

STAVEBNÍ OBZOR

ROČNÍK 20 ČÍSLO 2/2011

Navigace v dokumentu

OBSAH

Smutný, J. – Tomandl, V. – Vukušič, I. Chování kolejového roštu při průjezdu vozidla obloukem	33
Štěpánek, P. – Girgle, F. – Horák, D. – Ďurech, D. – Laníková, I. Systém kotvení předpjaté FRP výztuže	42
Procházka, P. – Pešková, Š. – Válek, M. Rozpojování vláken v kompozitním materiálu pomocí penalizace	50
Kramářová, Z. Analýza dat z identifikační studie brownfields	53
Komínková, D. – Štarmanová, D. – Nábělková, J. Biologická dostupnost a ekotoxikologické nebezpečí těžkých kovů v tocích ovlivněných ČOV	56
Štroner, M. – Urban, R. – Třasák, P. Zaměření obtížně dostupné jeřábové dráhy metodou volné sítě se dvěma stanovisky	60

Chování kolejového roštu při průjezdu vozidla obloukem

prof. Ing. Jaroslav SMUTNÝ, Ph.D.
Ing. Vladimír TOMANDL
Ing. Ivan VUKUŠIČ
VUT – Fakulta stavební, Brno

Článek je věnován měření, analýze a porovnání dynamických parametrů pružných bezpodkladnicových upevnění kolejnic Vossloh W 14 a Pandrol FC I umístěných v koleji ve směrovém oblouku. Měření byla prováděna in situ dle speciálně vytvořené metodiky s využitím vhodného matematického aparátu pro hodnocení naměřených parametrů.

Úvod

Ruku v ruce s rostoucí životní úrovní lidstva dochází k navyšování potřeb na přepravní výkon a kvalitu dopravy. V případě železniční dopravy přináší tato problematika nejen požadavky na moderní, bezpečná a spolehlivá vozidla osobní a nákladní dopravy, šetrná k životnímu prostředí a kompatibilní s technickými podmínkami ostatních států evropské unie, ale rovněž požadavky na odpovídající servis, logistiku a v neposlední řadě také na infrastrukturu [1].

Všeobecná tendence zvyšování celkové tuhosti konstrukce železničního svršku (betonové pražce, pevná jízdní dráha apod.) je na jedné straně nutnou podmínkou provozování koridorových a ostatních hlavních tratí Správy železniční dopravní cesty rychlostmi 160 km·h⁻¹ a více, na druhé straně však také zdrojem zvýšených dynamických interakčních sil kolo/kolejnice, které při nezajištění optimálních pružných a tlumících vazeb mezi kolejnicí a pražcem nepříznivě ovlivňují nejen kolejové vozidlo, ale též konstrukci železničního svršku a spodku, geometrické parametry koleje a z toho vyplývající vysoké náklady na údržbu.

Vibrace vzniklé na kontaktu kolo/kolejnice zachycuje a tlumí primární, resp. sekundární vypružení. Primární vypružení reprezentuje konstrukce upevnění kolejnice – pružné podložky a svěrky (spony), pryžová podložka umístěná pod patu kolejnice, popř. penefolová nebo polyetylenová, umístěná pod podkladnici. Sekundární vypružení je v konstrukci tratí zastoupeno kolejovým ložem, které zachycuje a tlumí zejména nižší frekvence. Na základě těchto skutečností se jeví jako velice významná aplikace odpovídajícího systému pružného upevnění, jehož zásadní charakteristikou je bezpečnost statická a dynamická tuhost upevnění.

Vozidlo a koleje

Druh a velikost dynamických účinků od projíždějící zátěže přímo závisí na rychlosti, typu, počtu a způsobu jízdy

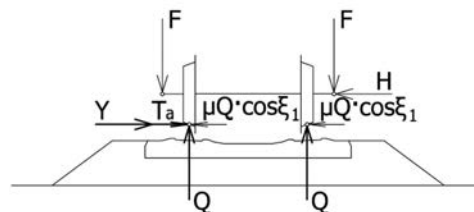
vlaků, terénních podmínkách, konstrukci, stavu a údržbě drážního tělesa a kolejových vozidel, výškovém a v neposlední řadě také směrovém vedení trasy. Pouze dokonalá znalost problematiky vzájemného působení vozidla a koleje umožňuje pochopit zákonitosti a principy vibračních jevů v koleji.

Při jízdě obloukem nabíhá kolo s okolkem na kolejnici pod úhlem náběhu α . Stýká se přitom s hlavou kolejnice ve dvou místech. První nosný bod leží na temeni, přenáší se zde svislé zatížení od projíždějící soupravy do kolejového roštu. Druhé místo je předsazené tomuto bodu. Dochází zde k přenosu příčného zatížení z okolku na bok kolejnicového pásu, o který se okolek opírá. Úhel náběhu má být z hlediska bezpečnosti a plynulosti jízdy co nejmenší.

