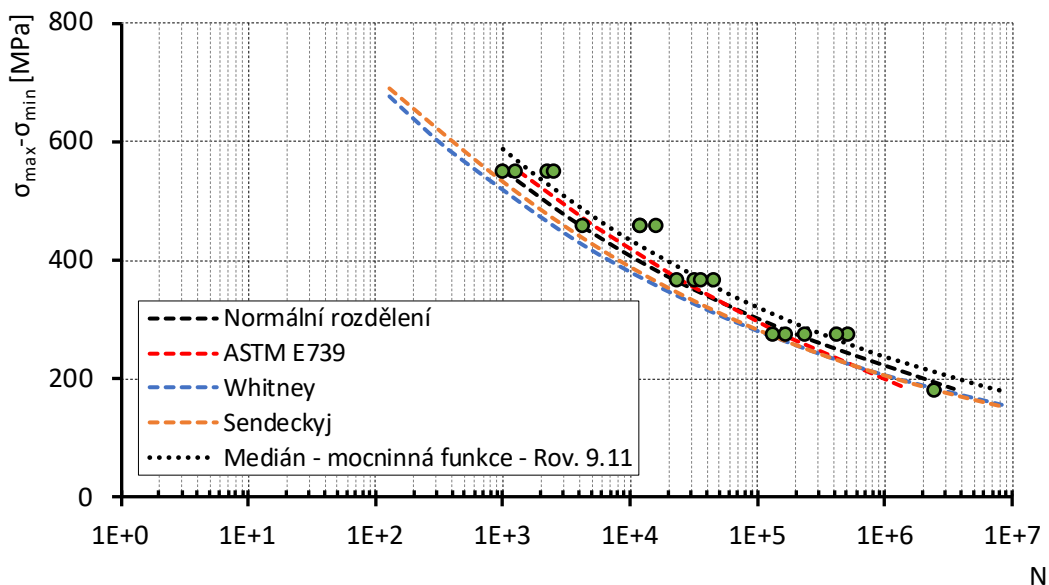
Obr. 145 Statistické vyhodnocení dle Sendeckij modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil



Obr. 146 Statistické vyhodnocení dle Sendeckyj modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil

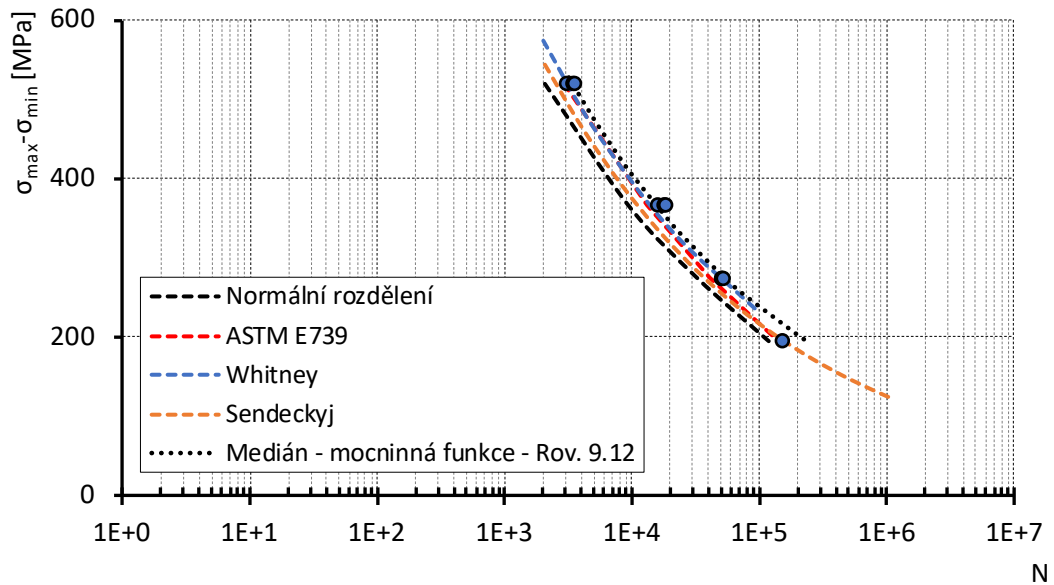


Všechny použité modely jsou pro opískané pruty GFRP.E.EP.II.N.10 vyneseny na Obr. 147 pro 5% kvantil únavové životnosti. Průběh (sklon) S-N křivek je ve vykreslené oblasti obdobný pro všechny použité modely. Zjednodušený model využívající normální rozdělení s pevně daným variačním koeficientem a postup dle ASTM E739 se nacházejí velmi blízko průběhu mocninné funkce získané kalibrací na základě metody nejmenších čtverců. Pro danou experimentální sadu výsledků tak dávají méně konzervativní výsledky než komplexnější modely Whitney a Sendeckyj. Modely Whitney a Sendeckyj ve sledované oblasti vykazují téměř totožné průběhy. Oba tyto modely mají své výhody i nevýhody. Výhodou obou modelů je možnost libovolné volby úrovně spolehlivosti. Další výhodou Whitney modelu je snadná kalibrace a možnost zahrnutí vzorků, u kterých nedošlo k porušení během únavového zatěžování. Daný model však nelze použít na hladiny zatížení, na kterých byl testován pouze jeden vzorek. Model Sendeckyj umožňuje zohlednit vzorky testované monotónně do porušení, a to bez i s předchozím vystavením vzorků únavovému zatěžování. Pro vyhodnocení navíc není nutné, aby bylo provedeno více testů na jedné hladině únavového zatížení. Model Sendeckyj dále umožňuje jako jediný použitý model velmi efektivně popsat oblast nízko-cyklické únavy. Nevýhodou je složitější kalibrace parametrů modelu s nutností optimalizačního procesu.



Obr. 147 Statistické vyhodnocení únavových zkoušek GFRP.E.EP.II.N.10–5 % kvantil pravděpodobnosti

Na Obr. 148 je vyneseno 5% kvantil únavové životnosti žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12. Únavová životnost prutů GFRP.E.VE.R.12 testovaných na daných hladinách vykazovala výrazně nižší rozptyl hodnot než opískané pruty GFRP.E.EP.II.N.10. Z tohoto důvodu bylo pomocí normálního rozdělení pravděpodobnosti s 15% variačním koeficientem dosaženo nejnižší predikované únavové životnosti. U ostatních použitých modelů se projevil velmi malý rozptyl únavové životnosti jednotlivých vzorků v sadě. Dle modelu Whitney nebylo možné zohlednit vzorek testovaný na nejnižší hladině únavového zatížení (pouze jeden vzorek v sadě).



Obr. 148 Statistické vyhodnocení únavových zkoušek GFRP.E.V.E.R.12–5 % kvantil pravděpodobnosti

Z Obr. 147 a Obr. 148 je patrné, že jednoduchý model s využitím normálního rozdělení a pevně daného variačního koeficientu nelze pro daný soubor experimentálních výsledků věrohodně použít. Tento model nedokáže pružně reagovat na skutečný rozptyl v únavové životnosti, což je dobře patrné na výsledcích dvou sad vzorků s výrazně odlišným rozptylem dat. Model dle ASTM E739 predikuje v porovnání s ostatními modely nejvyšší únavovou životnost (především v oblasti s menším počtem cyklů do porušení). Modely Whitney a Sendecykj umožňují efektivně predikovat únavovou životnost kompozitních prutů pro libovolný kvantil. Model Whitney je vhodné použít, pokud je testováno více vzorků na stejné hladině zatížení. Model Sendecykj představuje za cenu mírně složitější kalibrace velmi účinný model, který dokáže propojit data z únavových i statických zkoušek a efektivně tak popsat oblast nízko-cyklické únavy

## 12 Závěry a doporučení pro praxi

V rámci disertační práce bylo pomocí rozsáhlého experimentálního programu ověřeno, že únavové zatížení výrazně ovlivňuje chování betonových konstrukcí vyztužených FRP výztuží. Únavové zatížení negativně ovlivňuje nejen deformace konstrukčního prvku, ale při dostatečně vysoké úrovni zatížení může vést k porušení soudržnosti mezi výztuží a betonem případně až k porušení samotných výztužných prutů. Z tohoto důvodu je nutné u cyklicky zatížených betonových konstrukcí s FRP výztuží dodržet maximální dovolené limity napětí ve výztuži a v soudržnosti. Na základě vyhodnocení únavových zkoušek byly pro FRP pruty stanoveny S-N křivky omezující maximální napětí v cyklu a také rozkmit napětí. Obdobně byly sestrojeny také S-N křivky pro soudržnost mezi FRP výztuží a betonem. Předpoklad predikované únavové životnosti byl ověřen na jednoduchých nosíkových vzorcích vyztužených GFRP výztuží. Následně byl na základě stanovených limitních hodnot proveden návrh vysoko-cyklicky zatížených konstrukčních prvků zákrytových desek určených do agresivního prostředí. Únavové testování těchto prvků prokázalo velmi příznivé únavové chování prvků vyztužených kompozitní GFRP výztuží.

Provedená nelineární numerická simulace zákrytové desky v programu ATENA 3D vykazovala velmi dobrou shodu s monotónně zatěžovanou deskou. Při únavovém zatěžování bylo možné relativně přesně simulovat únavové zatěžování desek s konstantní amplitudou zatížení (především u desky s nízkou hladinou zatížení). Při rostoucím únavovém zatížení s již docházelo k větším rozdílům ve srovnání s reálnými experimenty, což bylo do značné míry způsobeno nemožností simulace únavového porušení výztužných prutů v aktuální verzi použitého MKP softwaru.

Výsledky z dosažených experimentů byly průběžně publikovány na odborných konferencích a v odborných časopisech.

### Naplnění stanovených cílů práce

Výsledky soudržnosti mezi kompozitní výztuží a betonem výrazně rozšířily výsledky dostupné ve světové literatuře. Rozsáhlá databáze testů soudržnosti je nutná při postupném zavádění kompozitních výztuží do návrhových norem. Zkoušky soudržnosti byly provedeny na různých šaržích opískovaných prutů i na žebírkových prutech. Bylo provedeno unikátní porovnání dosaženého maximálního napětí v soudržnosti pomocí centrických pull-out testů, excentrických pull-out testů i nosíkových testů. Dalším měněným parametrem zkoušky byla také pevnost betonu. Bylo potvrzeno, že se zvyšováním pevnosti betonu se zvyšuje také maximální dosažené napětí v soudržnosti, a to i při zvyšování tlakové pevnosti betonu nad 30 MPa (ve [36] je uveden předpoklad, že zvyšování pevnosti betonu nad 30 MPa vzhledem k předpokládanému porušení povrchu výztuže neovlivňuje maximální napětí v soudržnosti, tento předpoklad tedy není platný pro kompozitní výztuže s velmi kvalitní úpravou povrchu). Bylo potvrzeno, že kompozitní výztuž s žebírky vyvozuje větší radiální napětí v okolí soudržnosti – při použití malé krycí vrstvy bylo výrazněji redukováno mezní napětí v soudržnosti vlivem roztržení krycí vrstvy než v případě opískovaného povrchu. V teoretické části byly využity dostupné modely pro analytický popis závislosti posuvu výztuže na napětí v soudržnosti. Použity byly nejběžněji využívané modely pro kompozitní pruty, které lze využít při nelineární numerické simulaci betonových konstrukcí vyztužených kompozitní výztuží.

Byly úspěšně provedeny únavové zkoušky GFRP prutů. V odborné literatuře často zmiňované porušení v blízkosti ocelových kotevních koncovek se podařilo eliminovat použitím betonových bloků, do kterých byla výztuž zakotvena. Byl tak nalezen efektivní způsob únavového testování kompozitních výztuží.

Byly sestrojeny S-N křivky pro dva odlišné typy GFRP výztuže s využitím mocninné i logaritmické funkce. Porovnáním S-N křivek pro dva různé typy GFRP výztuží (s výrazně odlišnou tahovou pevností) bylo zjištěno, že je výhodnější porovnávat únavovou životnost různých druhů FRP výztuží na úrovni rozkmitu

napětí namísto procentuální hodnoty napětí k tahové pevnosti (v odborné literatuře obvyklejší). Pro opískované pruty byla vytvořena S-N křivka v celém doporučeném rozsahu, tj.  $1\ 000 - 2 \times 10^6$  cyklů. Hodnota napětí, která zabezpečuje teoreticky nekonečnou únavovou životnost ( $2 \times 10^6$  cyklů) je pro opískované pruty 20% tahové pevnosti, což je hodnota plně v souladu s ACI 440.1R-15 [81]. Dále byl kvantifikován vliv frekvence zatěžování na únavovou životnost GFRP prutů. Bylo experimentálně potvrzeno, že je dosažená únavová životnost při frekvenci zatěžování 10 Hz výrazně nižší, než při frekvenci 4 Hz. Snižování frekvence pod 4 Hz dále nemá výrazný vliv na únavovou životnost. Pomocí zkoušky interlaminárního smyku bylo potvrzeno, že má velikost rozkmitu zatížení (při zachování shodné hodnoty maximálního napětí v cyklu) výrazný vliv na interlaminární smykovou pevnost, z čehož lze nepřímo usuzovat na rozdílnou úroveň porušení kontaktu mezi matricí a vlákny.

Na úspěšně provedené monotónní nosníkové zkoušky soudržnosti navázaly únavové zkoušky soudržnosti ve stejné konfiguraci testu. Byly tak pro oba testované typy kompozitní výztuže vytvořeny S-N křivky udávající únavovou životnost v závislosti na napětí v soudržnosti. Vznikl tak ve světě zcela unikátní soubor dat. S-N křivky udávající únavovou životnost kontaktu výztuže s betonem byly dále propojeny s S-N křivkami popisujícími únavovou životnost kompozitních prutů. Byla tedy stanovena hranice napětí, která představuje přechod mezi únavovým porušením prutu a únavovým porušením soudržnosti. Vyzorován byl mírně odlišný způsob porušení soudržnosti opískovaných prutů při rozdílném počtu cyklů do porušení – při nižším počtu cyklů do porušení došlo ke kombinovanému porušení oddělením opískování od jádra průřezu a smykového porušení betonu, zatímco při vyšším počtu cyklů do porušení (při nižších hladinách zatížení) bylo porušení soudržnosti způsobeno oddělením opískování od jádra výztuže na téměř celé oblasti soudržnosti.

Na základě výše stanovených S-N křivek pro únavovou životnost prutů a soudržnosti byly navrženy a úspěšně otestovány betonové nosníky vyztužené GFRP výztuží. Monotónní ohybová únosnost s velkou přesností odpovídá vypočtené hodnotě (rozdíl pouze 1,5%). Na základě tahových únavových zkoušek byla stanovena limitní hodnota napětí, která zabezpečuje teoreticky nekonečnou únavovou životnost kompozitní výztuže (20% tahové pevnosti). Na této hladině byl úspěšně testován první únavově zatížený nosník. U nosníku během únavového zatěžování dle předpokladu nedošlo k porušení a nebyla výrazně ovlivněna ani následná zbytková únosnost (rozdíl 1,6%). Následně byly na třech nosnících provedeny urychlené únavové zkoušky se vzrůstající amplitudou zatížení. Únavová životnost byla porovnána s predikovanou únavovou životností stanovenou na základě Minerova pravidla o lineárním sčítání únavy. Všechny nosníky překonaly predikovanou únosnost. Únavové testování betonových nosníků vyztužených FRP výztuží splnilo svůj účel, kterým bylo ověření vstupních parametrů získaných v rámci předchozího řešení disertační práce. Ověřena byla taktéž vhodnost použité instrumentace pro únavové zkoušky. Poznatky z řešení nosníků sloužily jako velmi cenný podklad pro návrh a únavové testování full-scale vzorků přímo pojižděných zákrytových desek s GFRP výztuží určených do agresivního prostředí.

Posledním bodem experimentálního programu bylo full-scale testování konstrukčních prvků (zákrytových desek) vystavených únavovému zatížení. Úspěšně byl proveden jak referenční monotónní zatěžovací test, tak především únavové zkoušky. Obdobně jako u nosníkových zkoušek byla ověřena hladina zatížení, která zabezpečuje teoreticky nekonečnou únavovou životnost. Při této hladině dochází při únavovém zatěžování ke kumulaci trvalé deformace, ohybová tuhost však není výrazně ovlivněna (shodně s nosníkovou zkouškou se v průběhu zatěžování nemění rozdíl mezi minimálním a maximálním průhybem v cyklu). Dle předpokladu nebyl vzorek během únavového zatěžování porušen a zbytková únosnost určená následným monotónním zatěžováním do porušení nebyla předchozím únavovým zatěžováním ovlivněna. Výrazné kumulované porušení vznikalo až při dvojnásobné hodnotě zatížení, což bylo zjištěno únavovým

testováním dalšího vzorku. Experimentálně tak byl prokázán značný potenciál kompozitních výztuží pro aplikace v prvcích vystavených opakovanému zatěžování (např. dopravou).

Pomocí MKP programu ATENA 3D bylo možné velmi efektivně simulovat chování reálné desky při monotónním zatěžování. Taktéž bylo možné velmi dobře předpovídat nárůst kumulovaného porušení únavově zatěžovaných desek s konstantní amplitudou zatížení především při nižší hladině únavového zatížení. Výraznou slabinou aktuální verze použitého software je však nemožnost modelování únavového porušení výztuže, ke kterému došlo u několika experimentálně testovaných vzorků. Pokud je tedy hladina zatížení dostatečně nízká, aby nedošlo k porušení kompozitních prutů, lze chování reálného prvku dostatečně přesně modelovat pomocí MKP softwaru ATENA 3D s využitím prostředí GiD.

**Lze tedy prohlásit, že veškeré cíle práce byly úspěšně splněny.**

### **Doporučení pro praxi – návrh a analytický popis soudržnosti mezi FRP výztuží a betonem**

Pokud technické listy použité FRP výztuže neobsahují hodnoty maximálního napětí v soudržnosti pro příslušné pevnostní třídy betonu, je před návrhem kotevní délky nutné provést testy soudržnosti (z důvodu rozdílných povrchových úprav a vlastností na trhu dostupných FRP výztuží).

V případě numerického modelování soudržnosti GFRP výztuže s betonem je výhodné použít model soudržnosti CMR z důvodu velmi vysoké přesnosti kalibrovaných modelů a jednoduché kalibraci parametrů modelu. Druhou dostatečně výstižnou alternativou je použití modifikovaného BPE modelu, jelikož se vztupná větev modelu shoduje s modelem soudržnosti ocelové výztuže CEB-FIP Model Code 1990 a tento model je tak často implementován v programech pro nelineární analýzu vyztužených betonových konstrukcí.

### **Doporučení pro praxi – mezní hodnoty napětí při únavovém zatížení**

U testovaných opískovaných prutů byla hodnota maximálního napětí v cyklu pro dosažení teoreticky nekonečné únavové životnosti ( $\geq 2 \times 10^6$  cyklů) výztužných prutů stanovena na 20% tahové pevnosti, což je hodnota plně v souladu s doporučením směrnice ACI 440.1R-15 [81]. Uvedená hodnota je platná pro konzervativní hodnotu parametru asymetrie 0,1 (hodnota minimálního napětí v cyklu odpovídá 10% maximálního napětí). Z toho plyne, že rozkmit tahového napětí v rámci zatěžovacího cyklu nesmí pro testovaný typ opískované GFRP výztuže (krátkodobá tahová pevnost 1 018 MPa) přesáhnout 184 MPa. Prokázán však byl výrazný vliv použitého typu výztuže na únavovou životnost. Z tohoto důvodu nelze uvedené doporučení přímo zobecnit pro všechny typy kompozitních prutů.

Kromě porušení výztužných prutů může během únavového zatěžování dojít také k porušení soudržnosti mezi výztuží a betonem, a to především při použití/dodržení velmi krátké kotevní délky. Kotvení prutů ovlivňuje přípustnou hladinu působícího cyklického zatížení. Aby nedocházelo k únavovému porušení kontaktu mezi FRP výztuží a betonem, neměla by pro testované opískované pruty maximální hodnota napětí v cyklu přesáhnout 35% tahové pevnosti výztuže. Obdobně pro testované žebírkové pruty je maximální hodnota napětí omezena na 20% tahové pevnosti. Vzhledem ke způsobu porušení soudržnosti žebírkových prutů (smykové porušení betonu) je však tato hodnota značně závislá na pevnosti použitého betonu. Je nutno též poznamenat, že uvedené výsledky jsou platné pouze pro velmi krátké kotevní délky (pětinásobek průměru prutu). Při uvažování rozkmitu napětí je limitní hodnota pro únavové porušení soudržnosti přibližně shodná pro oba testované typy GFRP výztuží a dosahuje hodnoty cca 250 MPa (to odpovídá rozkmitu napětí v soudržnosti cca 12,5 MPa). Tuto hodnotu však z důvodu značné rozmanitosti na trhu dostupných povrchových úprav různých výrobců nelze obecně aplikovat na jakýkoliv typ výztuže.

Pro statistické vyhodnocení dat únavových zkoušek (únavové životnosti v závislosti na napětí) je doporučeno využít modely Whitney případně Sendeckyj. Model Whitney umožňuje jednoduchou kalibraci a zahrnutí vzorků, které se neporušily během únavového zatěžování. Použití je však možné pouze pokud je testováno více vzorků v jedné sadě. Model Sendeckyj velmi efektivně umožňuje propojení krátkodobé tahové pevnosti s daty únavových zkoušek. Je tak možné popsat oblast nízko-cyklické únavy, kterou nelze pomocí ostatních modelů predikovat. Nevýhodou modelu Sendeckyj je komplikovanější proces kalibrace parametrů s využitím optimalizace. Oba modely umožňují stanovení únavové životnosti pro libovolný kvantil.

#### **Doporučení pro další výzkum**

Z hlediska spolehlivého návrhu kotevní délky FRP prutů cyklicky zatížených betonových konstrukcí je vhodné doplnit experimentální základnu o testy únavových nosíkových zkoušek soudržnosti s kotevní délkou větší než pětinašobek průměru prutu. Při měnící se kotevní délce se mění rozložení napětí v soudržnosti po kotevní délce.

Vzhledem k tomu, že jsou komplexní modely pro predikci únavové životnosti prvků vystavených únavovému zatížení s měnící se amplitudou vždy založené na kalibraci parametrů dle experimentálních výsledků, je nutné provést značné množství experimentů. Únavové testování je na základě provedených experimentů v rámci řešení disertační práce doporučeno v konfiguraci tahové únavové zkoušky s využitím betonových kotevních bloků případně v konfiguraci ohýbaných betonových nosníků vyztužených FRP výztuží. Po testování dostatečného množství vzorků zatížených únavovým zatížením s měnící se amplitudou a následné kalibraci modelů bude možné věrohodně predikovat jejich únavovou životnost.



## 13 Literatura

- [1] *Bond of reinforcement in concrete: state-of-art report*. Lausanne: FIB, International Federation for Structural Concrete, 2000. FIB bulletin. ISBN 2-88394-050-9.
- [2] RILEM-FIP-CEB. Tentative recommendations, recommendations for reinforcing steel, bond test for reinforcing steel: 1—Beam test (7-ii-28 d) 2—Pull-out test (7-ii-128). *Materials and Structures*. 1973, **6**(32).
- [3] NANNI, Antonio. FRP Reinforcement for Bridge Structures. In: *Proceedings, Structural Engineering Conference*. Lawrence, Kansas, 2000, s. 1-5.
- [4] BENMOKRANE, Brahim, Ehab EL-SALAKAWY, Amr EL-RAGABY a Thomas LACKEY. Designing and Testing of Concrete Bridge Decks Reinforced with Glass FRP Bars. *Journal of Bridge Engineering*. 2006, **11**(2), 217-228. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1084-0702\(2006\)11:2\(217\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1084-0702(2006)11:2(217))
- [5] MANALO, Allan, Brahim BENMOKRANE, Ki-tae PARK a Darren LUTZE. Recent developments on FRP bars as internal reinforcement in concrete structures. *Concrete in Australia*. 2014, **40**(2), 1-16.
- [6] MOHAMED, Hamdy M a Brahim BENMOKRANE. Building Durable Concrete Infrastructure Using Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Bars. In: *Conference: 2nd R.N. Raikar International Conference and Banthia-Basheer International Symposium on Advances in Science and Technology of Concrete*. Mumbai, India, 2016.
- [7] SÓLYOM, Sándor, György L. BALÁZS a Adorján BOROSNYÓI. Material characteristics and bond tests for FRP rebars. *Concrete Structures*. 2015, **16**, 38-44.
- [8] ACHILLIDES, Zenon a Kypros PILAKOUTAS. Bond Behavior of Fiber Reinforced Polymer Bars under Direct Pullout Conditions. *Journal of Composites for Construction*. 2004, **8**(2), 173-181. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2004\)8:2\(173\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2004)8:2(173))
- [9] COSENZA, Edoardo, Gaetano MANFREDI a Roberto REALFONZO. Behavior and Modeling of Bond of FRP Rebars to Concrete. *Journal of Composites for Construction*. 1997, **1**(2), 40-51. Dostupné z: doi:DOI: 10.1061/(ASCE)1090-0268(1997)1:2(40)
- [10] VELJKOVIC, Ana, Marcin Michal HAFFKE a Matthias PAHN. Concrete cover effect on the bond of GFRP bar and concrete under static loading. *Composites Part B: Engineering*. 2017, **124**, 40-53. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.05.054>
- [11] AIELLO, Maria Antonietta, Marianovella LEONE a Marisa PECCE. Bond performances of FRP rebars-reinforced concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering*. 2007, **19**, 205-213. Dostupné z: doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2007)19:3(205)
- [12] PECCE, Marisa, Gaetano MANFREDI, Roberto REALFONZO a Edoardo COSENZA. Experimental and Analytical Evaluation of Bond Properties of GFRP Bars. *Journal of Materials in Civil Engineering*. 2001, **13**(4), 282-290. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2001\)13:4\(282\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2001)13:4(282))
- [13] BAENA, Marta, Lluís TORRES, Albert TURON a Cristina BARRIS. Experimental study of bond behaviour between concrete and FRP bars using a pull-out test. *Composites Part B: Engineering*. 2009, **40**(8), 784-797. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2009.07.003>

- [14] TEPFERS, Ralejs a Laura DE LORENZIS. Bond of FRP Reinforcement in Concrete - a Challenge. *Mechanics of Composite Materials*. Kluwer Academic Publishers-Plenum Publishers, 2003, **39**(4), 315–328. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1023/A:1025642411103>
- [15] TIGHIOUART, Brahim, Brahim BENMOKRANE a Di GAO. Investigation of bond in concrete member with fibre reinforced polymer (FRP) bars. *Construction and Building Materials*. 1998, **12**(8), 453-462. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(98\)00027-0](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(98)00027-0)
- [16] EHSANI, Mohammad, Hamid SAADATMANESH a S. TAO. Design Recommendations for Bond of GFRP Rebars to Concrete. *Journal of Structural Engineering*. 1996, **122**(3), 247-254. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1996\)122:3\(247\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:3(247))
- [17] ROSSETTI, Vito Alunno, Dante GALEOTA a Matteo M. GIAMMATTEO. Local Bond Stress–Slip Relationships of Glass Fibre Reinforced Plastic Bars Embedded in Concrete. *Materials and Structures*. 1995, **28**(6), 340-344.
- [18] BENMOKRANE, B., M. HASSAN, M. ROBERT, P. VIJAY a A. MANALO. Effect of Different Constituent Fiber, Resin, and Sizing Combinations on Alkaline Resistance of Basalt, Carbon, and Glass FRP Bars. *Journal of Composites for Construction*. 2020, **24**(3), 1-18. ISSN 1090-0268.
- [19] ZHOU, Jikai, Xudong CHEN a Shixue CHEN. Effect of Different Environments on Bond Strength of Glass Fiber-Reinforced Polymer and Steel Reinforcing Bars. *KSCCE Journal of Civil Engineering*. 2012, **16**(6), 994-1002. Dostupné z: doi:DOI: 10.1007/s12205-012-1462-3
- [20] BAKIS, C. E., A. J. FREIMANIS, D. GREMEL a A. NANNI. Effect of Resin Material on Bond and Tensile Properties of Unconditioned and Conditioned FRP Reinforcement Rods. In: *Proceedings of the First international Conference on Durability of fiber reinforced polymer (FRP) composites for constructio*. Sherbrooke, 1998, s. 525-535. ISBN 0-921303-88-2.
- [21] AL-ZAHRANI, Mesfer M, Salah U AL-DULAIJAN, Antonio NANNI, Charles E BAKIS a Thomas E BOOTHBY. Evaluation of bond using FRP rods with axisymmetric deformations. *Construction and Building Materials*. 1999, **13**(6), 299-309. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(99\)00038-0](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(99)00038-0)
- [22] TEPFERS, Ralejs. *Bond clause proposal for FRP-bars/rods in concrete based on CEB/FIP Model Code 90 with discussion of needed tests*. Göteborg: Chalmers University of Technology, 2004.
- [23] SHAHIDI, Fazlollah. *Bond degradation between FRP bars and concrete under sustained loads*. Saskatoon, Canada, 2003. PhD. Thesis. University of Saskatchewan.
- [24] VILANOVA, Irene, Marta BAENA, Lluís TORRES a Cristina BARRIS. Experimental study of bond-slip of GFRP bars in concrete under sustained loads. *Composites Part B: Engineering*. 2015, **74**, 42-52. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.01.006>
- [25] NOËL, Martin. Probabilistic fatigue life modelling of FRP composites for construction. *Construction and Building Materials*. 2019, **206**(2019), 279-286. ISSN 09500618. Dostupné z: doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.02.082
- [26] TALREJA, Ramesh. Fatigue of Composite Materials. *Modern Trends in Composite Laminates Mechanics*. Vienna: Springer Vienna, 2003, , 281-294. ISBN 978-3-211-20302-6.
- [27] KIM, Hong C. a Lynn J. EBERT. Axial Fatigue Failure Sequence and Mechanisms in Unidirectional Fiberglass Composites. *Journal of Composite Materials*. 1978, **12**(2), 139-152. ISSN 0021-9983. Dostupné z: doi:10.1177/002199837801200203

- [28] KONUR, O. a F.L. MATTHEWS. Effect of the properties of the constituents on the fatigue performance of composites: a review. *Composites*. 1989, **20**(4), 317-328. ISSN 00104361. Dostupné z: doi:10.1016/0010-4361(89)90657-5
- [29] DEMERS, Cornelia. Tension–tension axial fatigue of E-glass fiber-reinforced polymeric composites: fatigue life diagram. *Construction and Building Materials*. 1998, **15**(5), 303-310. Dostupné z: doi:https://doi.org/10.1016/S0950-0618(98)00007-5
- [30] RAHMAN, A. H., M. R. ADIMI a Brahim BENMOKRANE. Fatigue Behaviour of FRP Reinforcements Encased in Concrete. In: *Advanced Composite Materials in Bridges and Structures : 2nd International Conference*. Montreal, Quebec, 1996, s. 691–698. ISBN 0-921303-64-5.
- [31] ADIMI, Reda, Brahim BENMOKRANE a Habib RAHMAN. Fatigue Behaviour of GFRP Bars Embedded in Concrete. In: *Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering*. Sherbrooke, Québec, Canada, 1997, s. 121-130.
- [32] ADIMI, Reda, Habib RAHMAN a Brahim BENMOKRANE. New Method for Testing Fiber-Reinforced Polymer Rods under Fatigue. *Journal of Composites for Construction*. 2000, **4**(4), 206-213. Dostupné z: doi:https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2000)4:4(206)
- [33] EL REFAI, Ahmed. Durability and Fatigue of Basalt Fiber-Reinforced Polymer Bars Gripped with Steel Wedge Anchors. *Journal of Composites for Construction*. 2013, **17**(6). ISSN 1090-0268.
- [34] NOËL, Martin a Khaled SOUDKI. Fatigue Behavior of GFRP Reinforcing Bars in Air and in Concrete. *Journal of Composites for Construction*. 2014, **18**(5), 1-7. Dostupné z: doi:http://dx.doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000468
- [35] *ACI 440.3R-12: Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Composites for Reinforcing or Strengthening Concrete and Masonry Structures*. Farmington Hills: ACI Committee 440, 2012.
- [36] *FRP reinforcement in RC structures: technical report prepared by a working party of Task Group 9.3, FRP (Fibre Reinforced Polymer) reinforcement for concrete structures* [online]. 1st pub. Lausanne: International Federation for Structural Concrete, 2007 [cit. 2017-12-31]. Bulletin Fédération internationale du béton. ISBN 978-2-88394-080-2.
- [37] *ISO 10406-1:2015: Fibre-reinforced polymer (FRP) reinforcement of concrete — Test methods — Part 1: FRP bars and grids*. 2. Switzerland: International Organization for Standardization, 2015.
- [38] *ASTM D7913/D7913M-14: Standard Test Method for Bond Strength of Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite Bars to Concrete by Pullout Testing*. ASTM International, 2014.
- [39] (CSA). *S806-12 - Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers*. ISBN 9781554919314.
- [40] *GOST 31938-2012: Fiber-reinforced polymer bar for concrete reinforcement. General specifications*. Rusko: Federal Agency for Technical Regulation and Metrology, 2014.
- [41] MOHAMED, Nayera, Ahmed Sabry FARGHALY a Brahim BENMOKRANE. Beam-Testing Method for Assessment of Bond Performance of FRP Bars in Concrete under Tension–Compression Reversed Cyclic Loading. *Journal of Composites for Construction*. 2016, **21**(1), 1-6. ISSN 1090-0268. Dostupné z: doi:10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000687

- [42] JU, Minkwan a Hongseob OH. Experimental Assessment on the Flexural Bonding Performance of Concrete Beam with GFRP Reinforcing Bar under Repeated Loading. *International Journal of Polymer Science*. 2015, **2015**(1), 1-11.
- [43] *JSC-E 535 - 1995: Test Method for Tensile Fatigue of Continuous Fibre Reinforcing Materials*. Tokyo, Japan: Japan Society of Civil Engineers, 1995.
- [44] NANNI, A., M. AL-ZAHARANI, S. AL-DULAIJEN a T. BOOTHBY. Bond of FRP reinforcement to concrete - Experimental results. *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures*. 1995, , 137-145.
- [45] KOTYNIA, Renata, Damian SZCZECH a Monika KASZUBSKA. Bond Behavior of GRFP Bars to Concrete in Beam Test, *Procedia Engineering*. 2017, **193**, 401-408. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.06.230>
- [46] MAZAHERPOUR, Hadi, Joaquim A. O. BARROS, José M. SENA-CRUZ, Marco PEPE a Enzo MARTINELLI. Experimental study on bond performance of GFRP bars in selfcompacting steel fiber reinforced concrete. *Composite Structures*. 2013, **95**, 202-212. Dostupné z: doi:<https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.07.009>
- [47] XUE, Weichen, Yu YANG, Zhang QIAOWEI a Qhiqing FANG. Modeling of Bond of Sand-coated Deformed Glass Fibre-reinforced Polymer Rebars in Concrete. *Polymers and Polymer Composites*. 2016, **24**(1), 45-56.
- [48] KATZ, Amnon. Bond to Concrete of FRP Rebars after Cyclic Loading. *Journal of Composites for Construction*. 2000, **4**(3), 137-144. ISSN 1090-0268/00/0003-0137-0144.
- [49] KUMAR, Sanjeev V. a Hota V. S. GANGARAO. Fatigue Response of Concrete Decks Reinforced with FRP Rebars. *Journal of Structural Engineering*. 1998, **124**(1), 11-16. ISSN 0733-9445. Dostupné z: doi:[10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1998\)124:1\(11\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:1(11))
- [50] EL-RAGABY, Amr, Ehab EL-SALAKAWY a Brahim BENMOKRANE. Fatigue analysis of concrete bridge deck slabs reinforced with E-glass/vinyl ester FRP reinforcing bars. *Composites Part B: Engineering*. 2007, **38**(5-6), 703-711. ISSN 13598368. Dostupné z: doi:[10.1016/j.compositesb.2006.07.012](https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2006.07.012)
- [51] EL-RAGABY, Amr, Ehab EL-SALAKAWY a Brahim BENMOKRANE. Fatigue Life Evaluation of Concrete Bridge Deck Slabs Reinforced with Glass FRP Composite Bars. *Journal of Composites for Construction*. 2007, **11**(3), 258-268. ISSN 1090-0268. Dostupné z: doi:[10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2007\)11:3\(258\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2007)11:3(258))
- [52] NOËL, Martin a Khaled SOUDKI. Fatigue Behavior of Full-Scale Slab Bridge Strips with FRP Reinforcement. *Journal of Composites for Construction*. 2014, **19**(2), 1-8. Dostupné z: doi:[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000514](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000514)
- [53] *ASTM D7205: Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber Reinforced Polymer Matrix Composite Bars*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2016.
- [54] CHEN, Yi, Julio DAVALOS, Indrajit RAY a Hyeong-Yeol KIM. Accelerated aging tests for evaluations of durability performance of FRP reinforcing bars for concrete structures. *Composite Structures*. 2007, **78**(1), 101-111. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:[10.1016/j.compstruct.2005.08.015](https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2005.08.015)
- [55] KIM, Hyeong-Yeol, Young-Hwan PARK, Young-Jun YOU a Chang-Kwon MOON. Short-term durability test for GFRP rods under various environmental conditions. *Composite Structures*. 2008, **83**(1), 37-47. ISSN 02638223.

- [56] SAWPAN, Moyeenuddin, Abdullah MAMUN a Peter HOLDSWORTH. Long term durability of pultruded polymer composite rebar in concrete environment. *Materials & Design*. 2014, **57**, 616-624. ISSN 02613069.
- [57] ELGABBAS, Fareed, Ehab AHMED a Brahim BENMOKRANE. Physical and mechanical characteristics of new basalt-FRP bars for reinforcing concrete structures. *Construction and Building Materials*. 2015, **95**, 623-635. ISSN 09500618. Dostupné z: doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.07.036
- [58] BENMOKRANE, Brahim, Fareed ELGABBAS, Ehab AHMED a Patrice COUSIN. Characterization and Comparative Durability Study of Glass/Vinylester, Basalt/Vinylester, and Basalt/Epoxy FRP Bars. *Journal of Composites for Construction*. 2015, **19**(6). ISSN 1090-0268. Dostupné z: doi:10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000564
- [59] GOORANORIMI, Omid, Wimal SUARIS, Edward DAUER a Antonio NANNI. Microstructural investigation of glass fiber reinforced polymer bars. *Composites Part B: Engineering*. 2017, **110**, 388-395. ISSN 13598368. Dostupné z: doi:10.1016/j.compositesb.2016.11.029
- [60] BENMOKRANE, Brahim, Allan MANALO, Jean-Charles BOUHET, Khaled MOHAMED a Mathieu ROBERT. Effects of Diameter on the Durability of Glass Fiber-Reinforced Polymer Bars Conditioned in Alkaline Solution. *Journal of Composites for Construction*. 2017, **21**(5). ISSN 1090-0268.
- [61] ALI, Ahmed, Hamdy MOHAMED, Adel ELSAFTY a Brahim BENMOKRANE. Influence of Resin Type on Physical, Mechanical and Durability Performance of Glass-FRP Bars. In: *CDCC 2017 Fifth International Conference on Durability of FRP Composites for Construction and Rehabilitation of Structures*. Sherbrooke, Quebec, Canada, 2017.
- [62] MOON, Do, Yu-Chen OU a Hwasung ROH. Interlaminar shear capacity of thermally damaged GFRP bars under alkaline concrete environment. *Construction and Building Materials*. 2017, **152**, 105-114. ISSN 09500618.
- [63] WANG, Zike, Xiao-Ling ZHAO, Guijun XIAN, Gang WU, R.K. SINGH RAMAN a Saad AL-SAAD. Durability study on interlaminar shear behaviour of basalt-, glass- and carbon-fibre reinforced polymer (B/G/CFRP) bars in seawater sea sand concrete environment. *Construction and Building Materials*. 2017, **156**, 985-1004. ISSN 09500618.
- [64] ALI, Ahmed, Hamdy MOHAMED, Brahim BENMOKRANE, Adel ELSAFTY a Omar CHAALLAL. Durability performance and long-term prediction models of sand-coated basalt FRP bars. *Composites Part B: Engineering*. 2019, **157**, 248-258. ISSN 13598368.
- [65] EMPARANZA, A., C. MORALES, J. PALACIOS, F. CASO a A. NANNI. Durability Assessment of GFRP Rebars Exposed to High pH-Seawater. In: *XV International Conference on Durability of Building Materials and Components. eBook of Proceedings*. CIMNE, 2020, s. -.
- [66] (ASTM). D 4475-02. *Standard Test Method for Apparent Horizontal Shear Strength of Pultruded Reinforced Plastic Rods By the Short-Beam Method: ASTM D4475-02*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, United States: ASTM International, 2002.
- [67] FIB. *Fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Lausanne, Switzerland: International Federation for Structural Concrete (fib), 2012. ISBN 9783433030615.
- [68] ČERVENKA, Vladimír, Libor JENDELE a Jan ČERVENKA. *ATENA Program Documentation, Part 1, Theory* [online]. In: . Praha, 2020.
- [69] MALVAR, L. J. Bond Stress-Slip Characteristics of FRP Rebars. *Naval Facilities Engineering Service Center*. 1994.

- [70] LIN, Xiaoshan a Y.X. ZHANG. Evaluation of bond stress-slip models for FRP reinforcing bars in concrete. *Composite Structures*. 2014, **107**, 131-141. ISSN 02638223.
- [71] *CEB-FIP Model Code 90*. Lausanne, Switzerland, 1993, 460 s. ISBN 0 7277 1696 4.
- [72] MINER, M. A. Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics*. 1945, **12**, 159-164.
- [73] SANTECCHIA, E., A. M. S. HAMOUDA, F. MUSHARAVATI, E. ZALNEZHAD, M. CABIBBO, M. EL MEHTEDI a S. SPIGARELLI. A Review on Fatigue Life Prediction Methods for Metals. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2016, **2016**, 1-26. ISSN 1687-8434.
- [74] KIM, H. C. a L. J. EBERT. Fatigue life-limiting parameters in fibreglass composites. *Journal of Materials Science*. 1979, **14**(11), 2616-2624. ISSN 0022-2461. Dostupné z: doi:10.1007/BF00610630
- [75] VASSILOPOULOS, Anastasios P. a Thomas KELLER. Fatigue of Fiber-reinforced Composites. *Engineering Materials and Processes*. London: Springer, 2011. Dostupné z: doi:10.1007/978-1-84996-181-3
- [76] *ASTM E739 - 10 (Reapproved 2015): Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ε-N) Fatigue Data*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, United States: ASTM International, 2015.
- [77] WHITNEY, JM. Fatigue Characterization of Composite Materials. *Fatigue of Fibrous Composite Materials*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1981, , 133-133-19. ISBN 978-0-8031-0719-9. Dostupné z: doi:10.1520/STP27618S
- [78] SENDECKYJ, GP. Fitting Models to Composite Materials Fatigue Data. *Test Methods and Design Allowables for Fibrous Composites*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1981, , 245-245-16. ISBN 978-0-8031-0700-7. Dostupné z: doi:10.1520/STP29314S
- [79] VASSILOPOULOS, Anastasios P. a Thomas KELLER. *Fatigue of Fiber-reinforced Composites* [online]. 1. London: Springer, 2011. ISBN 978-1-84996-181-3.
- [80] HAHN, H.T. a R.Y. KIM. Fatigue Behavior of Composite Laminate. *Journal of Composite Materials*. 1976, **10**(2), 156-180. ISSN 0021-9983. Dostupné z: doi:10.1177/002199837601000205
- [81] *ACI 440.1R-15: Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars*. Farmington Hills: ACI Committee 440, 2015.
- [82] *ČSN EN 1992-2 (736208): Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí - Část 2: Betonové mosty - Navrhování a konstrukční zásady*. Český normalizační institut, 2007.
- [83] *Guide test methods for Fiber-Reinforced Polymer (FRP) composites for reinforcing or strengthening concrete and masonry structures*. Farmington Hills,: American Concrete Institute, 2012. ACI 440.3R-12. ISBN 978-0-87031-776-7.



## 14 Seznam obrázků

Obr. 1 a) Jednotlivé složky soudržnosti, upraveno z [1]; b) mechanické zaklínění žebírek po posuvu výztuže, upraveno z [1]; c) vytvoření smykové roviny v betonu; d) vytvoření podélných trhlin, upraveno z [2] .....	12
Obr. 2 Rozdělení normálového napětí v prutu v kotevní oblasti, upraveno z [8] .....	16
Obr. 3 Ilustrace únavové životnosti vlákný vyztuženého kompozitu, upraveno z [26] .....	18
Obr. 4 Schéma kumulace porušení vlákný vyztužených kompozitů při únavovém zatížení, upraveno z [26] .....	19
Obr. 5 Cyklické zatížení s konstantní amplitudou .....	21
Obr. 6 a) Napětí v betonu při pull-out testu; b) omezení vzniku smykových napětí z důvodu tření; c) kotevní oblast umístěná uprostřed betonové krychle.....	22
Obr. 7 a) Prstencový pull-out test, upraveno z [22]; b) konfigurace pro zatěžování pomocí hydraulického válce, upraveno z [1]; c) kotvení betonové krychle pomocí ocelových tyčí, upraveno z [11] .....	23
Obr. 8 a) Smykové porušení výztuže nebo betonu; b) náhlé porušení soudržnosti současně s vytvořením podélné trhliny v krycí vrstvě; c) porušení soudržnosti způsobené porušením krycí vrstvy, upraveno z [14] .....	24
Obr. 9 Nosníková zkouška RILEM [2].....	24
Obr. 10 Tahová zkouška a) porušený vzorek ze série GFRP.E.EP.II.N.10 včetně osazené instrumentace; b) typický způsob porušení vzorků GFRP.E.VE.R.12; c) detail porušení vzorků série GFRP.E.EP.II.N.10 .....	31
Obr. 11 a) Konfigurace zkoušky interlaminární smyky; b) přípravek pro uložení a zatěžování vzorku.....	32
Obr. 12 Zkouška interlaminárního smyky a) konfigurace testu; b) porušení podélnou smykovou trhlinou; c) detailní pohled na podélnou trhlinu; d) snímek trhliny na čele vzorku .....	32
Obr. 13 Zkušební konfigurace: a) centrický pull-out test, b) excentrický pull-out test.....	34
Obr. 14 Reálné provedení pull-out zkoušek: a) centrický pull-out test; b) excentrický pull-out test .....	34
Obr. 15 Porušení soudržnosti opískovaných prutů při centrickém pull-out testu: a) GFRP.E.EP.K.14; b) GFRP.E.EP.I.N.14; c) GFRP.E.EP.II.N.14; d) GFRP.E.EP.III.N.14 .....	35
Obr. 16 Porušení soudržnosti žebírkových prutů GFRP.E.VE.R.12 při centrickém pull-out testu: a) povrch výztuže; b) povrch betonu.....	35
Obr. 17 Závislost posuvu zatíženého a nezatíženého konce výztuže sady GFRP.E.EP.K.14: a) v závislosti na síle ve výztuži; b) v závislosti na napětí v soudržnosti.....	36
Obr. 18 Závislost posuvu zatíženého a nezatíženého konce výztuže na napětí v soudržnosti (centrický pull-out)....	37
Obr. 19 Porušení krycí vrstvy při excentrickém pull-out testu: a) GFRP.E.EP.K.14; b) GFRP.E.VE.R.12; c) GFRP.E.EP.III.N.14.....	39
Obr. 20 Závislost posuvu nezatíženého konce výztuže na napětí v soudržnosti (excentrický pull-out) .....	41
Obr. 21 Konfigurace nosníkové zkoušky a její vyztužení .....	41
Obr. 22 Příprava nosníkové zkoušky: a) přerušování soudržnosti pomocí pěnového polyethylenu; b) ocelový středový kloub; c) pohled do bednění s připravenou výztuží; d) celkový pohled na bednění .....	42
Obr. 23 Reálné provedení zkoušky: a) nosník uložený na podporách; b) měření posuvu nezatíženého konce výztuže a vodorovného posuvu v místě posuvné podpory.....	42
Obr. 24 Posuv nezatíženého konce výztuže v závislosti na napětí v soudržnosti při nosníkové zkoušce prutů GFRP.E.EP.III.N.14 .....	43

Obr. 25 Podélná trhlinka v betonu v oblasti soudržnosti.....	43
Obr. 26 Způsob porušení soudržnosti vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.4 při nosíkové zkoušce: a) kombinace oddělení opískování a smykového porušení betonu; b) kompletní oddělení opískování od jádra prutu .....	44
Obr. 27 Posuv nezatíženého konce výztuže v závislosti na napětí v soudržnosti při nosíkové zkoušce prutů GFRP.E.VE.R.12.....	45
Obr. 28 Způsob porušení soudržnosti vzorku GFRP.E.VE.R.12 při nosíkové zkoušce: a) povrch výztuže a betonu po provedení zkoušky; b) značné množství pórů v betonu v blízkosti kotevní oblasti; c) kombinace porušení žebírek a smykového porušení betonu u vzorku s vysokou tlakovou pevností betonu .....	45
Obr. 29 Vliv pevnosti betonu na maximální napětí v soudržnosti při nosíkové zkoušce .....	46
Obr. 30 Vliv konfigurace testu na chování v soudržnosti prutů GFRP.E.EP.III.N.14 .....	48
Obr. 31 Vliv konfigurace testu na chování v soudržnosti prutů GFRP.E.VE.R.12 .....	48
Obr. 32 Únavová zkouška „holé“ výztuže: a) konfigurace testu; b) porušení vzorku s delaminací jednotlivých vrstev průřezu .....	49
Obr. 33 Vliv frekvence zatěžování na únavovou životnost – „holé“ vzorky s modifikovanou kotevní záhlvkou.....	51
Obr. 34 Porovnání únavové životnosti vzorků s původní a modifikovanou kotevní záhlvkou .....	52
Obr. 35 Nežádoucí porušení prutu v koncove v místě rozhraní tuhostí záhlvky .....	52
Obr. 36 Tvar vzorku včetně ocelového kotvení.....	53
Obr. 37 Porušení vzorků GFRP.E.EP.II.N.10-E.1 podélnou trhlinkou .....	55
Obr. 38 Únavové zkoušky opískovaných výztuží GFRP.E.EP.II.N.10 s vlivem krycí vrstvy: a) porušení vzorku delaminací výztuže; b) povrch betonu střední části vzorku na kontaktu s výztuží .....	56
Obr. 39 Únavové zkoušky vzorků GFRP.E.VE.R.12: a) vzorek po únavové zkoušce; b) povrch betonu s jasně viditelným otiskem žebírek výztuže .....	57
Obr. 40 Mikroskopické pozorování: a) povrchu betonu; b) povrchu výztuže .....	58
Obr. 41 Únavové zkoušky vzorků GFRP.E.VE.R.12 – mikroskopický snímek povrchu betonu s patrnou mikrotrhlinkou na čele obtisknutého žebírka .....	59
Obr. 42 Závislost počtu cyklů do porušení na poměru maximálního zatížení k tahové pevnosti testovaných prutů.	60
Obr. 43 Závislost počtu cyklů do porušení na rozkmitu zatížení testovaných prutů .....	60
Obr. 44 Závislost počtu cyklů do porušení na poměru maximálního napětí k tahové pevnosti společně s výsledky dostupnými ve světové literatuře .....	61
Obr. 45 Závislost počtu cyklů do porušení na rozkmitu napětí společně s výsledky dostupnými ve světové literatuře .....	61
Obr. 46 Porušení soudržnosti vzorků GFRP.E.EP.III.N.14: a) vzorek .12 (3 002 cyklů do porušení); b) vzorek .13 (103 313 cyklů do porušení).....	64
Obr. 47 Porušení soudržnosti vzorků GFRP.E.VE.R.12: a) prut s neporušenými žebírky a odřeninami od kameniva; b) smykové porušení betonu v úrovni žebírek .....	65
Obr. 48 Povrch betonu po únavové zkoušce – neporušený kontakt .....	65
Obr. 49 Závislost poměru maximálního napětí v soudržnosti v cyklu a pevnosti kontaktu ( $\tau_{b,max}/\tau_{b,ult}$ ) na počtu provedených cyklů .....	67

Obr. 50 Závislost napětí v soudržnosti na počtu provedených cyklů.....	67
Obr. 51 Únavová životnost GFRP prutů a soudržnosti s betonem v závislosti na procentuálním napětí v prutu.....	68
Obr. 52 Únavová životnost GFRP prutů a soudržnosti s betonem v závislosti na rozkmitu napětí v prutu .....	68
Obr. 53 Nárůst posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11.....	69
Obr. 54 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly.....	70
Obr. 55 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.EP.III.N.14.11 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly.....	71
Obr. 56 Změna posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.EP.III.N.14.....	72
Obr. 57 Změna vodorovného posunu podpory a posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.EP.III.N.14 .....	72
Obr. 58 Nárůst posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10.....	73
Obr. 59 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly.....	74
Obr. 60 Změna posuvu výztuže v soudržnosti při únavové zkoušce vzorku GFRP.E.VE.R.12.10 – posuv výztuže pro jednotlivé úseky přesunut do nuly.....	73
Obr. 61 Změna posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.VE.R.12 .....	75
Obr. 62 Změna vodorovného posunu podpory a posuvu výztuže během únavové zkoušky prutů GFRP.E.VE.R.12 ..	75
Obr. 63 Schéma nosíkové únavové zkoušky .....	77
Obr. 64 Reálné provedení nosíkové zkoušky s osazenou instrumentací .....	78
Obr. 65 Mechanismus porušení vzorku GFRP.E.EP.IV.N_1 .....	79
Obr. 66 Záznam zkoušky nosníku GFRP.E.EP.IV.N_1 v závislosti na působící síle: a) průhyb uprostřed rozpětí; b) přetvoření tlačných vláken betonu; c) náklon vybraných bodů nosníku .....	79
Obr. 67 Navržený počet provedených cyklů porovnán s S-N křivkou dle Model Code 2010.....	80
Obr. 68 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N_2: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvořených tlačných vláken betonu; d) – h) náklon vybraných bodů nosníku .....	82
Obr. 69 Postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N_2)	83
Obr. 70 Postupný nárůst tlakového přetvoření betonu v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N_2) .....	85
Obr. 71 Nárůst deformace a tlakového přetvoření betonu vzorku GFRP.E.EP.IV.N_2 v závislosti na počtu provedených cyklů .....	85
Obr. 72 Způsob porušení vzorku GFRP.E.EP.IV.N_2 drcením tlačného betonu s následným porušením tažené FRP výztuže .....	86
Obr. 73 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N_3: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvořených tlačných vláken betonu .....	87
Obr. 74 Postupný nárůst průhybu uprostřed rozpětí v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N_3)	88
Obr. 75 Postupný nárůst tlakového přetvoření betonu v průběhu únavového zatěžování (vzorek GFRP.E.EP.IV.N_3) .....	88

Obr. 76 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N_4: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvořených tlačných vláken betonu .....	89
Obr. 77 Záznam únavové zkoušky vzorku GFRP.E.EP.IV.N_5: a) působící síla; b) průhyb uprostřed rozpětí; c) přetvořených tlačných vláken betonu .....	90
Obr. 78 Schéma výztuže desky s GFRP výztuží .....	95
Obr. 79 Kompozitní výztuž zákrytové desky v bednění před betonáží .....	96
Obr. 80 Schéma ocelové výztuže .....	97
Obr. 81 Reálné provedení zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_5 s osazenou instrumentací .....	98
Obr. 82 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_5: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži; c) způsob uložení a zatěžování vzorku .....	99
Obr. 83 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desky z.ocel_1: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži .....	100
Obr. 84 Spodní povrch vzorku z.ocel_1 po první fázi zatěžování se zvýrazněnými trhlinami .....	101
Obr. 85 Čelní strana vzorku z.ocel_1 po první fázi zatěžování se zvýrazněnými trhlinami .....	101
Obr. 86 Průběh monotónní zatěžovací zkoušky – závislost síly a průhybu cca uprostřed vzorku – porovnání odezvy desky vyztužené FRP a ocelovou výztuží .....	102
Obr. 87 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_5: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) napětí ve výztuži; c) přetvořených tlačných vláken betonu; d) náklon ve vybraných bodech desky .....	104
Obr. 88 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.ocel_1: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) napětí ve výztuži; c) přetvořených tlačných vláken betonu; d) náklon ve vybraných bodech desky .....	105
Obr. 89 Průběh vzniku smykových trhlin na horním a spodním povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_5 .....	107
Obr. 90 Porušení vzorku z.ocel_1: a) a b) vytvoření smykové plochy na okraji zatěžovací plochy, c) porušení spodního povrchu .....	108
Obr. 91 Schéma konfigurace zkoušky a rozmístění snímačů desek z.GFRP.E.Ep.IV.N_1–z.GFRP.E.Ep.IV.N_4: a) na povrchu vzorku; b) na vnitřní výztuži .....	109
Obr. 92 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_4: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži .....	111
Obr. 93 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_4: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky .....	112
Obr. 94 Porušení po monotónním zatěžování desky z.GFRP.E.EP.IV.N_4 – čelní a spodní povrch .....	113
Obr. 95 Porušení horního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_4 se zvýrazněnými trhlinami po monotónním zatěžování .....	113
Obr. 96 Porušení prutů a kompozitní mřížky po monotónním zatížení vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_4: a) a b) porušení prutu profilu 14 mm; c) porušení kompozitní mřížky pod pruty hlavní vrstvy výztuže; d) porušení kompozitní mřížky pod sekundární vrstvou výztuže .....	114
Obr. 97 Závislost průhybu desky na působící síle; srovnání chování vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_4 a referenčního z.GFRP.E.Ep.IV.N_5 .....	115

Obr. 98 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_3: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži .....	118
Obr. 99 Spodní povrch desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 se zvýrazněnými trhlinami po únavovém zatěžování.....	118
Obr. 100 Čelní strana desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 se zvýrazněnými trhlinami po únavovém zatěžování.....	119
Obr. 101 Přejít mezi spodní a čelní stranou desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 .....	119
Obr. 102 Porušení horního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 po monotónním zatěžování v místě první a druhé řady kompozitních mřížek a následným zatlačením zatěžovací desky .....	120
Obr. 103 Porušení spodního povrchu vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 po monotónním zatěžování .....	120
Obr. 104 Porušení prutu průměru 18 mm v hlavním směru desky a prutu průměru 14 mm ve vedlejším směru ...	121
Obr. 105 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_1: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži .....	123
Obr. 106 Porušení spodního povrchu desky a FRP výztuže po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1.....	124
Obr. 107 Porušení horního povrchu desky a FRP výztuže po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1 .....	124
Obr. 108 Záznam monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_1: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky.....	126
Obr. 109 Porušení horního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1 po monotónním zatěžování.....	127
Obr. 110 Porušení spodního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1 po monotónním zatěžování .....	127
Obr. 111 Záznam únavové zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_2: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) náklon vybraných bodů desky; e) svislá deformace vybraných bodů desky; f) napětí ve výztuži .....	129
Obr. 112 Porušení horního okraje desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 diagonálními tlakovými trhlinami a trhlinami v místě kompozitních mřížek .....	130
Obr. 113 Porušení spodního okraje uprostřed desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 s místy odhalenou porušenou výztuží ...	131
Obr. 114 Porušení prutu a kompozitní mřížky po únavovém zatěžování desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 .....	131
Obr. 115 Trhlina na čele desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 poblíž jejího rohu společně s patrným posuvem výztuže .....	132
Obr. 116 Záznam z monotónní zkoušky vzorku z.GFRP.E.Ep.IV.N_2: a) svislá deformace vybraných bodů desky; b) přetvořených tlačných vláken betonu; c) náklon ve vybraných bodech desky.....	133
Obr. 117 Výrazná deformace desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 s porušením horního povrchu diagonálními tlakovými trhlinami.....	134
Obr. 118 Porušení spodního povrchu desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 po monotónním zatěžování .....	134
Obr. 119 Vytvoření trhliny rovnoběžně s rozněšecí deskou .....	135
Obr. 120 Porovnání závislosti průhybu desek na působící síle při monotónním zatěžování .....	136
Obr. 121 Porušené vzorky zákrytových desek se zvýrazněnými trhlinami.....	137
Obr. 122 Reakce podpor a příslušná svislá deformace desky pro lineární výpočet a výpočet s vyloučením tahů v podpoře.....	139
Obr. 123 Výpočtový model v programu GiD .....	139

Obr. 124 Porovnání numerického modelu s průběhem experimentu referenční zákrytové desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_5: a) průhyb poblíž středu desky; b) přetvoření tlačných vláken betonu v hlavním směru; c) přetvořených tlačných vláken betonu ve vedlejším směru; d) - f) napětí ve výztuži .....	141
Obr. 125 Normálové napětí v betonu při síle 500 kN a při porušení prvku s trhlinami šířky větší než 0,5 mm: a) a b) směr X; c) a d) směr Y.....	142
Obr. 126 Napětí ve spodní výztuži a trhliny na spodním povrchu betonu v okamžiku porušení prvku.....	142
Obr. 127 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N_4: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži .....	146
Obr. 128 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži .....	148
Obr. 129 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži .....	150
Obr. 130 Porovnání experimentu s numerickým modelem únavové zkoušky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2: a) působící síla; b) průhyb desky poblíž jejího středu; c) přetvoření tlačných vláken betonu; d) napětí ve výztuži.....	152
Obr. 131 Porovnání experimentů s MKP modely při monotónním zatěžování do porušení .....	153
Obr. 132 a) BPE model, b) modifikovaný mBPE model [9].....	155
Obr. 133 Kalibrace parametrů CMR a BPE modelu .....	157
Obr. 134 Porovnání experimentů s kalibrovanými modely .....	158
Obr. 135 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N_3 .....	160
Obr. 136 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N_4 .....	161
Obr. 137 Schéma zatěžování a výsledná únavová životnost vzorku GFRP.E.Ep.IV.N_5 .....	161
Obr. 138 Vývojový diagram pro kalibraci parametrů modelu Sendeckyj.....	168
Obr. 139 Statistické vyhodnocení dle modelu s normálním rozdělením vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil.....	170
Obr. 140 Statistické vyhodnocení dle modelu s normálním rozdělením vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil.....	171
Obr. 141 Statistické vyhodnocení dle ASTM modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil .....	172
Obr. 142 Statistické vyhodnocení dle ASTM modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil .....	173
Obr. 143 Statistické vyhodnocení dle Whitney modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil .....	174
Obr. 144 Statistické vyhodnocení dle Whitney modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil .....	175
Obr. 145 Statistické vyhodnocení dle Sendeckyj modelu vzorků GFRP.E.EP.II.N.10 pro 5%, 50% a 95% kvantil .....	176
Obr. 146 Statistické vyhodnocení dle Sendeckyj modelu vzorků GFRP.E.VE.R.12 pro 5%, 50% a 95% kvantil.....	177
Obr. 147 Statistické vyhodnocení únavových zkoušek GFRP.E.EP.II.N.10–5 % kvantil pravděpodobnosti.....	178
Obr. 148 Statistické vyhodnocení únavových zkoušek GFRP.E.VE.R.12–5 % kvantil pravděpodobnosti.....	179



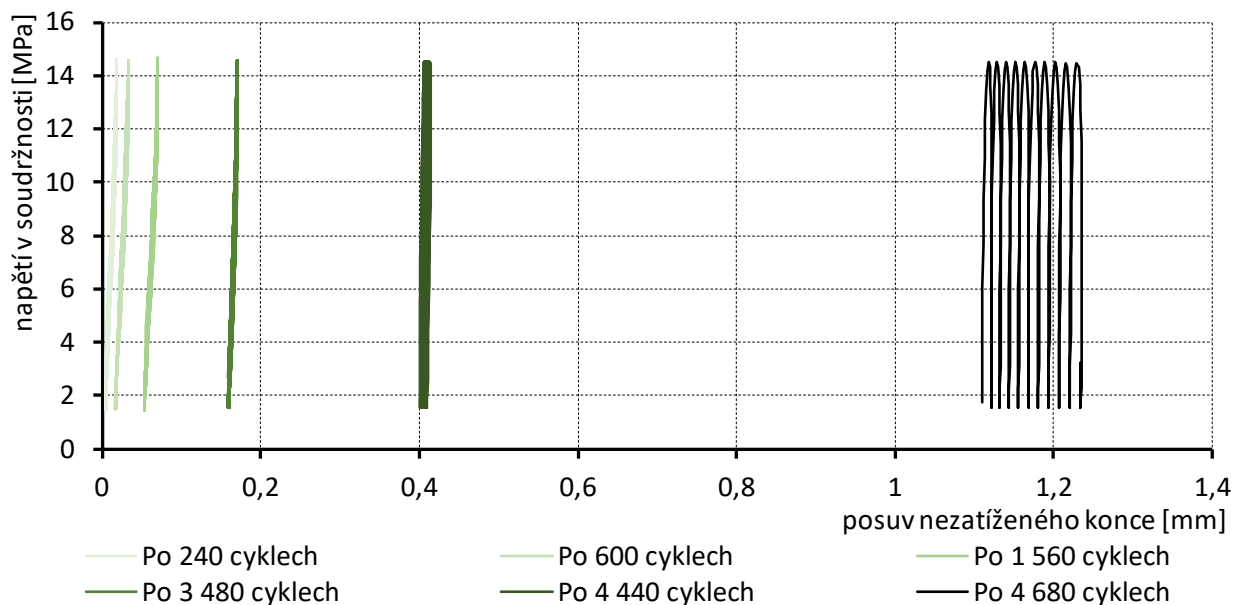
## 15 Seznam tabulek

Tab. 1 Relevantní zkušební metody pro zkoušky soudržnosti FRP výztuže s betonem.....	25
Tab. 2 Relevantní zkušební metody pro zkoušky únavových vlastností FRP výztuží.....	26
Tab. 3 Použité GFRP pruty.....	29
Tab. 4 Základní mechanicko-fyzikální vlastnosti FRP výztuže .....	30
Tab. 5 Složení betonové směsi pro zkoušky soudržnosti .....	33
Tab. 6 Výsledky centrických pull-out zkoušek soudržnosti .....	38
Tab. 7 Výsledky excentrických pull-out zkoušek soudržnosti .....	40
Tab. 8 Výsledky nosníkových zkoušek soudržnosti .....	47
Tab. 9 Výsledky únavových zkoušek holých výztuží .....	50
Tab. 10 Výsledky únavových zkoušek pro stanovení vlivu frekvence zatěžování .....	51
Tab. 11 Přehled výsledků únavových zkoušek opískované FRP výztuže .....	54
Tab. 12 Vliv únavového zatížení na pevnost kontaktu mezi vlákny a maticí .....	55
Tab. 13 Přehled výsledků únavových zkoušek žebírkové FRP výztuže .....	58
Tab. 14 Změna mechanických charakteristik žebírkové výztuže (vzorky GFRP.E.VE.R.12) při odlišném parametru asymetrie a shodném maximálním napětí v cyklu (frekvence 4 Hz) .....	62
Tab. 15 Přehled výsledků nosníkových únavových zkoušek soudržnosti.....	66
Tab. 16 Přehled vzorků nosníkových zkoušek .....	76
Tab. 17 Přehled vzorků zákrytových desek .....	93
Tab. 18 Průběh únavové zkoušky se zvyšující se amplitudou zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 .....	116
Tab. 19 Průběh únavové zkoušky se zvyšující se amplitudou zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1 .....	123
Tab. 20 Průběh únavové zkoušky desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 .....	130
Tab. 21 Přehled zkoušek zákrytových desek vyztužených FRP výztuží .....	136
Tab. 22 Použité materiály při numerické simulaci desky a jejich vlastnosti .....	138
Tab. 23 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_4 .....	145
Tab. 24 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_3 .....	147
Tab. 25 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_1 .....	149
Tab. 26 Schéma aplikace zatížení desky z.GFRP.E.Ep.IV.N_2 .....	151
Tab. 27 Kalibrace parametrů analytických modelů s výsledky pull-out testů.....	159
Tab. 28 Přehled únavových nosníkových testů se zvyšující se amplitudou zatížení .....	162
Tab. 29 Parametry a klíčové hodnoty použitých modelů.....	169

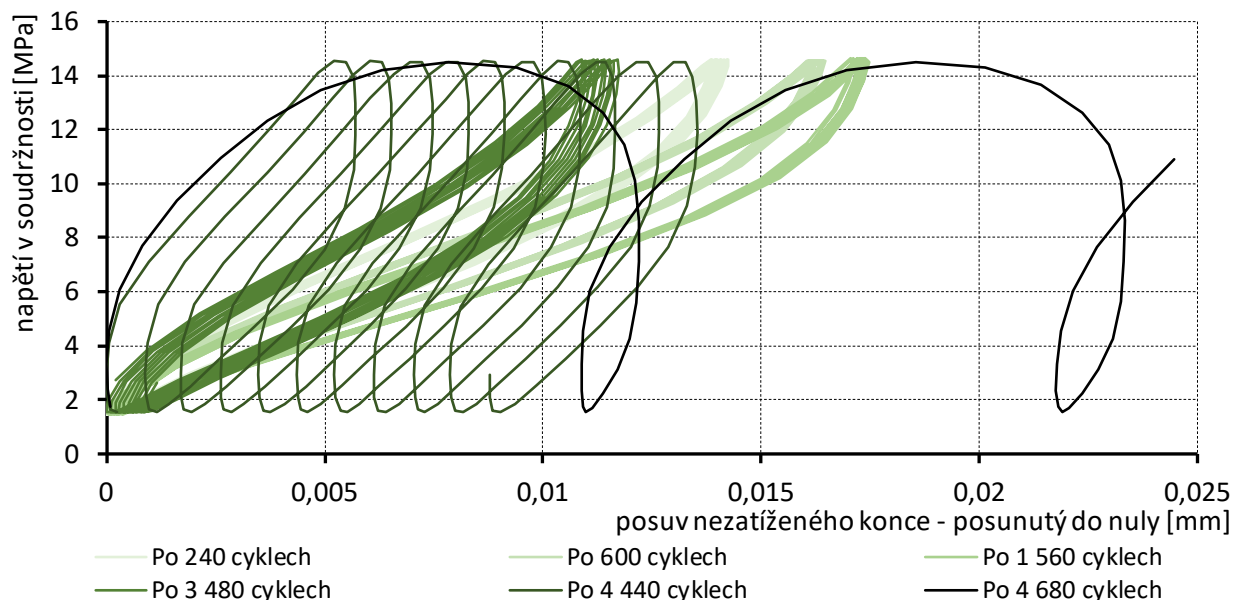
## PŘÍLOHA P1 – Záznamy z únavové nosníkové zkoušky soudržnosti

V příloze P1 jsou uvedeny záznamy jednotlivých nosníkových zkoušek soudržnosti pro polovinu nosníku s porušenou soudržností (pokud existuje) a také pro kotevní oblast, ve které nedošlo k porušení. Vynesen je posuv výztuže v závislosti na napětí v soudržnosti pro předem stanovené fáze únavové zkoušky. Dále je pro každý interval průběh posuvu v závislosti na napětí v soudržnosti přesunut do nulové pozice pro zjištění změny posuvu v různých fázích únavové zkoušky.

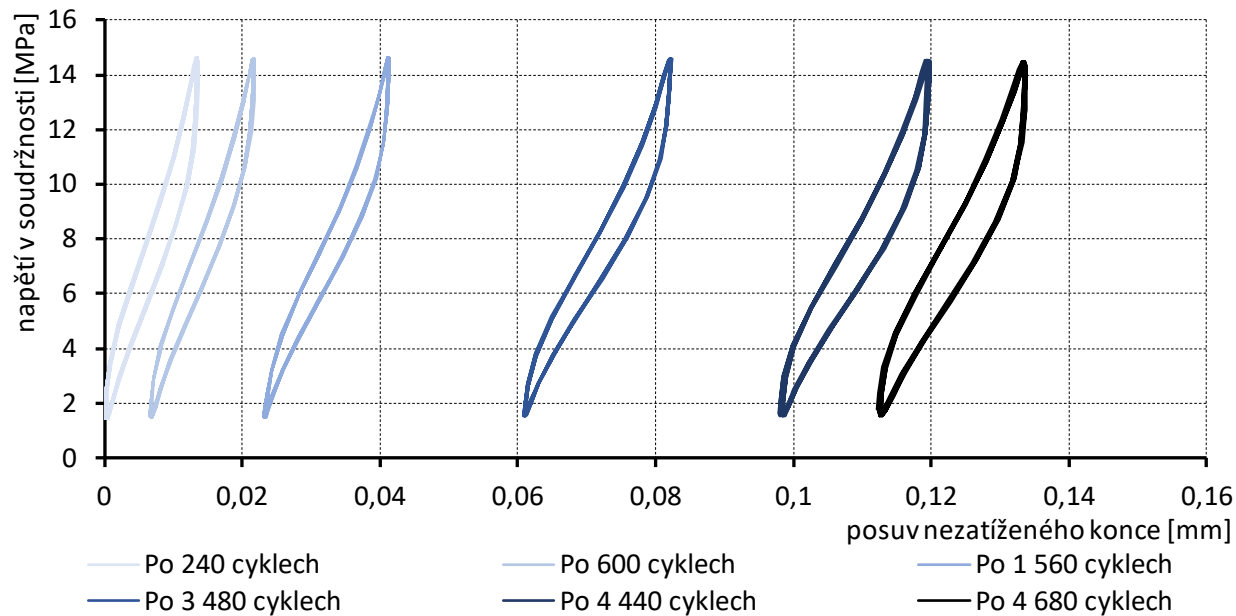
### Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.8 – porušený kontakt



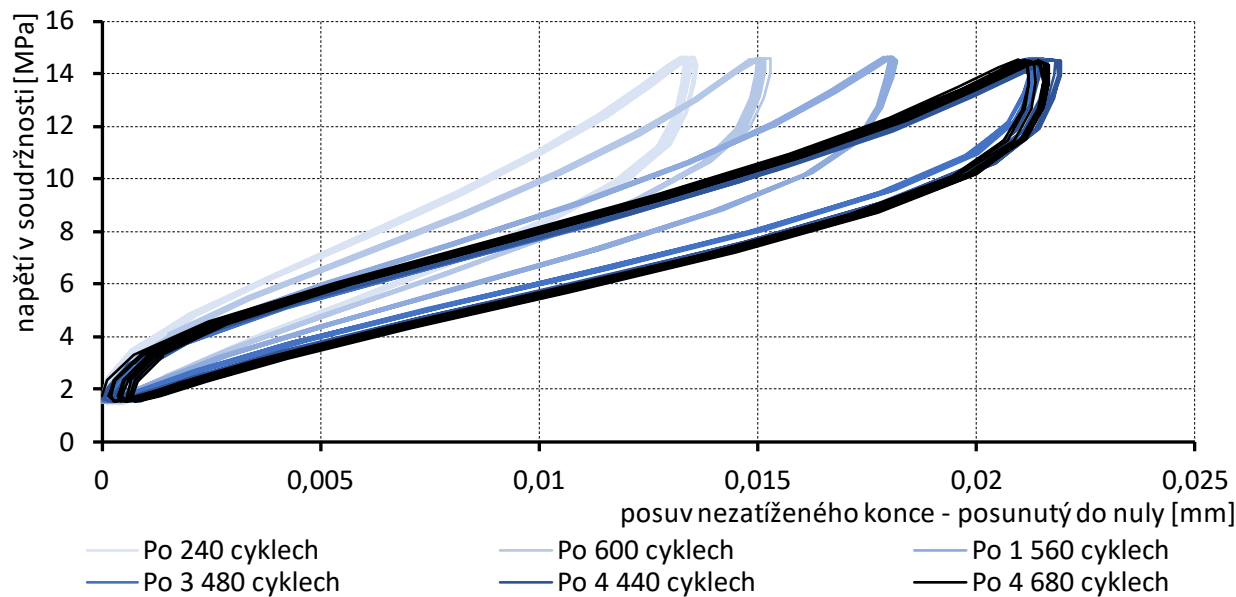
### Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.8 – porušený kontakt – přesunutý do nuly



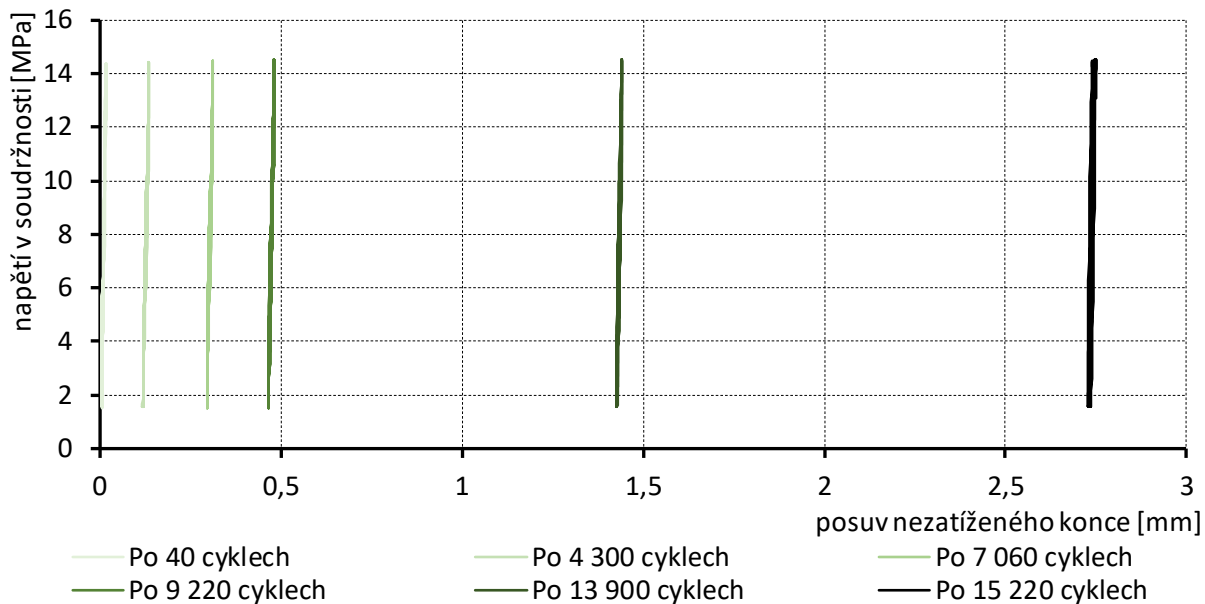
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.8 – neporušený kontakt**



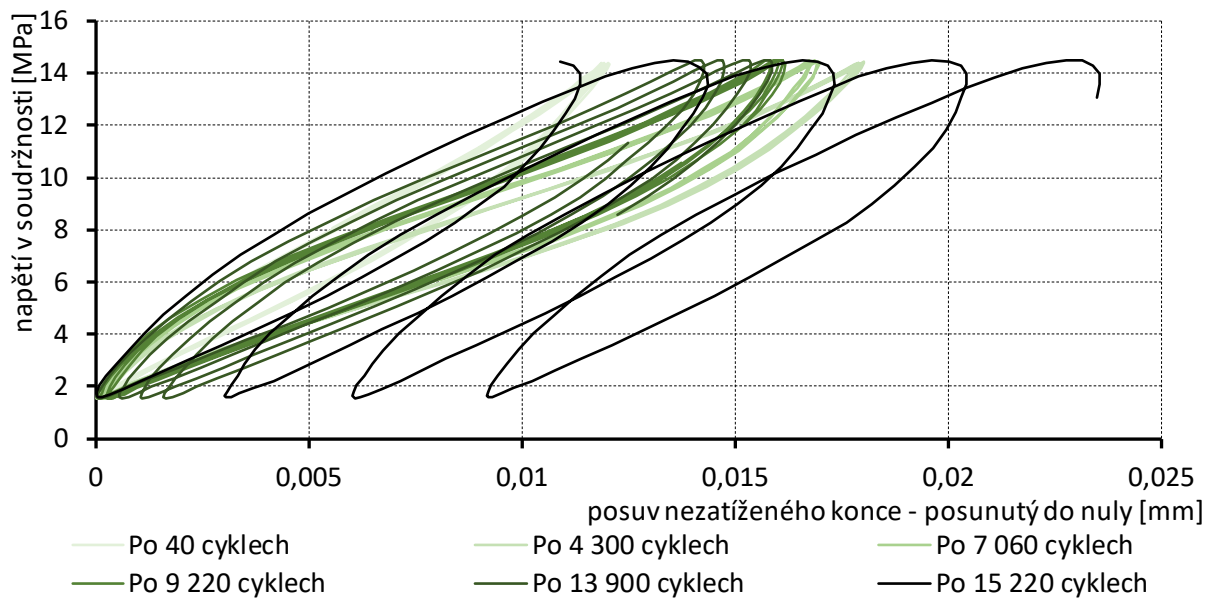
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.8 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



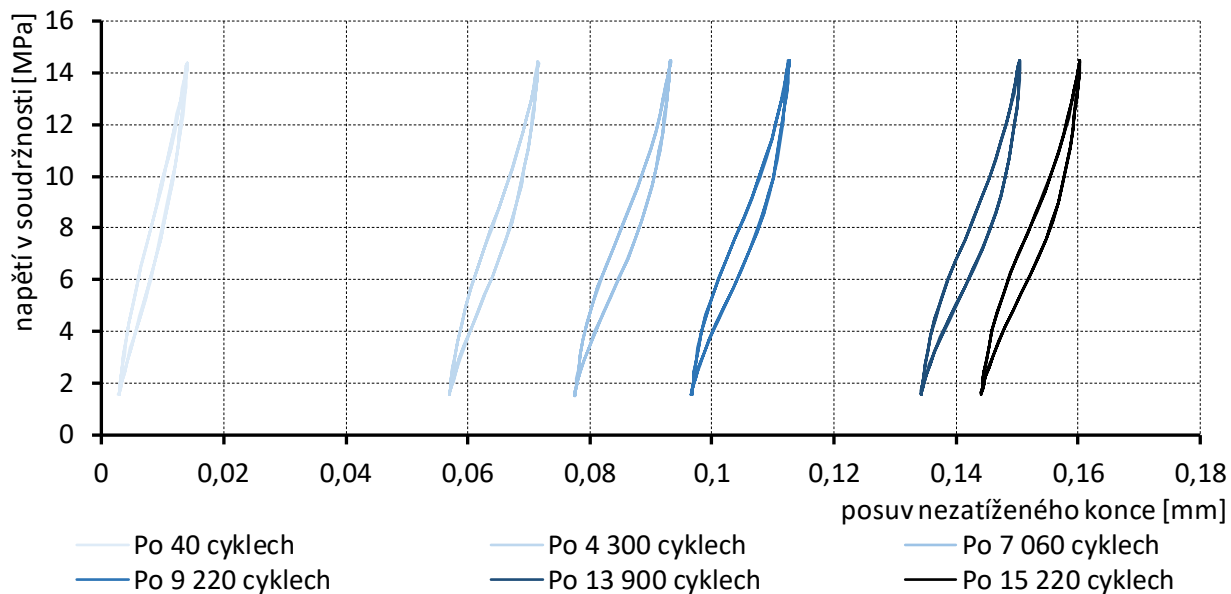
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.5d<sub>b</sub>.11 – porušený kontakt**



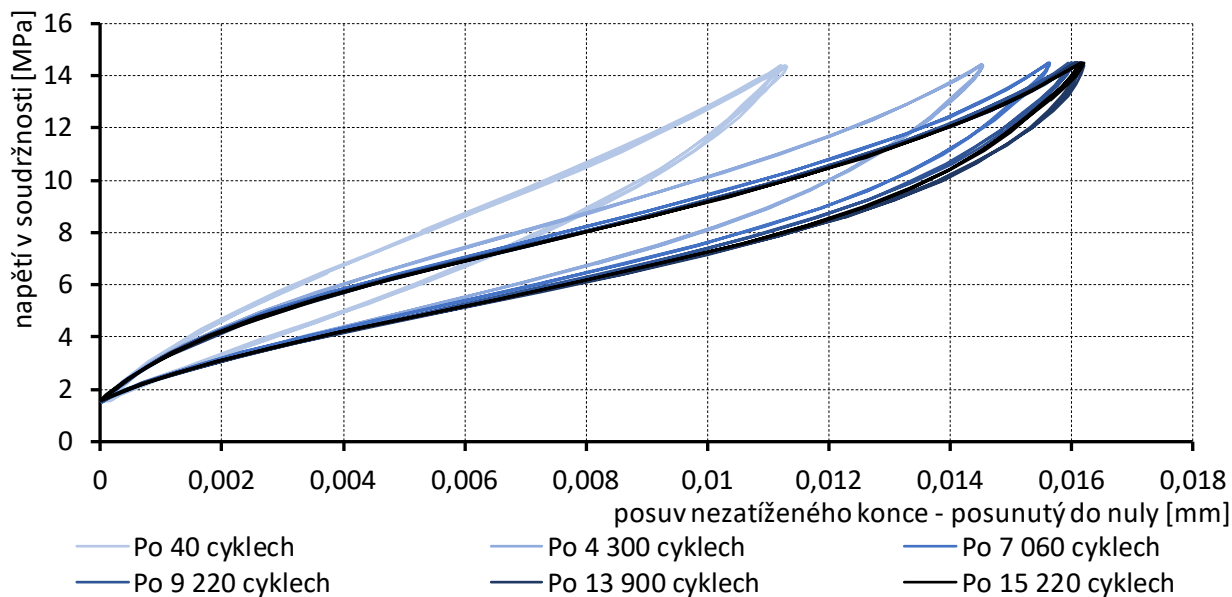
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.11 – porušený kontakt – přesunutý do nuly**



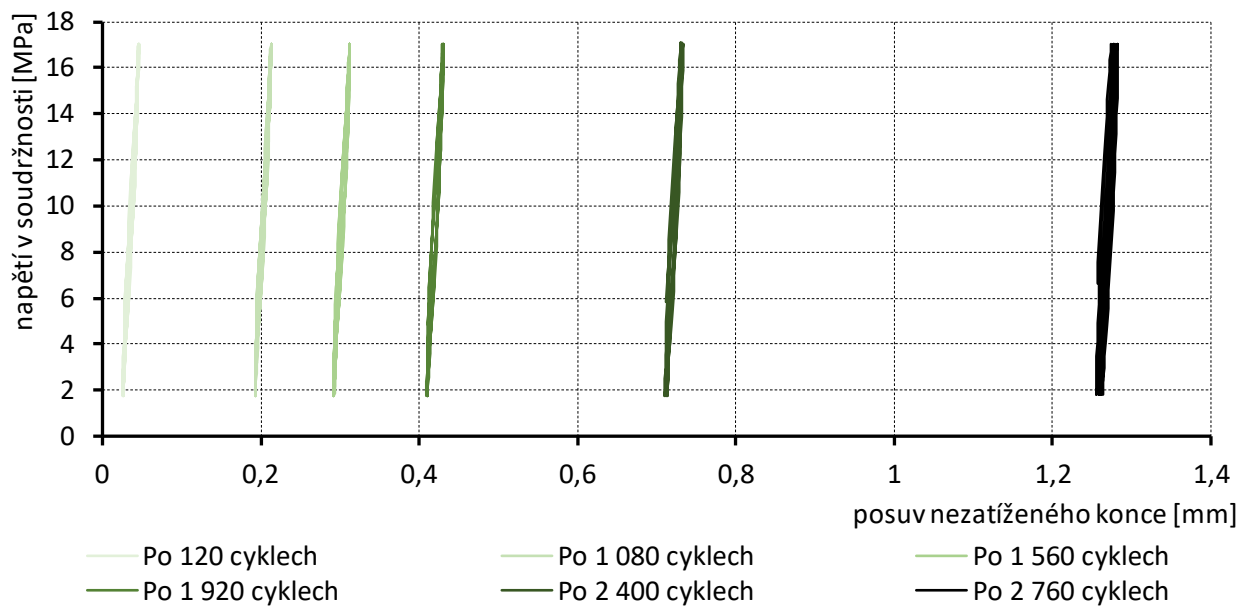
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.11 – neporušený kontakt**



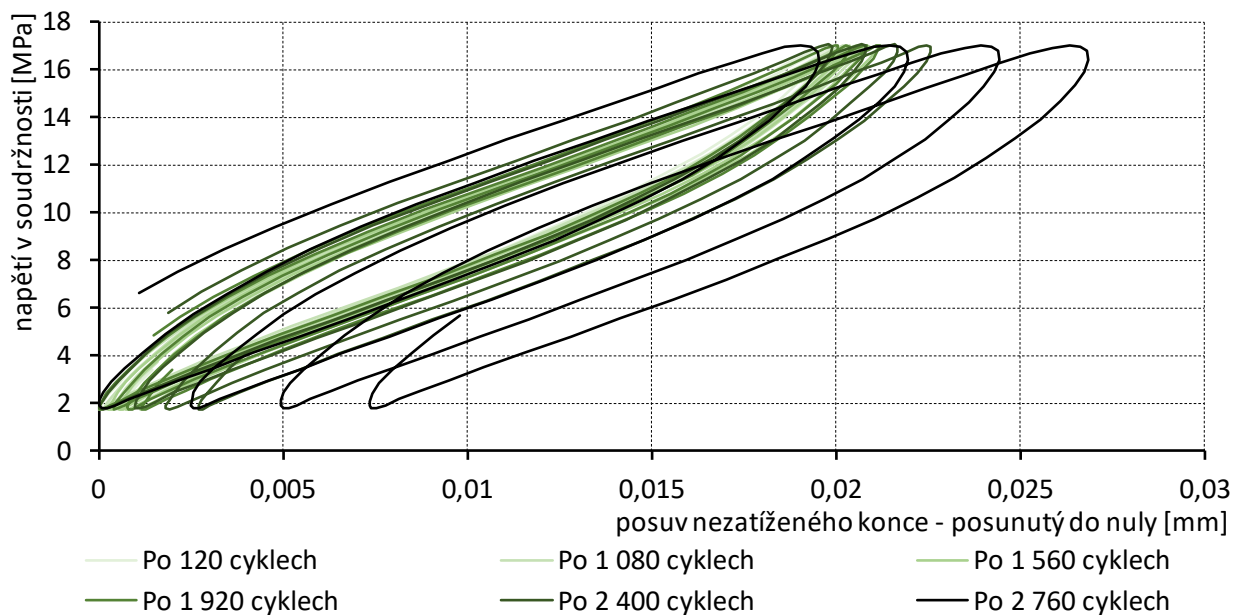
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.11 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.12 – porušený kontakt**

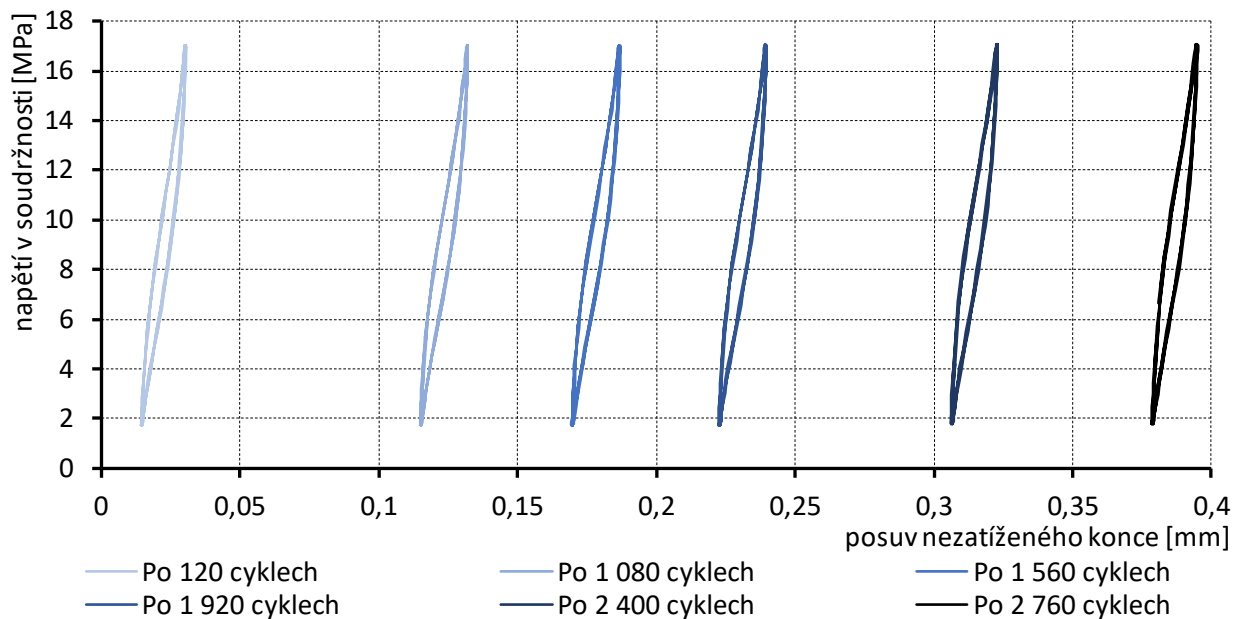


**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.12 – porušený kontakt – přesunutý do nuly**

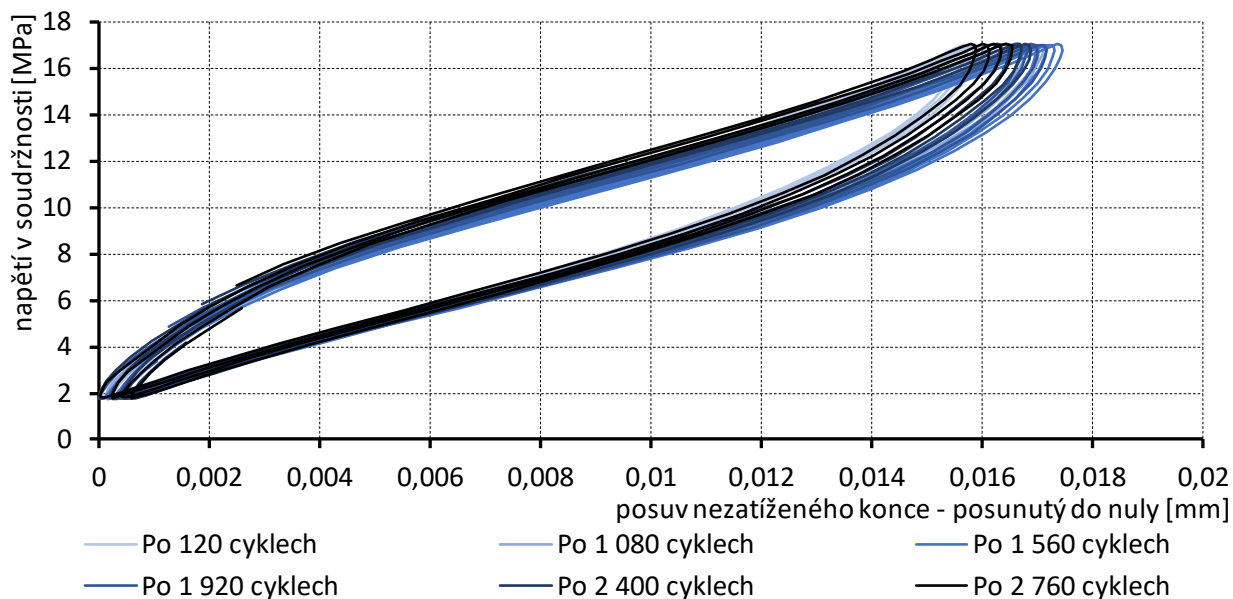




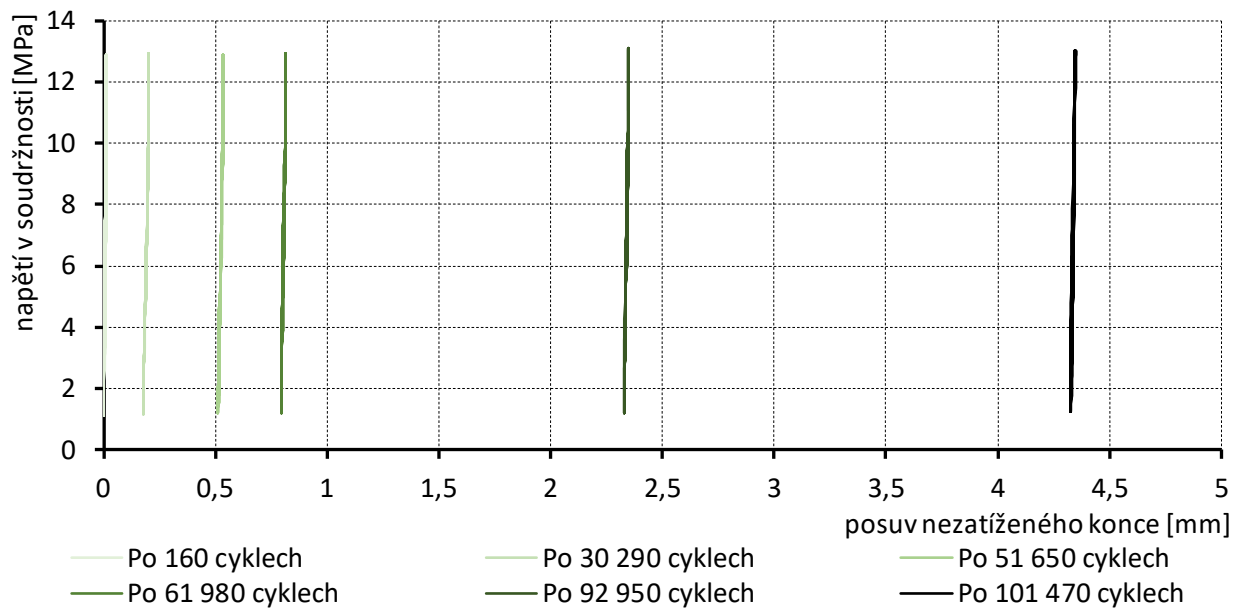
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.12 – neporušený kontakt**



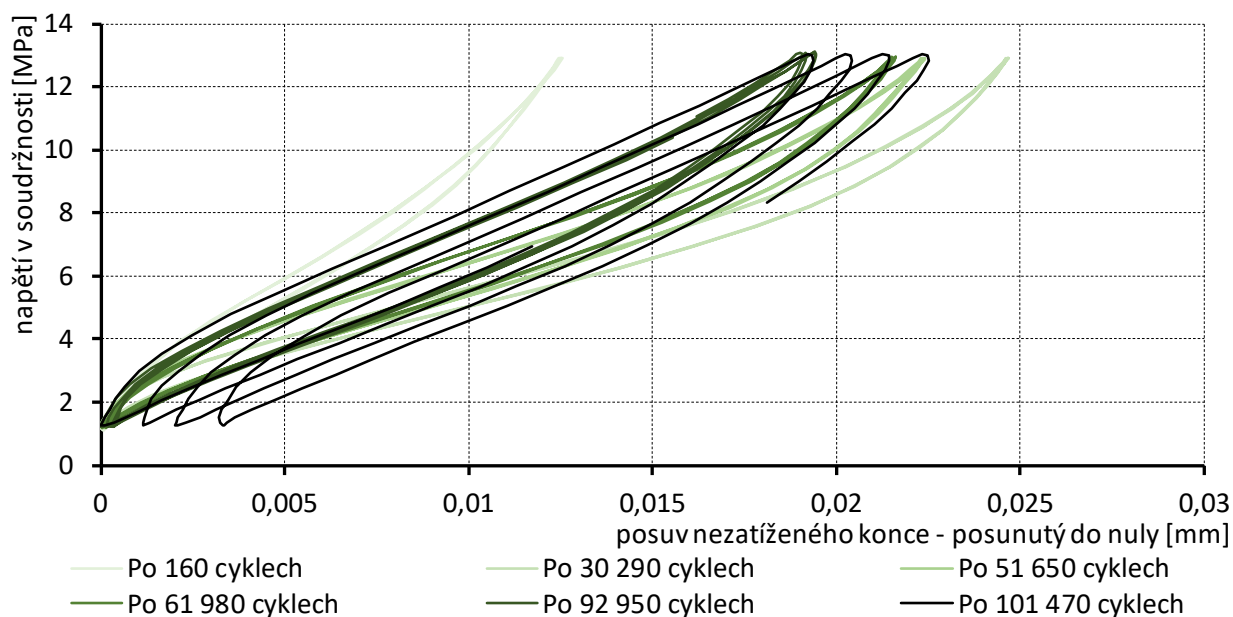
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.12 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



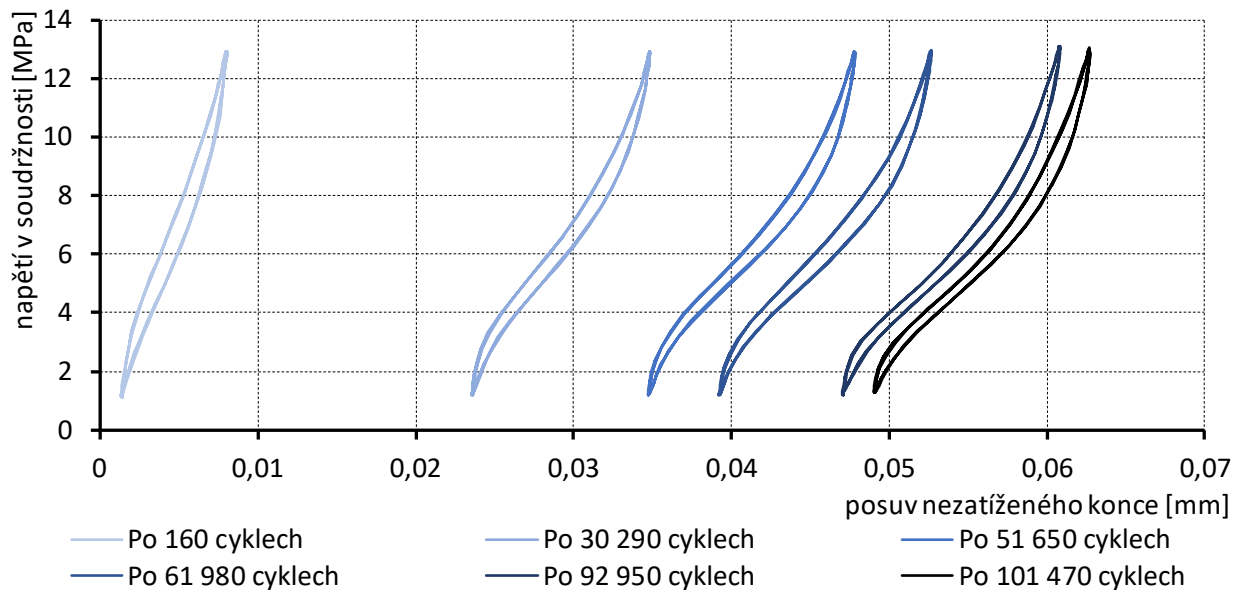
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.13 – porušený kontakt**



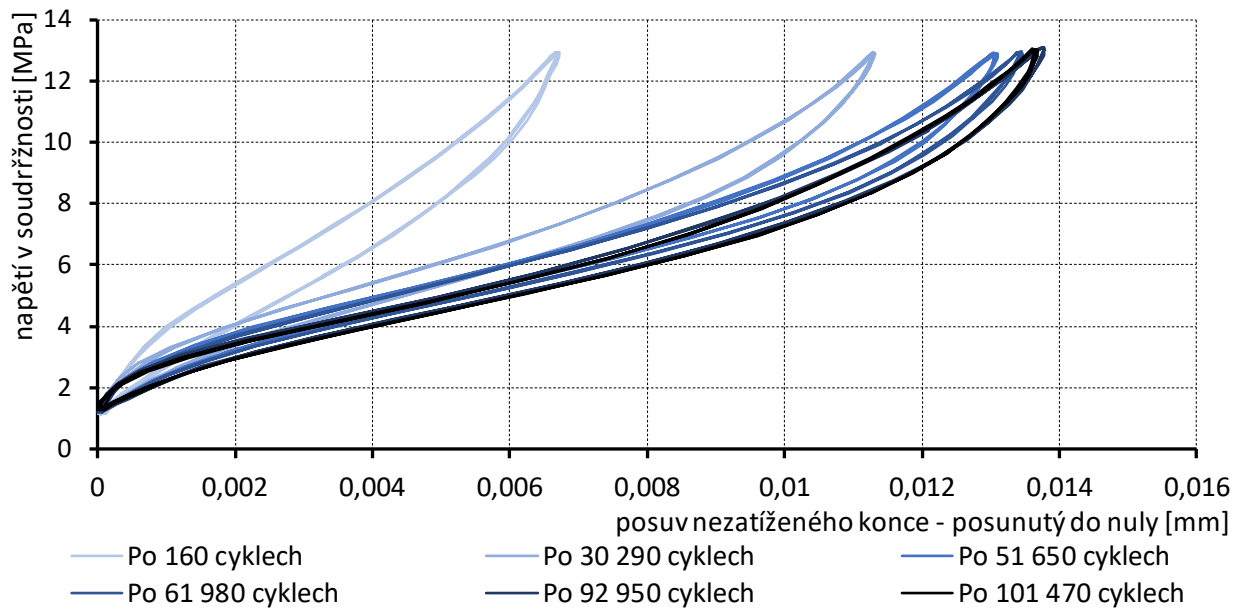
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.13 – porušený kontakt – přesunutý do nuly**



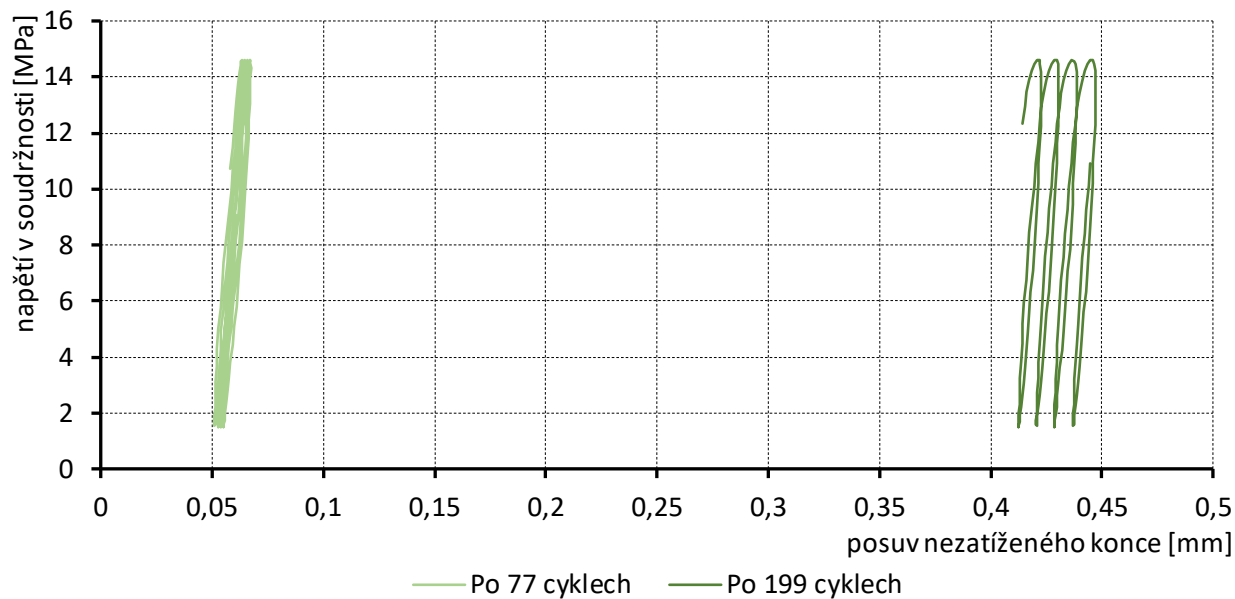
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.13 – neporušený kontakt**



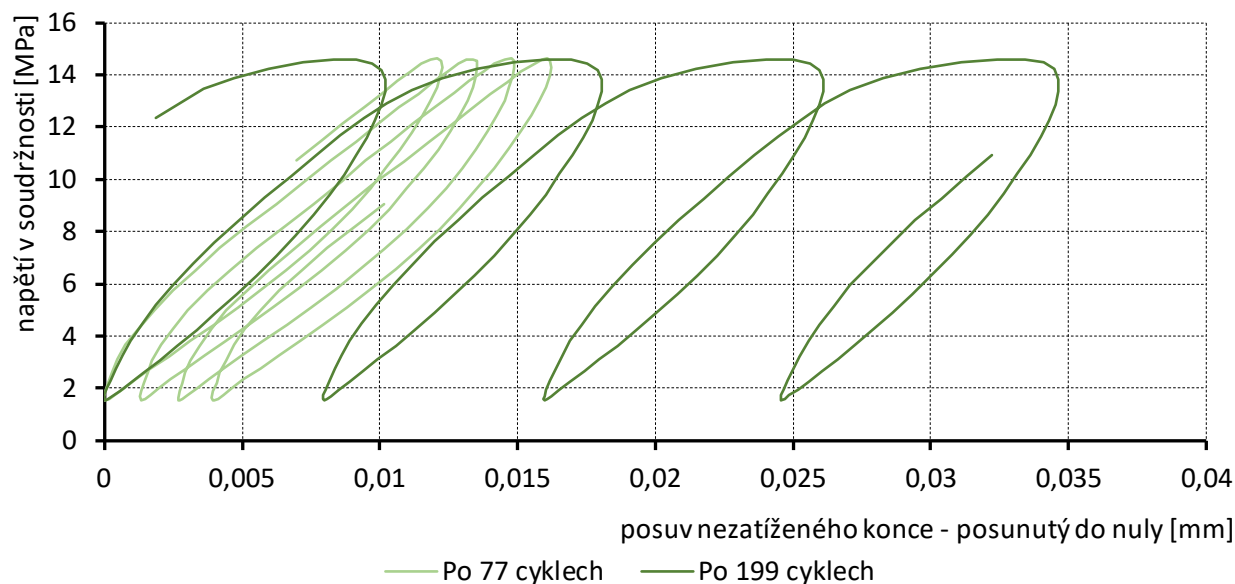
**Nosník GFRP.E.EP.III.N.14.13 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



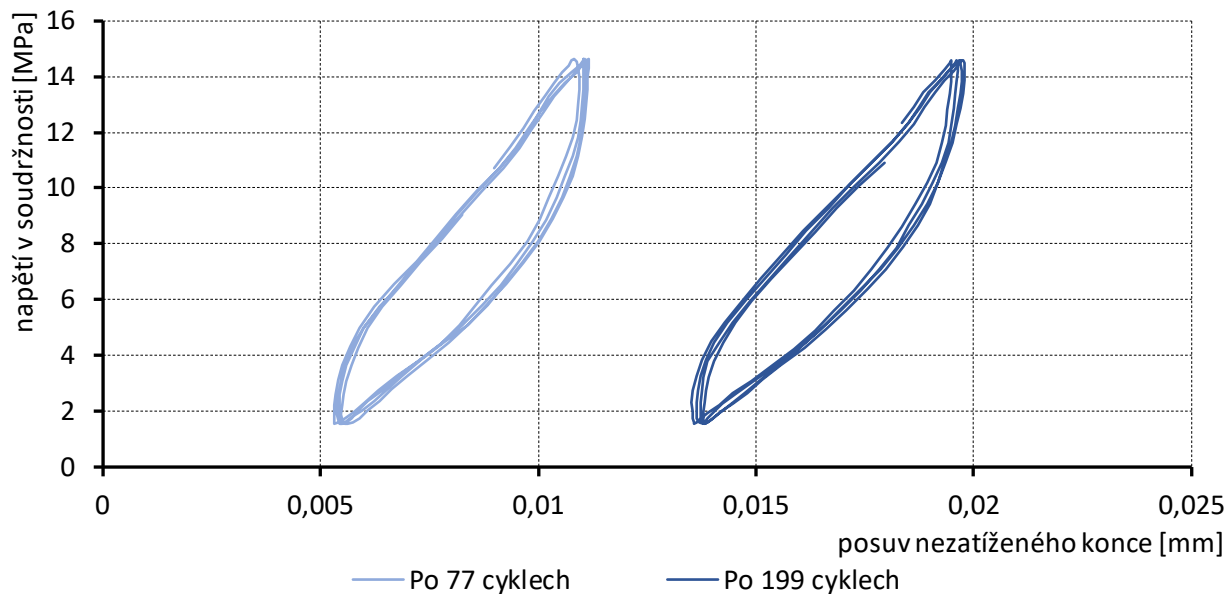
**GFRP.E.VE.R.12.8 – porušený kontakt**



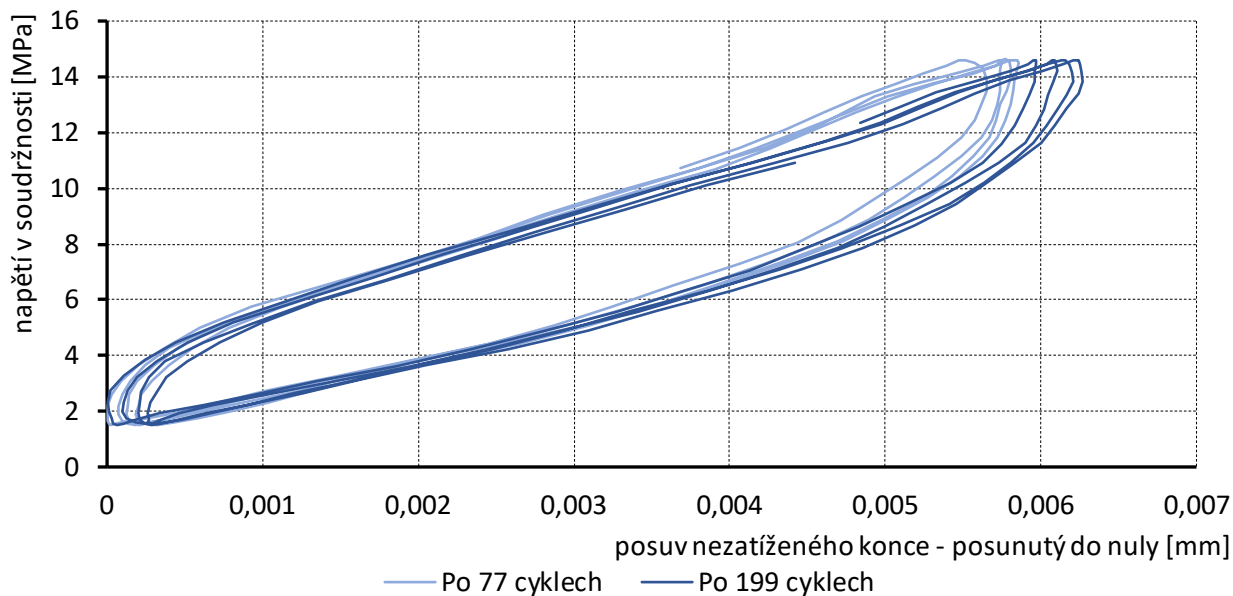
**GFRP.E.VE.R.12.8 – porušený kontakt – přesunutý do nuly**



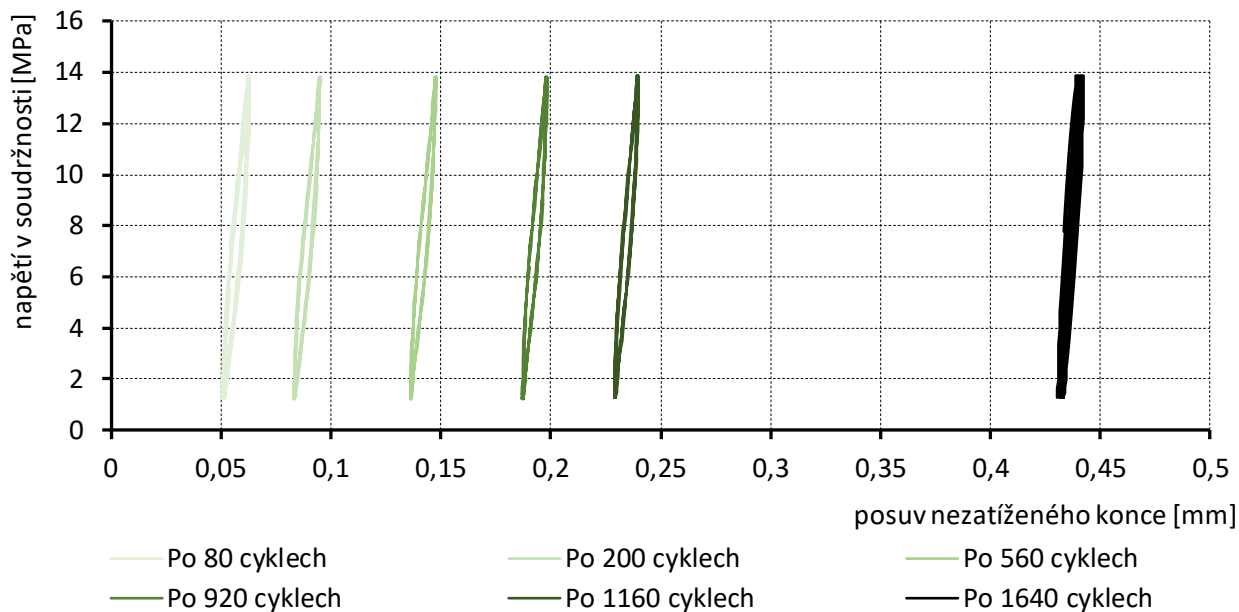
**GFRP.E.VE.R.12.8 – neporušený kontakt**



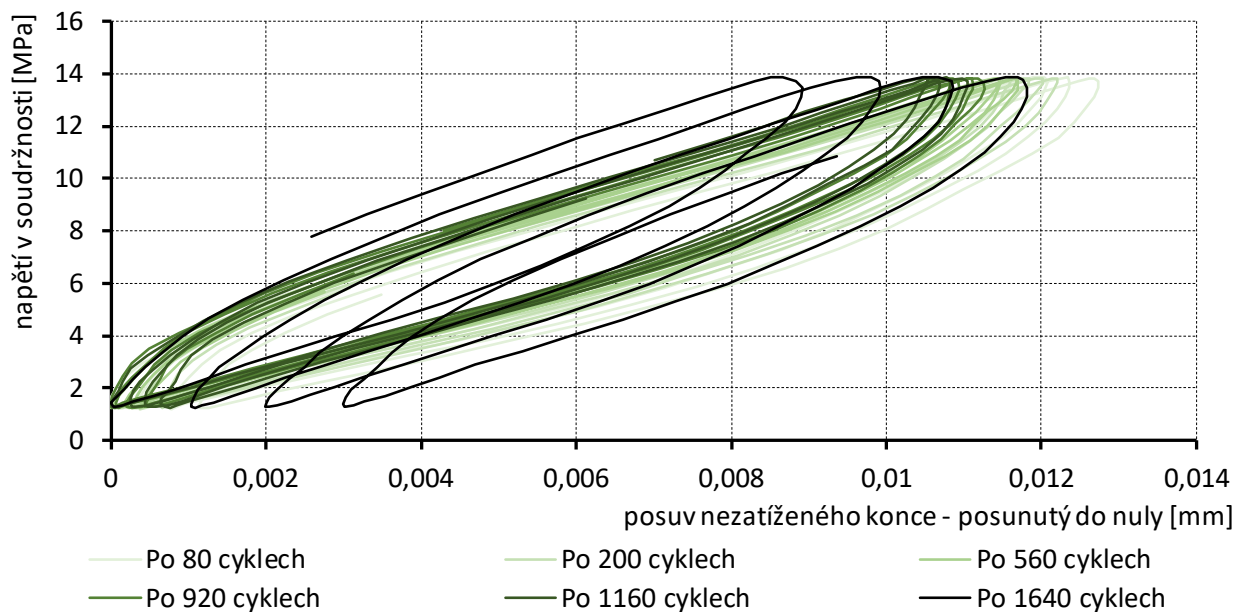
**GFRP.E.VE.R.12.8 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



**GFRP.E.VE.R.12.10 – porušený kontakt**

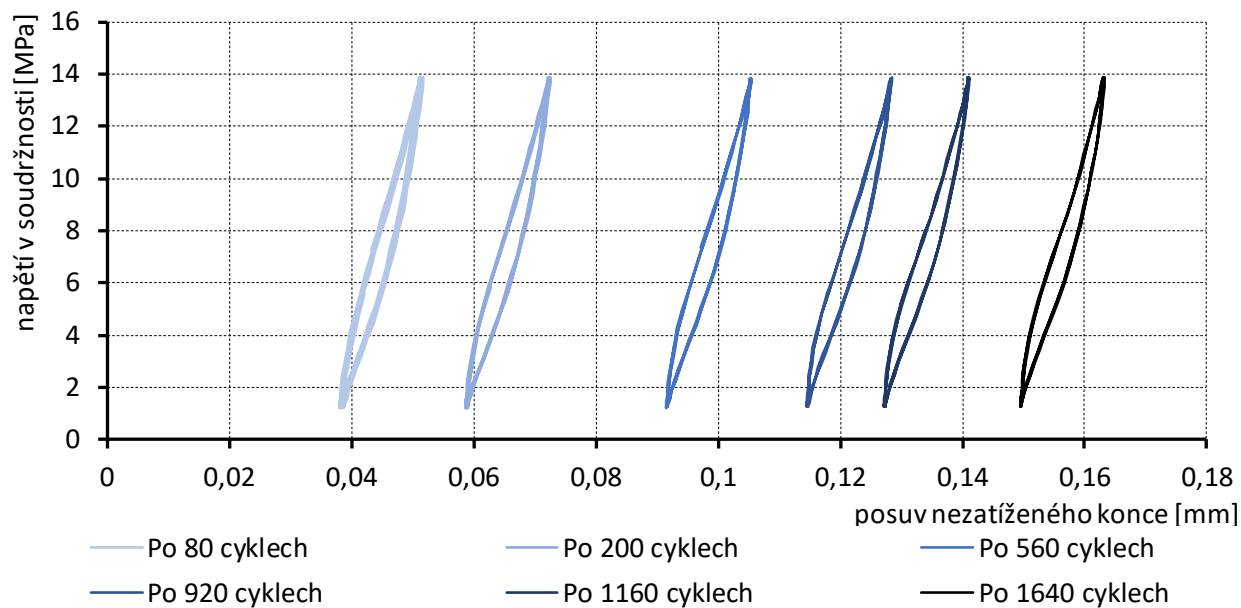


**GFRP.E.VE.R.12.10 – porušený kontakt – přesunutý do nuly**

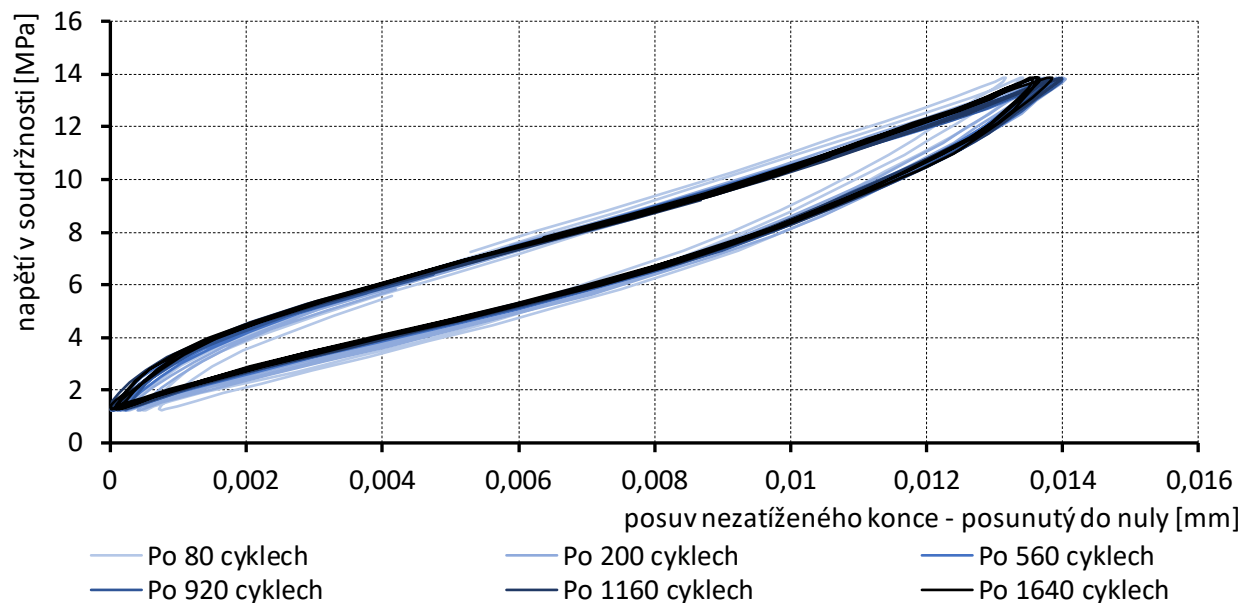




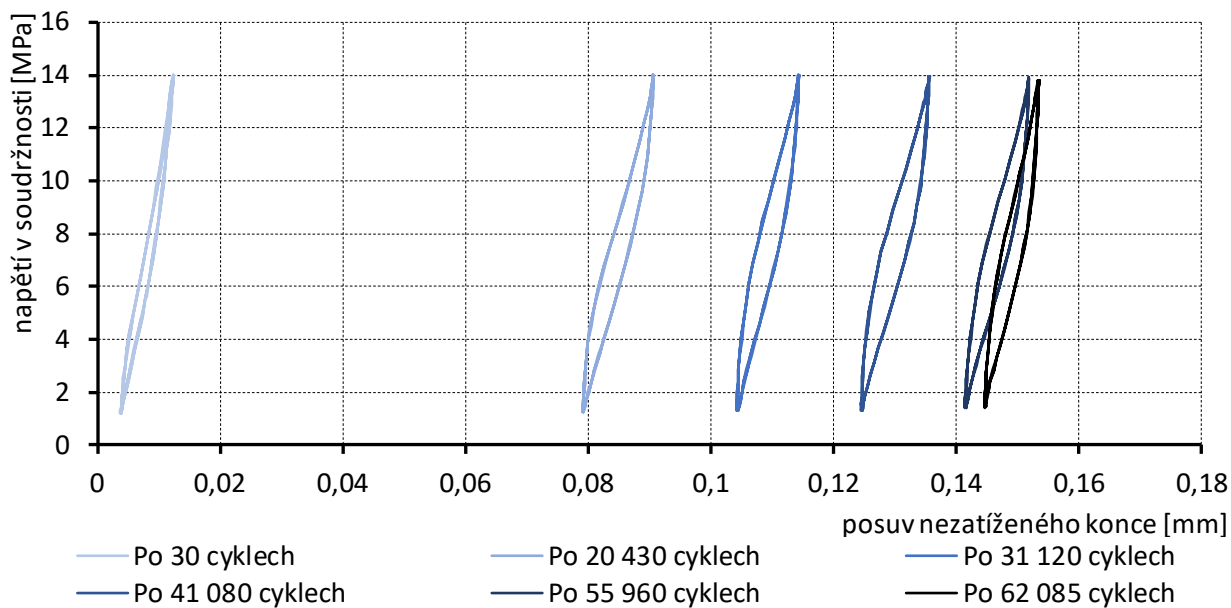
**GFRP.E.VE.R.12.10 – neporušený kontakt**



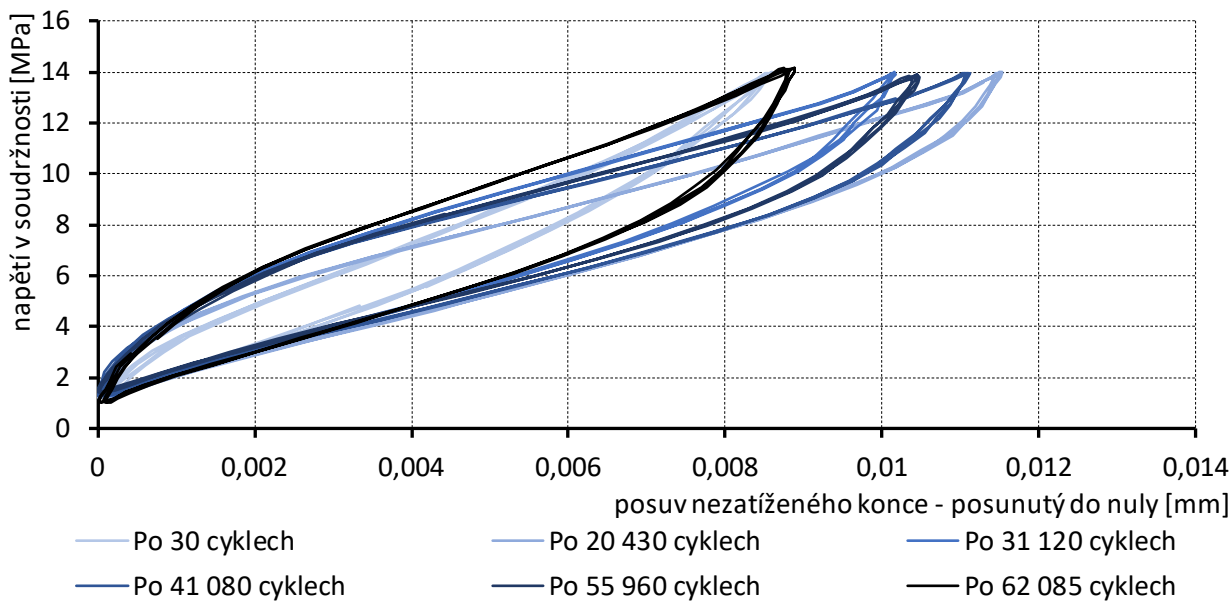
**GFRP.E.VE.R.12.10 – neporušený kontakt – přesunutý do nuly**



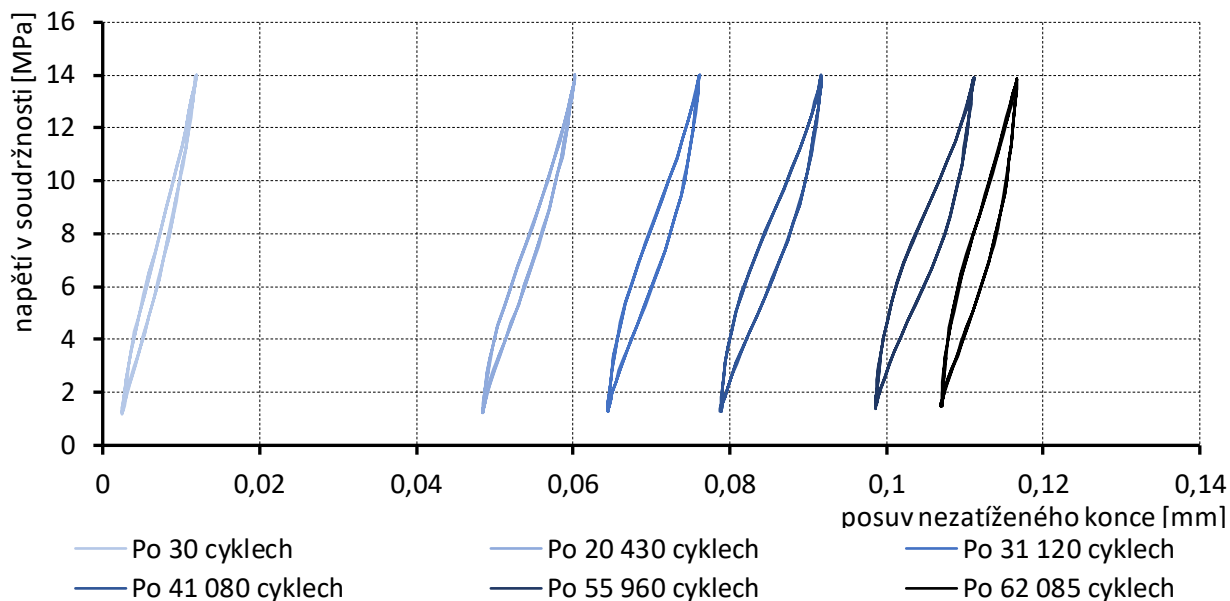
**GFRP.E.VE.R.12.11 – neporušený kontakt – levá polovina**



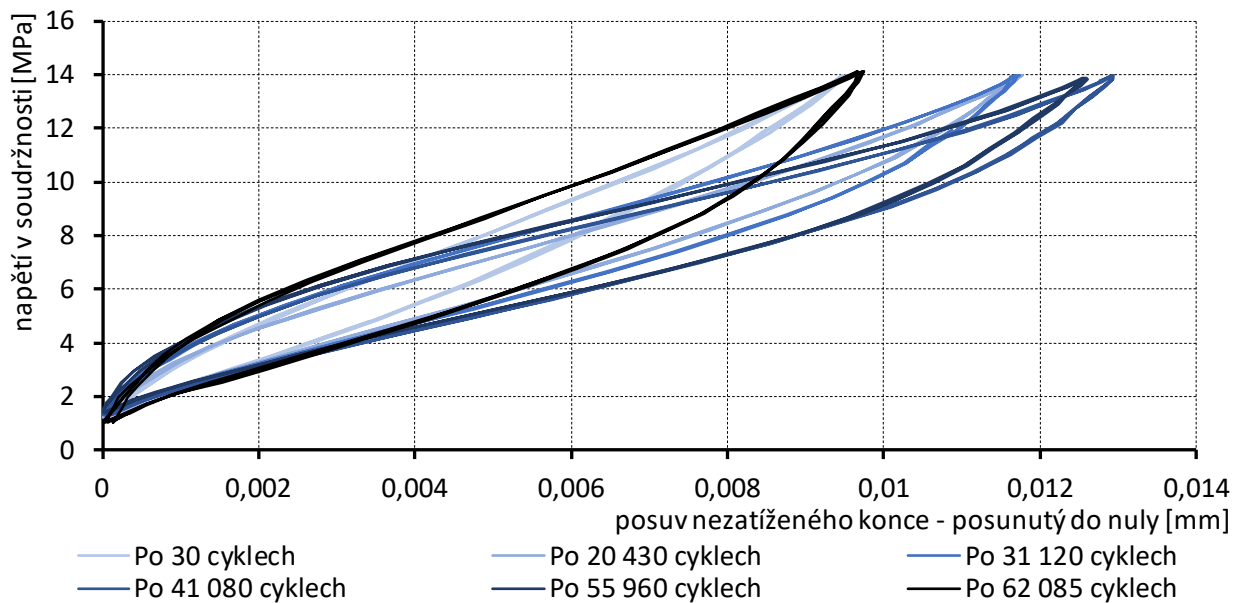
**GFRP.E.VE.R.12.11 – neporušený kontakt – levá polovina – přesunutý do nuly**



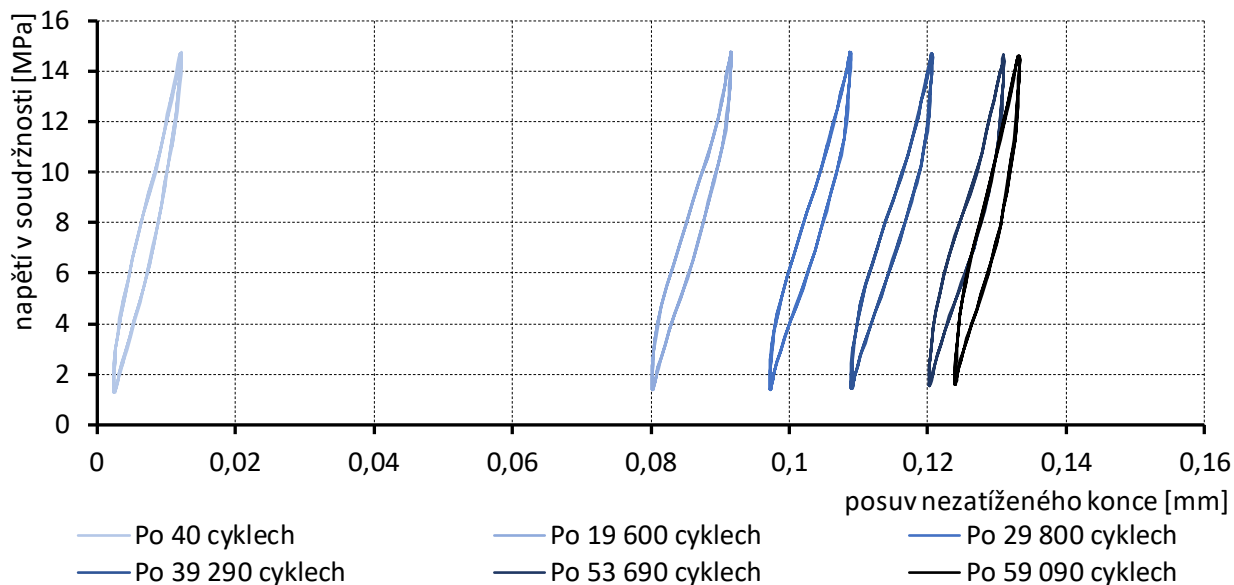
**GFRP.E.VE.R.12.11 – neporušený kontakt – pravá polovina**



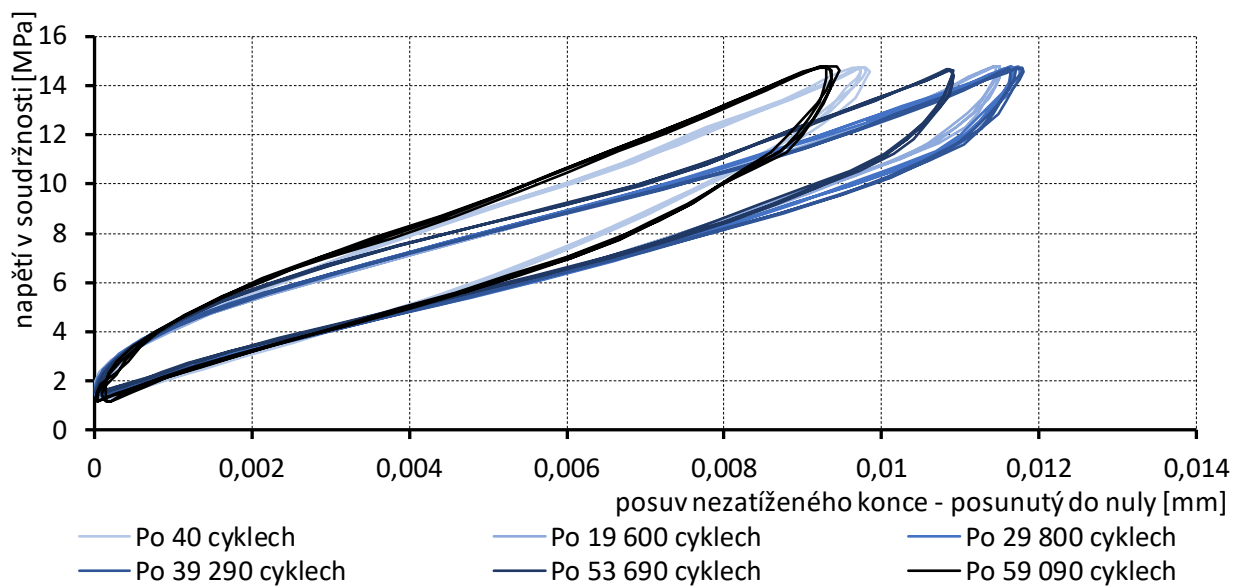
**GFRP.E.VE.R.12.11 – neporušený kontakt – pravá polovina – přesunutý do nuly**



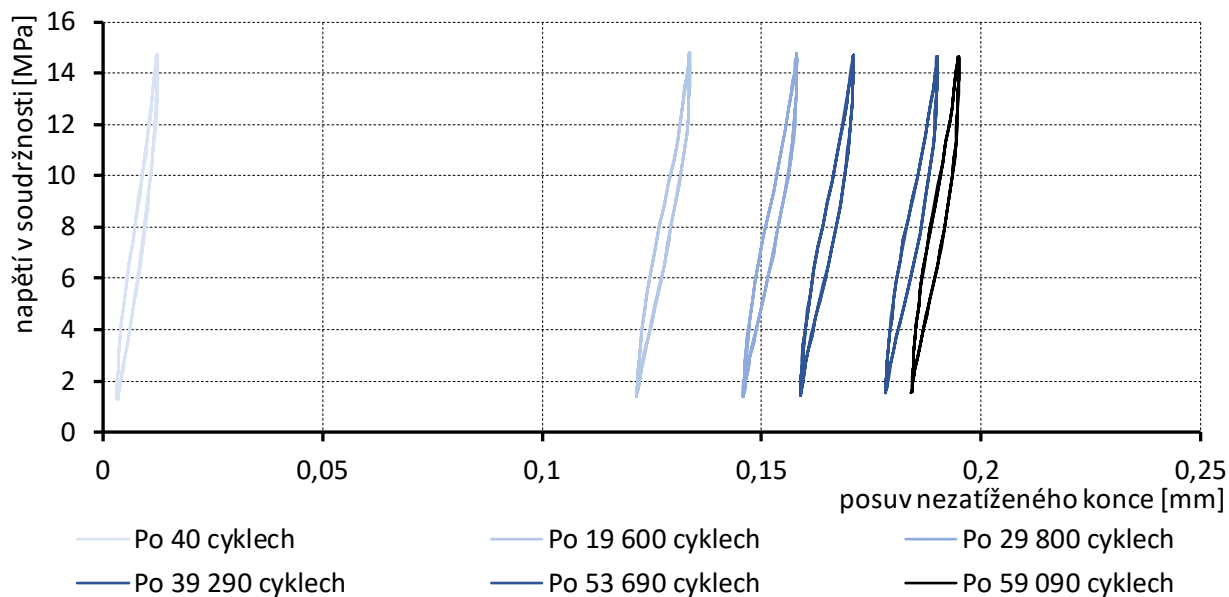
**GFRP.E.VE.R.12.12 – neporušený kontakt – levá polovina**



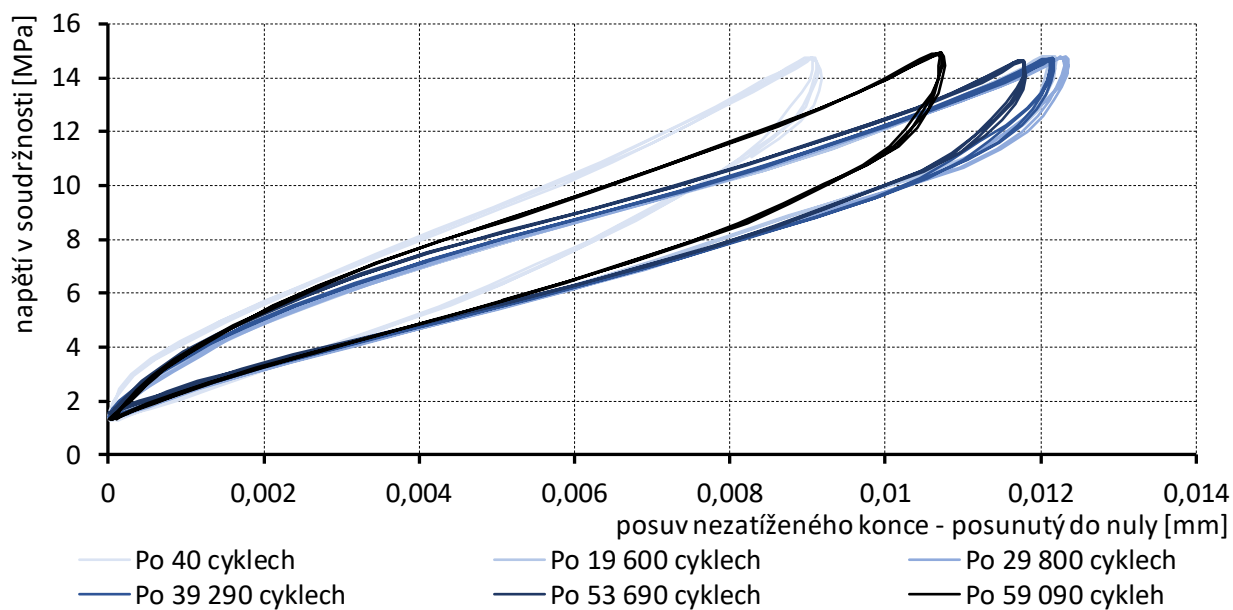
**GFRP.E.VE.R.12.12 – neporušený kontakt – levá polovina – přesunutý do nuly**



**GFRP.E.VE.R.12.12 – neporušený kontakt – pravá polovina**



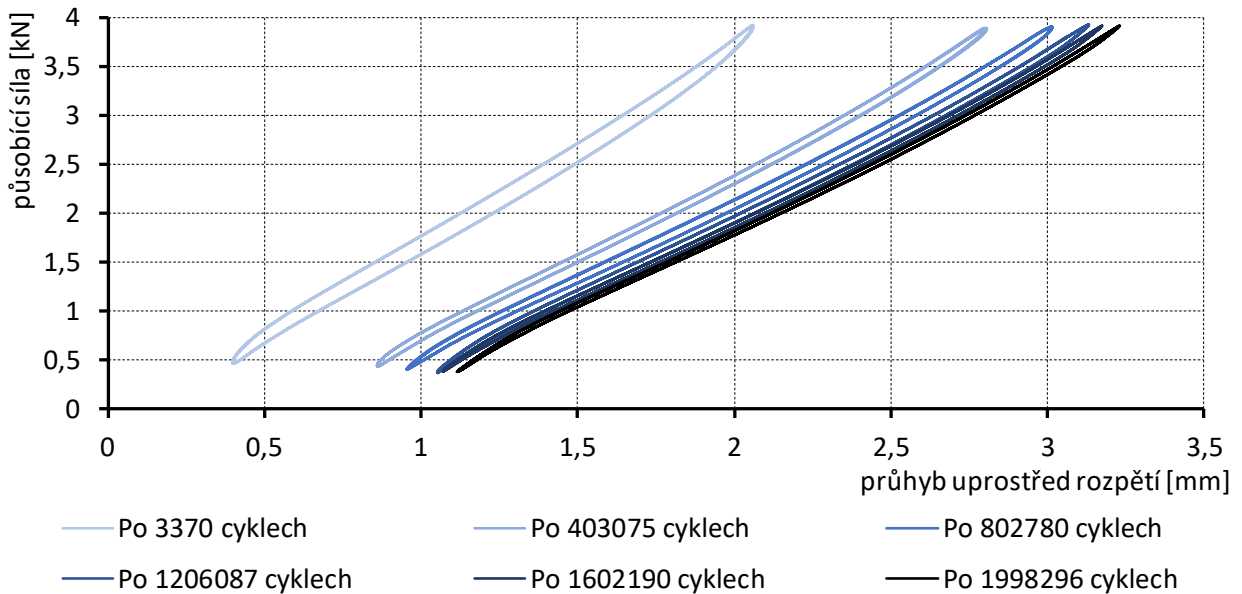
**GFRP.E.VE.R.12.12 – neporušený kontakt – pravá polovina – přesunutý do nuly**



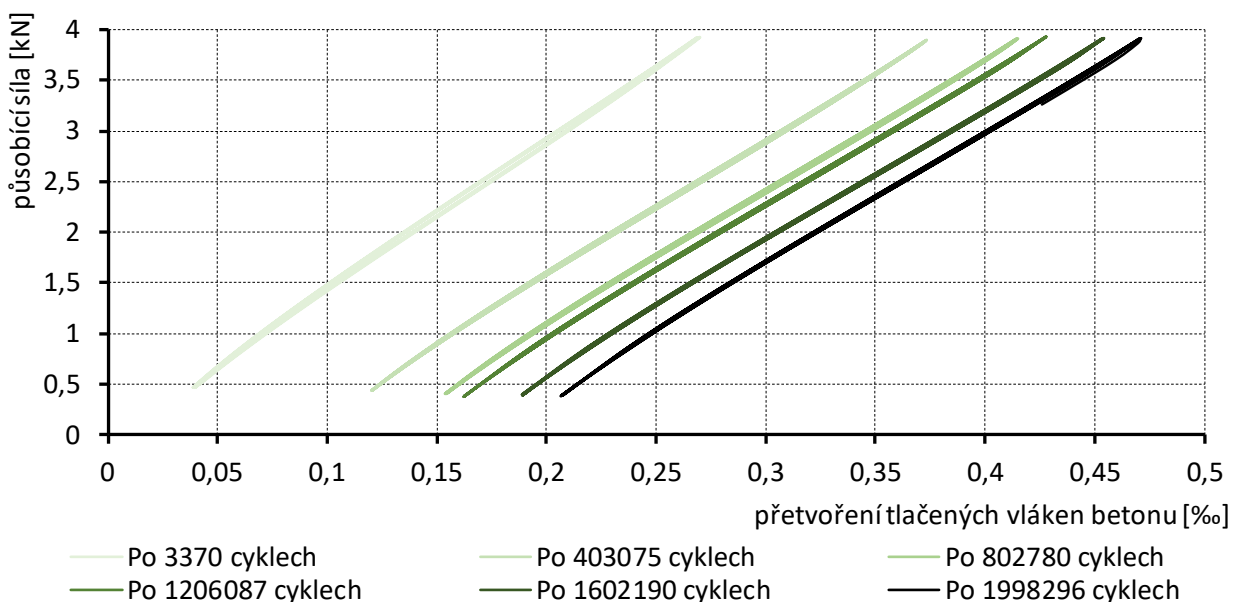
## PŘÍLOHA P2 – Záznamy z únavové nosníkové zkoušky

Níže jsou uvedeny záznamy z únavových nosníkových zkoušek řešených v rámci kap. 9.5.1. Celkově byly cyklicky testovány 4 nosníky, přičemž nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_2 byl vystaven únavovému zatížení s konstantní amplitudou a nosníky GFRP.E.Ep.IV.N\_3, GFRP.E.Ep.IV.N\_4 a GFRP.E.Ep.IV.N\_5 byly zatěžovány únavovým zatížením s postupně vzrůstající amplitudou. Zatížení bylo zvyšováno každých 50 000 cyklů. Pro tyto vzorky je vyneseno průhyb uprostřed rozpětí a tlakové přetvoření horních vláken vždy bezprostředně po zvýšení zatížení na vyšší úroveň a těsně před zvýšením na následující hladinu.

### Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_2 – konstantní amplituda únavového zatížení – průhyb uprostřed nosníku

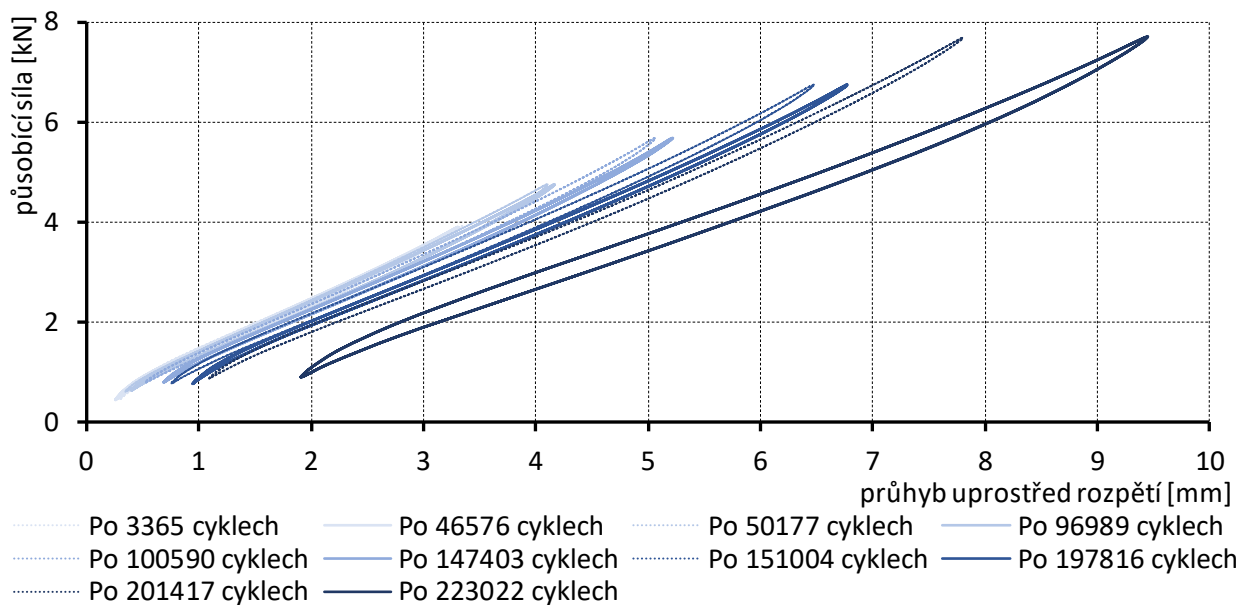


### Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_2 – konstantní amplituda únavového zatížení – tlakové přetvoření betonu

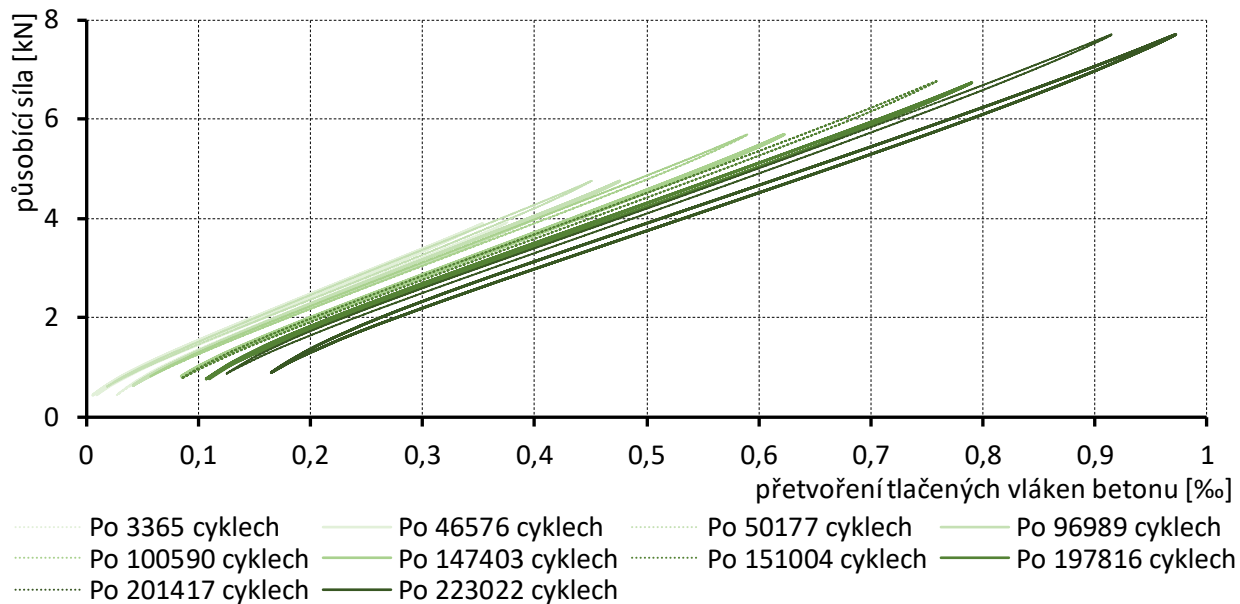




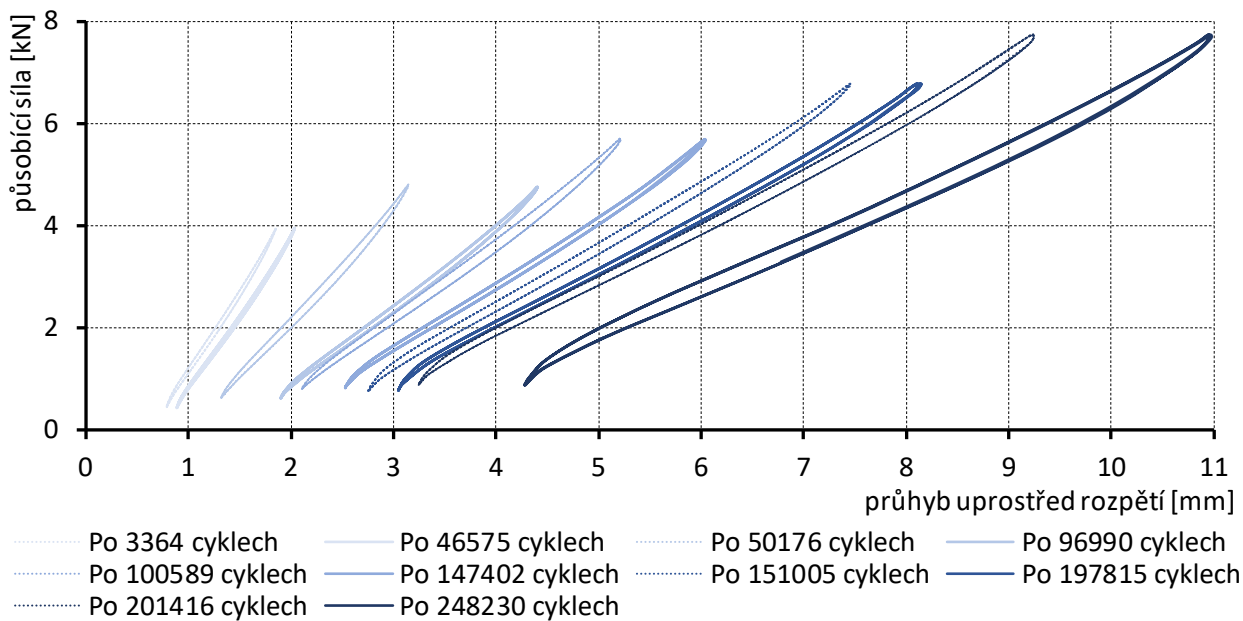
**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_3 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – průhyb uprostřed nosníku**



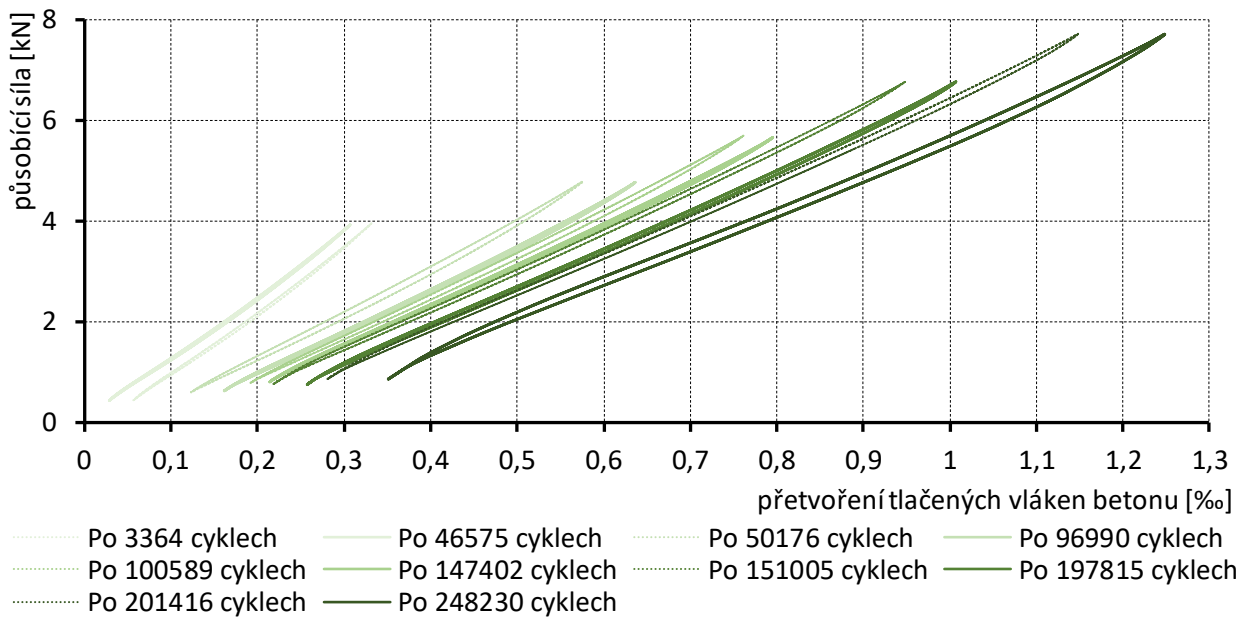
**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_3 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – tlakové přetvoření betonu**



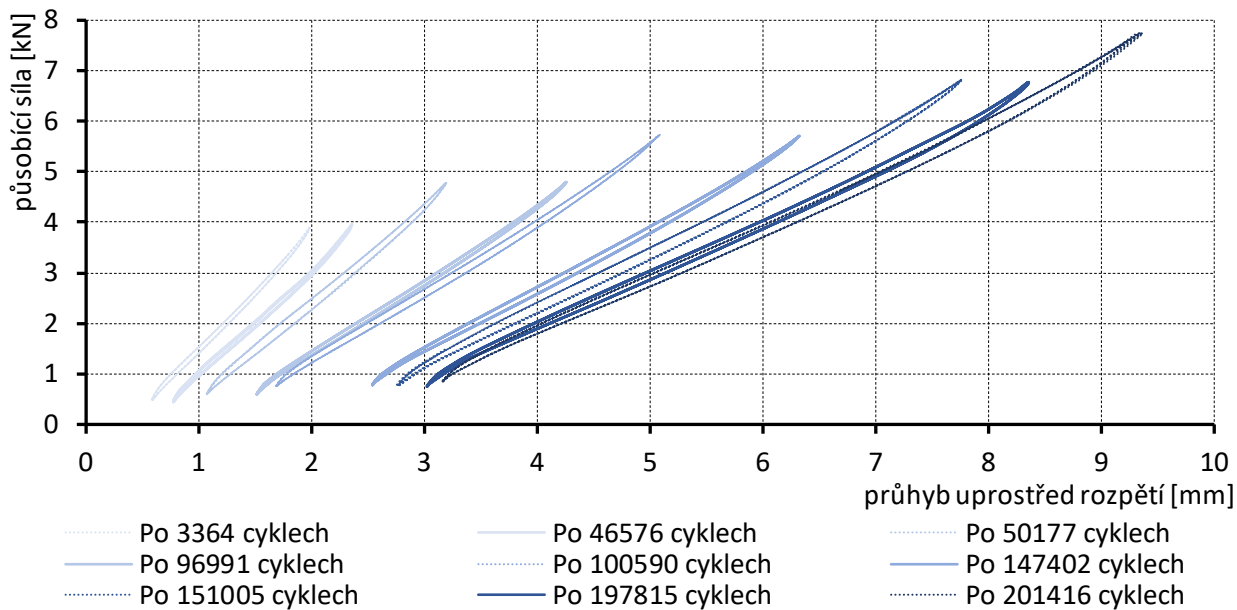
**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_4 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – průhyb uprostřed nosníku**



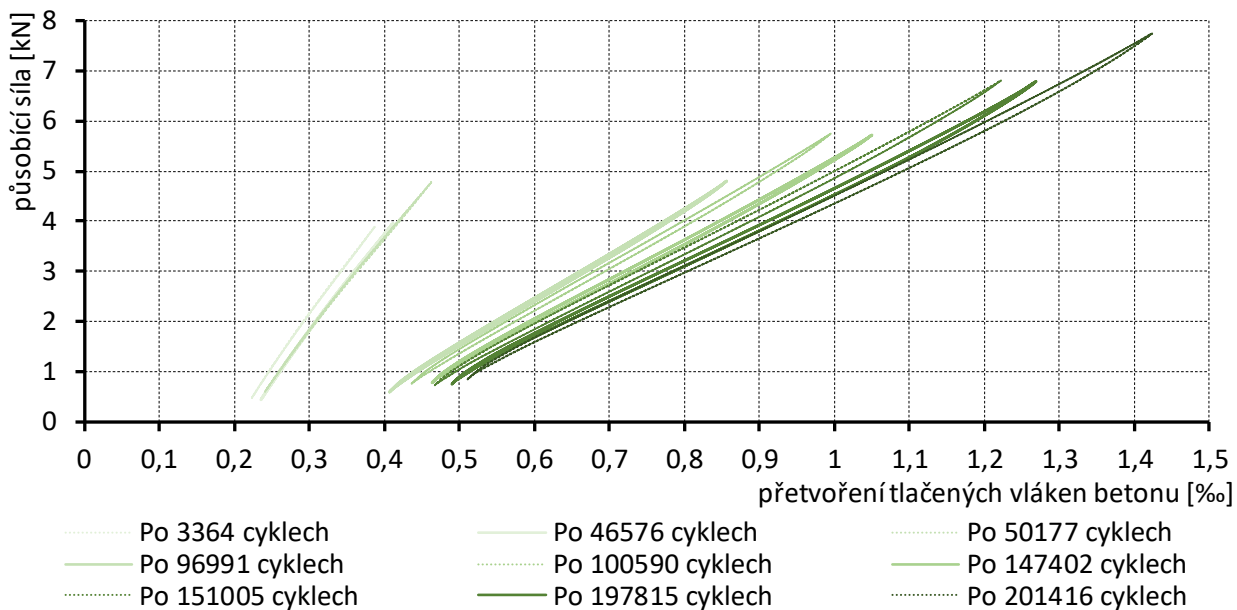
**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_4 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – tlakové přetvoření betonu**



**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_5 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – průhyb uprostřed nosníku**



**Nosník GFRP.E.Ep.IV.N\_5 – vzrůstající amplituda únavového zatížení – tlakové přetvoření betonu**



## PŘÍLOHA P3 – Návrh zákrytové desky

Navržená konstrukce představuje po obvodě podepřenou přímo pojížděnou desku. Deska má čtvercový půdorys o rozměrech 2,5 × 2,5 m a tloušťce desky 0,18 m.

### 15.1.1.1. Použité materiály

Beton C 45/55<sup>20</sup>  $f_c' = 33,2$  MPa

$$\varepsilon_c = 3,0 \text{ ‰}$$

$$E_c = 32,4 \text{ GPa}$$

Výztuž GFRP  $\varnothing 14$   $f_{ult} = 752,7$  MPa,  $E_{frp} = 47,4$  GPa

$\varnothing 18$   $f_{ult} = 693,4$  MPa,  $E_{frp} = 49,1$  GPa

### 15.1.1.2. Zatížení

Zatížení je dle doporučení platných normativních podkladů (především ČSN EN 1991-2 – Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 2: Betonové mosty – Navrhování a konstrukční zásady [82]) uvažováno v souladu se zatížením definovaným pro mostní konstrukce. Stálé zatížení desky v charakteristické hodnotě tvoří vlastní tíha desky  $g_{ok} = 4,32$  kN/m<sup>2</sup> a ostatní stálé zatížení tvořené vrstvami vozovky  $g_k = 2,30$  kN/m<sup>2</sup>. Proměnné zatížení je definováno jako kategorie G (vozidlo > 30 kN) s využitím modelů zatížení mostů pozemních komunikací LM1 a LM2. Model zatížení 1 (LM1) reprezentuje soustředěná a rovnoměrná zatížení, která zahrnují většinu účinků dopravy osobními a nákladními vozidly. Model LM1 je dále rozdělen na rovnoměrné plošné zatížení  $\alpha_Q \times Q_k = 1,0 \times 9,0 = 9,0$  kN/m<sup>2</sup> na celém horním povrchu desky a dále na soustředěné zatížení od dvounápravy v jednom zatěžovacím pruhu o tíze  $\alpha_Q \times Q_k = 0,8 \times 300,0 = 240,0$  kN (kontaktní plocha každého kola je čtverec 0,4 × 0,4 m, při použití roznosu zatížení pod úhlem 45° je uvažována roznášecí plocha na střednici desky 0,3364 m<sup>2</sup>, plošné zatížení každého kola je tedy 356,7 kN/m<sup>2</sup>). Model LM2 představuje jednu nápravovou sílu působící na definované dotykové ploše pneumatiky, která zahrnuje dynamické účinky běžné dopravy na krátkých nosných prvcích  $\beta_Q \times Q_k = 0,8 \times 400,0 = 320,0$  kN (dotyková plocha každého kola 0,35 × 0,6 m, roznášecí plocha na střednici desky 0,4134 m<sup>2</sup>, plošné zatížení každého kola 387,0 kN/m<sup>2</sup>). Modely LM3 (soubor soustav nápravových sil představující zvláštní vozidla, která mohou jezdit po trasách, kde je povoleno výjimečné zatížení) a LM4 (zatížení davem lidí určené pouze pro celkové ověření – rovnoměrné zatížení o hodnotě 5 kN/m<sup>2</sup>) nejsou pro danou konstrukci rozhodující a tudíž relevantní. Šířka desky 2,5 m je menší než 5,4 m, proto je uvažován pouze jeden zatěžovací pruh.

### 15.1.1.3. Statické schéma a vnitřní síly

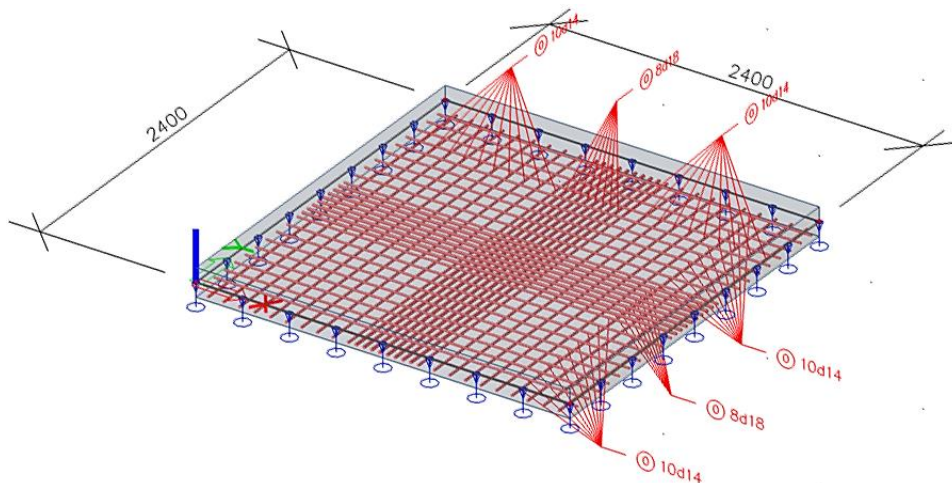
Zákrytové desky jsou navrhovány jako krátké mostní jednopólové objekty, jež svým statickým působením odpovídají křížem vyztuženým po obvodě podepřeným deskám.

V programu SCIA Engineer byla deska vymodelována za účelem určení vnitřních sil. V prvním kroku byl proveden lineární výpočet, který potvrdil nevhodnost teoretického liniového podepření desky po celém jejím obvodě. Při deformaci desky je její přirozenou vlastností zvedání rohů, kterému bylo při lineárním výpočtu nevhodně bráněno, Obr. 122a a Obr. 122b. V dalším kroku byl proveden nelineární výpočet s vyloučením tahů v podporách, což umožnilo zvedání rohů desky, Obr. 122d. Na Obr. 122c je patrné, že se reakce podpor koncentrovaly pouze do velmi omezených oblastí podpor půdorysně pod více

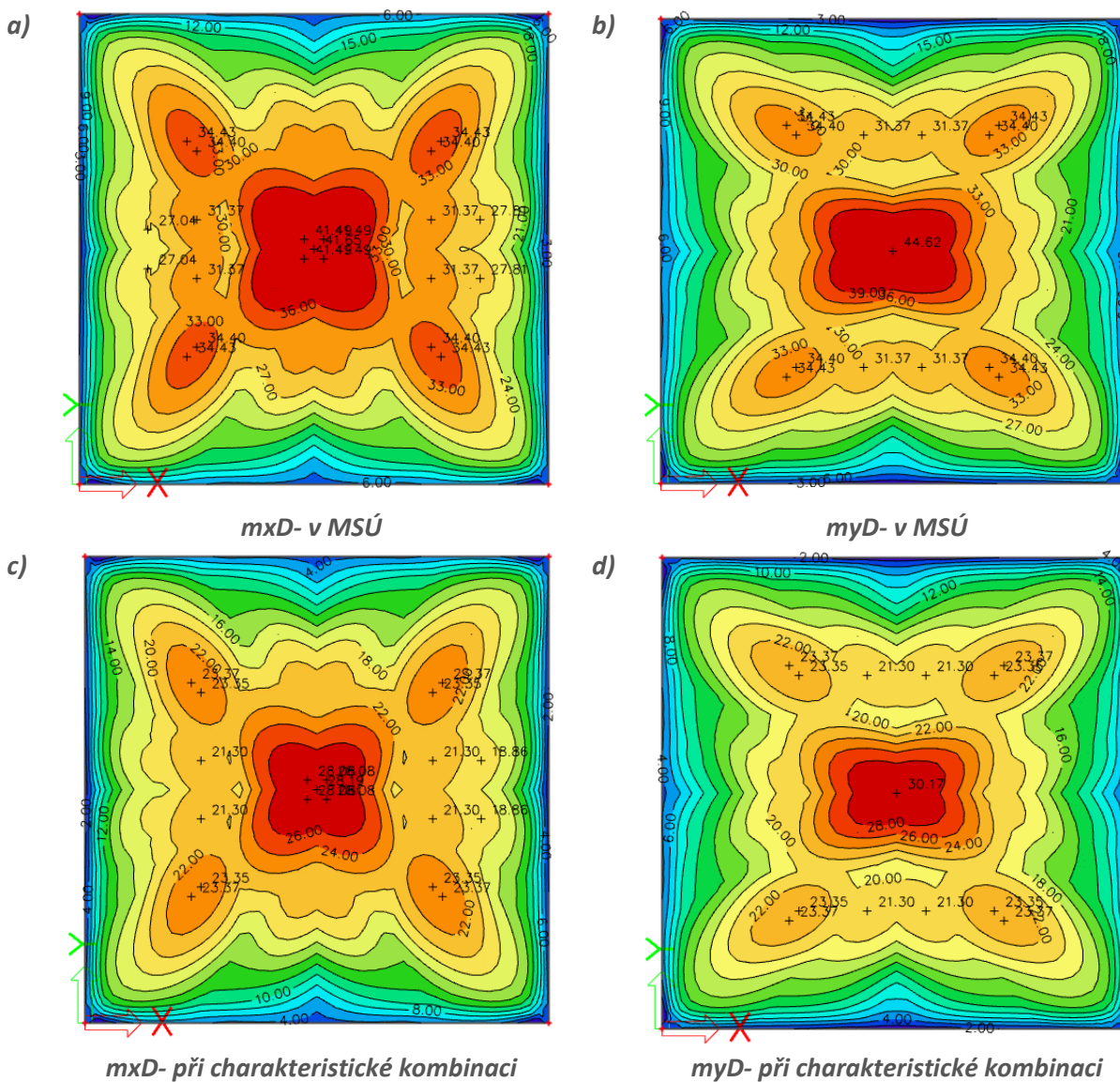
---

<sup>20</sup> Označení pevnostní třídy betonu dle EC. Použité materiálové charakteristiky představují ekvivalentní hodnoty pro návrh dle metodiky ACI.

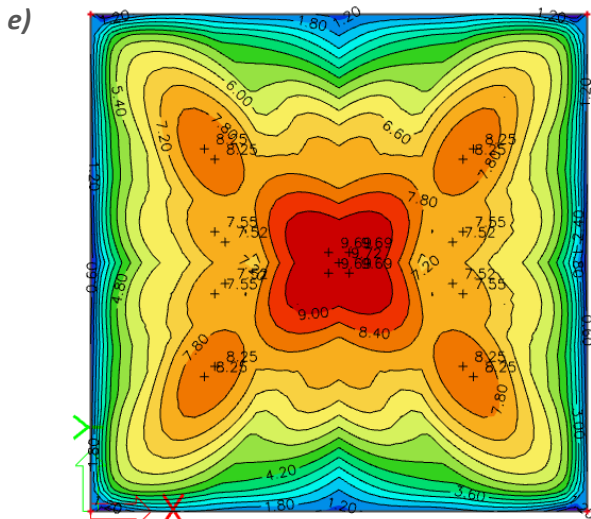
vyztuženými kříži ve středu rozpětí. Následně byly vykresleny dimenzační momenty při spodním povrchu desky ve směru  $x$  a  $y$ . Dle očekávání je větší ohybové namáhání ve směru rovnoběžném s kratším rozměrem zatěžovací plochy (směr  $y$ ) umístěné ve středu desky při uvážení modelu zatížení LM2.



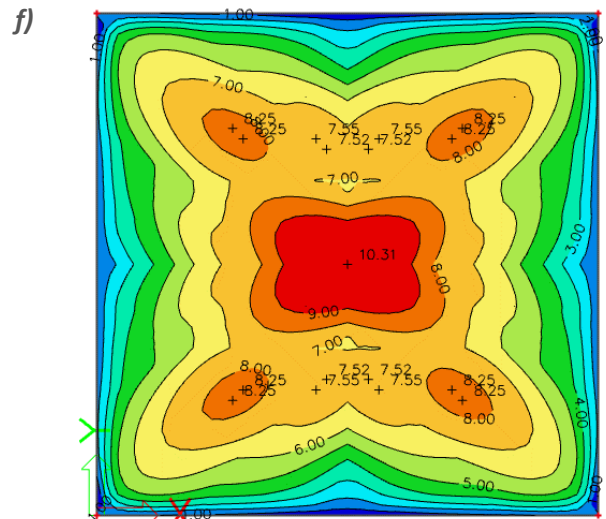
Výpočtový model zákrytové desky s podélnou výztuží v programu SCIA Engineer



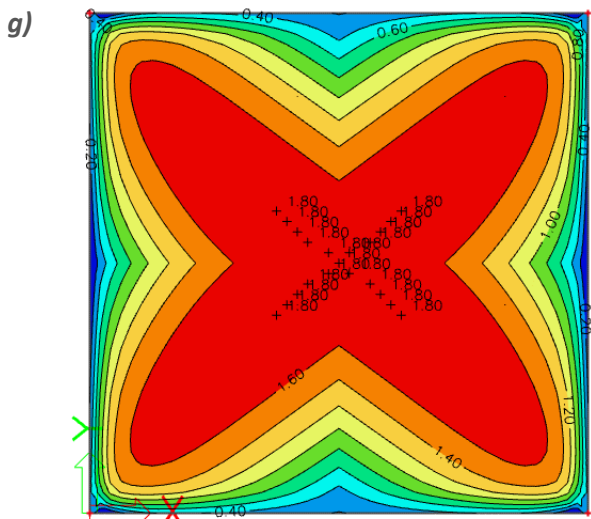




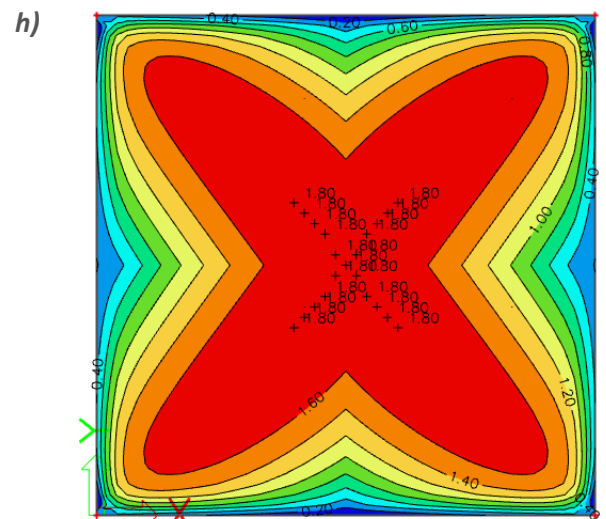
*mxD- při kvazistálé kombinaci*



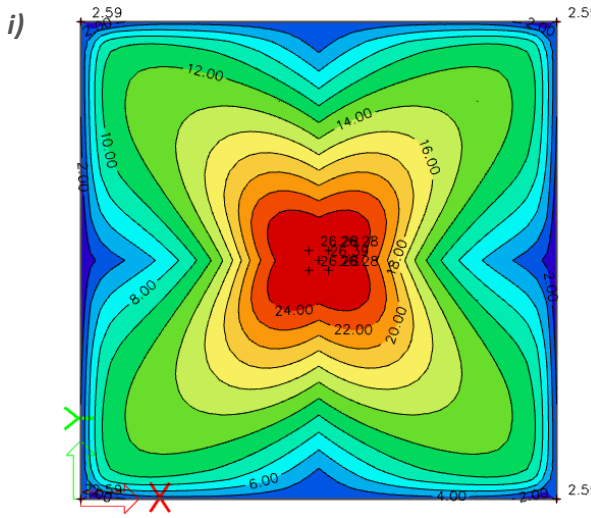
*myD- při kvazistálé kombinaci*



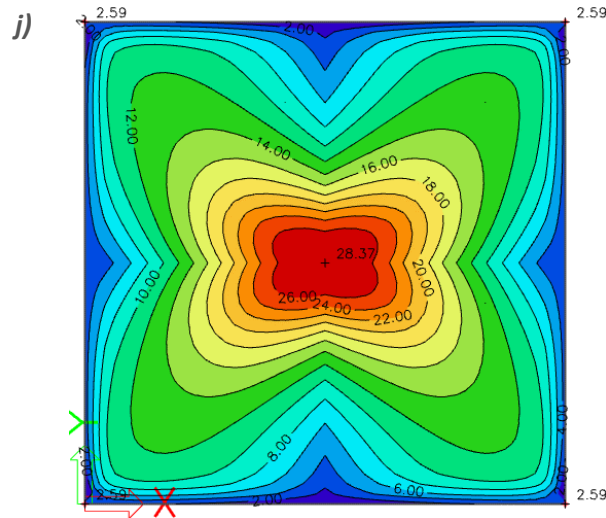
*mxD- od trvalých zatížení*



*myD- od trvalých zatížení*



*mxD- od zatížení způsobujících únavu*



*myD- od zatížení způsobujících únavu*

Průběh ohybových momentů

#### 15.1.1.4. Návrh ohybové výztuže

Návrh ohybové výztuže byl proveden dle směrnice ACI 440.1R-15 [81]. Návrhový moment od zatížení byl na základě provedených výpočtů uvažován hodnotou 44,62 kNm. S ohledem na předpokládané namáhání a požadavky norem byla navržena ortogonální síť prutové výztuže, která se skládala z osmi GFRP prutů průměru 18 mm s osovými vzdálenostmi po 50 mm uprostřed rozpětí (v místě maximálního ohybového namáhání – střední pruh) a z prutů průměru 14 mm po 100 mm v krajních oblastech desky (okraj desky). Při návrhu bylo předpokládáno ohybové porušení způsobené drcením tlačené části průřezu.

Před realizací zkoušky bylo dále třeba omezit velikost cyklicky působící síly. Z tohoto důvodu<sup>21</sup> byla – při uvážení modelové podobnosti – redukována plocha navržené výztuže na polovinu (se zachováním shodného ohybového porušení).

Finální ohybové vyztužení vzorků: střední pruh je při spodním povrchu vyztužen čtyřmi pruty profilu 18 mm, okraje desky jsou vyztuženy na každé straně šesti pruty profilu 14 mm. Moment únosnosti při výpočtu s použitím středních hodnot materiálových charakteristik je 97,2 kNm. Ohybové porušení je s uvážením středních materiálových charakteristik použitých materiálů předpokládáno při působení síly cca 520 kN (se zohledněním zatížení od vlastní tíhy zákrytové desky). Krytí spodní výztuže bylo navrženo 15 mm (GFRP výztuž je vysoce odolná působení vnějších agresivních činitelů a je tak třeba zajistit pouze spolupůsobení obou materiálů). Pro zabezpečení stanovené hodnoty krytí byly navrženy 3 řady FRP mřížky tl. 14 mm (ze sortimentu kompozitních litých roštů firmy PREFA Kompozity s obchodním názvem PREFA GRID). FRP mřížky slouží také pro zabezpečení polohy horní výztuže. Krytí horní výztuže je 23 mm (dáno velikostí ok FRP mřížky).

Jako referenční byla, za stejných okrajových podmínek, navržena zákrytová deska s běžnou betonářskou výztuží. Návrh výztuže vycházel ze stejného požadavku na zatížení proměnným zatížením kategorie G jako varianta s GFRP výztuží. Krytí bylo, z důvodu možnosti srovnání deformačního chování obou variant vyztužení, stanoveno na 15 mm pro horní i dolní výztuž<sup>22</sup>. Výsledné vyztužení desky se skládá z ocelových prutů průměru 14 mm v osové vzdálenosti 200 mm (v celé ploše). Vyčerpání ohybové únosnosti z důvodu dosažení meze kluzu tažené výztuže bylo na základě provedených výpočtů předpokládáno při 355 kN (při uvážení středních hodnot materiálových charakteristik).

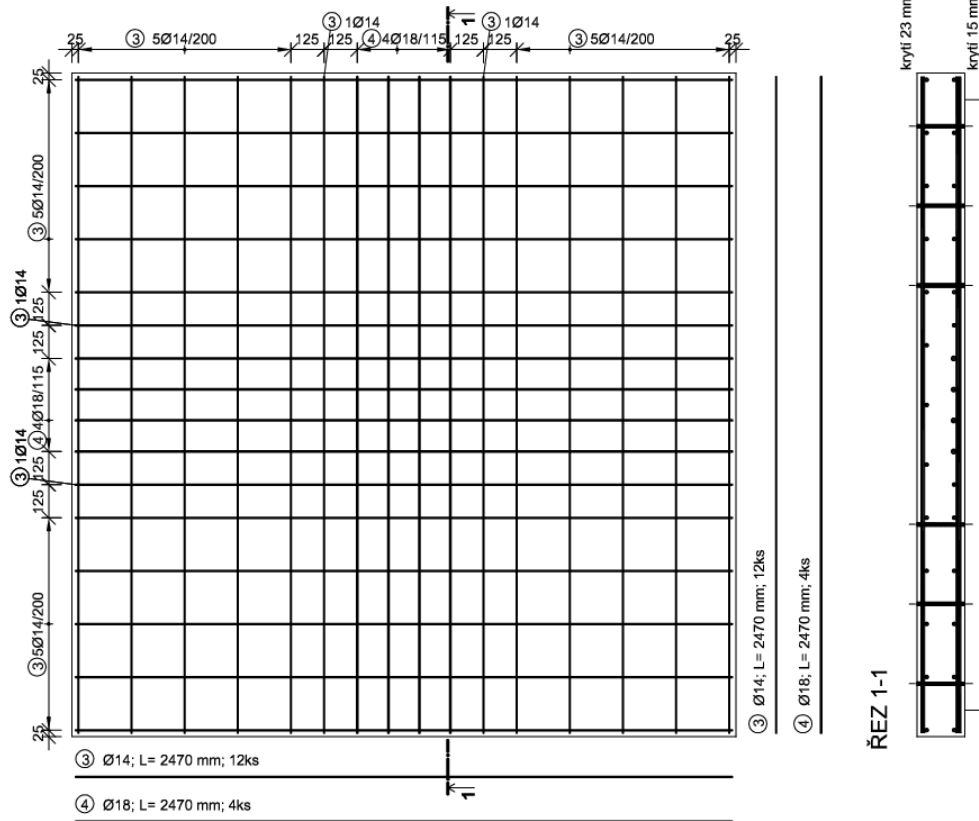
---

<sup>21</sup> Důvodem byla nutnost dodržet maximální aplikovanou (cyklicky působící) sílu s ohledem na rozsah zvoleného zatěžovacího mechanismu a potřebu realizovat celou zkoušku i následné „dolomení“ ve shodném zatěžovacím schématu. Sekundárním pozitivním efektem bylo urychlení a zefektivnění zkoušky (po stránce časové i ekonomické).

<sup>22</sup> Zákrytová deska je určena do extrémně agresivního prostředí XD3, XF4. Reálná hodnota krytí z hlediska trvanlivosti je pro ocelovou betonářskou výztuž pro dané prostředí 55 mm (s bezpečnostním přídávkem 10 mm).



**ZÁKRYTOVÁ DESKA GFRP - 5 ks**  
**SPODNÍ VÝZTUŽ**



**HORNÍ VÝZTUŽ A KOMPOZITNÍ ROŠTY**

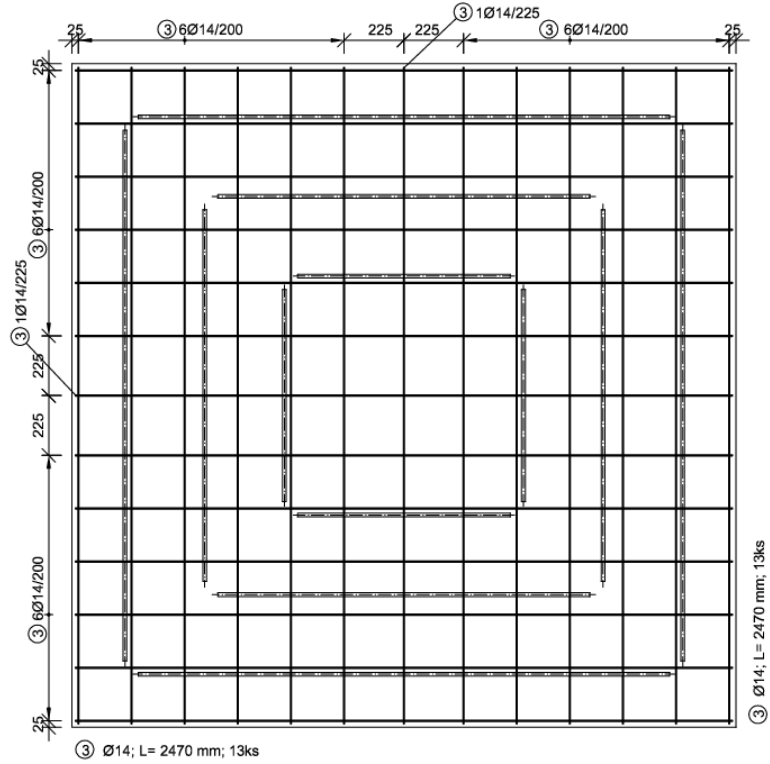


Schéma GFRP výztuže zákrytové desky



## PŘÍLOHA P4 – Optimalizace parametrů modelu Sendeckyj pro statistické vyhodnocení únavových zkoušek

Optimalizace parametrů modelu Sendeckyj  $\alpha, \beta, C, S$  byla provedena v programu GAMS pomocí řešitele BARON. Cílem je dosažení nejvyšší možné hodnoty parametru  $\alpha$ . Parametr  $\alpha$  je kalibrován dle parametrů  $C, S$  stanovených v předešlém kroku. Parametr  $\beta$  je funkcí parametru  $\alpha$ . Níže je uveden zdrojový kód pro optimalizaci parametru  $\alpha$  v programu GAMS pro opískované vzorky a procentuální hodnotou napětí k tahové pevnosti na svislé ose.

---

```
$onEolCom

Set vz / v1 * v24 /;

Parameters
N(vz) /
  v1 1249, v2 975, v3 2226, v4 2489, v5 15871, v6 4243, v7 11785, v8 11900,
v9 23301, v10 32000, v11 44876, v12 35610, v13 508775,
  v14 234157, v15 162559, v16 131500, v17 413856, v18 2420000, v19 1, v20
1, v21 1, v22 1, v23 1, v24 1 /

sigma_a(vz) /
  v1 0.6, v2 0.6, v3 0.6, v4 0.6, v5 0.5, v6 0.5, v7 0.5, v8 0.5, v9 0.4,
v10 0.4, v11 0.4, v12 0.4, v13 0.3,
  v14 0.3, v15 0.3, v16 0.3, v17 0.3, v18 0.2, v19 0.991, v20 1.005, v21
1.002, v22 0.999, v23 1.004, v24 1.004 /;

Variables
sigma_e(vz)
A, C, D, alpha, beta;

A.l = -24; !! počáteční odhad parametrů
C.l = 0.04;
D.l = 0.14;
alpha.l = 18.26515;
beta.l = 1039.151;
sigma_e.l(vz) = sigma_a(vz) * ( 1 - C.l + C.l * N(vz) ) ** D.l;

Equations
eq1(vz), eq2, eq3, eq4;

eq1(vz).. sigma_e(vz) =e= sigma_a(vz) * ( 1 - C + C * N(vz) ) ** D;
eq2..      A =e= -(1-C)/C;
eq3..      beta =e= (sum( vz, sigma_e(vz)**alpha ) / card(vz) ) **
(1/alpha);
eq4..      0 =e= sum(vz, 1/alpha + log(sigma_e(vz)/beta) - (
sigma_e(vz)/beta )**alpha * log(sigma_e(vz)/beta) );

Model m / eq1, eq2, eq3, eq4 /;

Option NLP = baron;
m.optfile = 1; !! maximální počet iterací bude v optfile nastaven jako
1000
```

```
Solve m using NLP maximizing alpha;

Scalar nula;
nula = sum(vz, 1/alpha.l + log(sigma_e.l(vz)/beta.l) - (
sigma_e.l(vz)/beta.l)**alpha.l * log(sigma_e.l(vz)/beta.l) );

file Fvysledek /'vysledek(6).txt'/;
Fvysledek.ap = 0;  !! soubor se přepíše
Fvysledek.nd = 15;  !! počet desetinných míst
Fvysledek.nw = 0;  !! prostor pro číslo, 0 znamená variabilní
put Fvysledek;
put 'A      ' A.l/ 'C      ' C.l/ 'D      ' D.l/ 'alpha  ' alpha.l/
'beta     ' beta.l/ 'nula  ' nula/;
putclose Fvysledek;
```

---