Skutečná poloha kolejového vozidla v oblouku je výsledkem všech sil, které na danou soupravu působí. Těchto sil je velké množství a jejich vzájemné působení má ve své podstatě stochastický charakter. Zanedbáním setrvačných sil daných hmotností dvojkolí a zrychlením v příčném, resp. svislém směru, dostáváme teoretické rozložení sil působících na soustavu dvojkolí/kolej (obr. 1). Slabě jsou vyznačeny síly, kterými působí dvojkolí na kolej, silně pak odpovídající reakce v kolejovém roštu. Řídící sílu P dostaneme z rovnováhy sil v příčném směru ze superpozice rámové síly H a třecích sil $2\mu Q \cos \xi_1$, resp. z reakcí součtem třecí síly T_a a vodící síly Y . Z uvedeného vyplývá vztah pro výpočet rámové síly

$$H = Y - \mu Q \cos \xi_1 \text{ [N]}, \quad (1)$$

kde Q [N] je kolová síla, μ [-] součinitel adheze a ξ_1 úhel, který svírá průvodič ke středu otáčení q_1 s osou podvozku.



Obr. 1. Síly působící na dvojkolí a kolej

Příčný profil železničního dvojkolí je konstruován se zaoblením tvořícím přechod mezi oběžnou plochou dvojkolí a vnitřní stranou okolku. Zaoblení je provedeno kruhovým obloukem s poloměrem křivosti stejným nebo o něco větším než zaoblení na kraji hlavy kolejnicového pásu. Z pohledu

roviny příčného řezu může při průjezdu obloukem dojít k dotyku kola a kolejnice v jednom nebo dvou bodech. Je-li poloměr zaoblení okolku větší než zaoblení hlavy kolejnice, nastává dotyk v jednom bodě. Vedoucí kolo se při postupu zároveň zvedá až sklon zaoblení v místě dotyku dosáhne takové velikosti, že sklouzne a nastává ráz. Kolový tlak je přitom přenášen z oběžné plochy do místa zaoblení, kde tak vznikají velké specifické tlaky. Je-li poloměr zaoblení okolku menší než zaoblení kolejnice v přechodu z temene do boku, nastává dotyk ve dvou bodech. Takto vyvolané tlaky na temeno kolejnicového pásu jsou pak méně výrazné. K dotyku ve dvou bodech dochází nejčastěji v případě neopřetížených kol a kolejnic, zatímco s dotykem v bodě jednom se nejpravděpodobněji setkáme u kolejnic ve vnějším pásu [2].

Ke snížení účinků odstředivé síly má být v koleji ve směrovém oblouku projektováno převýšení koleje. Toho se dosáhne nadvýšením polohy vnějšího kolejnicového pásu vůči pásu vnitřnímu. Vnitřní kolejnicový pás tak nadále zůstává v úrovni nivelety temene kolejnicového pásu (vyjma vzestupnice s bodem obratu). Velikost takto projektovaného převýšení je závislá na rychlosti vlakové soupravy V [km·h⁻¹] a na velikosti poloměru oblouku R [m]. Za předpokladu, že všechny vlaky projíždějí konkrétním směrovým obloukem stejnou rychlostí, projektuje se převýšení teoretické. Hodnota teoretického převýšení je taková, že výslednice svislého zrychlení vyvolaného gravitací a odstředivého zrychlení vyvolaného průjezdem vozidla působí kolmo ke spojnicí temen kolejnicových pásů. Teoretické převýšení D_{eq} [mm] lze vypočítat dle vzorce

$$D_{eq} = \frac{11,8 \cdot V^2}{R} \quad (2)$$

Ve skutečnosti se však vlaky daným traťovým úsekem stejně rychle nepohybují. Místo teoretického převýšení se proto většinou navrhuje projektované převýšení koleje D [mm]. Z hlediska nedostatku, resp. přebytku převýšení, musí vyhovět rychlosti všech vlaků v daném úseku trati. Soupravy jedoucí rychlostí

$$V > \sqrt{\frac{D_{eq} \cdot R}{11,8}} \quad (3)$$

projíždějí obloukem s nedostatkem převýšení I [mm], čímž dochází ke zvětšení zatížení vnějšího kolejnicového pásu nárůstem vodící a svislé kolové síly. Proti tomu soupravy s rychlostí

$$V < \sqrt{\frac{D_{eq} \cdot R}{11,8}} \quad (4)$$

projíždějí obloukem s přebytkem převýšení E [mm], při němž můžeme sledovat zvětšení zatížení vnitřního kolejnicového pásu, a to především nárůstem svislé kolové síly. Mezní hodnoty pro nedostatek, resp. přebytek převýšení, jsou uvedeny v [3].

Pro komplexní pochopení problematiky doplníme ještě globální charakteristiky železničního vozidla jedoucího v přímé koleji nebo v obloucích velmi velkých poloměrů. V takovém případě není železniční dvojkolí vedeno žádnou silou. V místech, kde přímá kolej bezprostředně navazuje na směrový oblouk, případně v místech výskytu lokálních závad směru koleje, dochází k vychýlení dvojkolí železničního vozidla z centrické polohy. Při takovém vychýlení běží vlivem kuželovitosti oběžné plochy obruče jedno kolo ke kolejnicovému pásu po větším poloměru. Kolo na této straně tedy vykoná

ve stejném čase delší dráhu než kolo opačné, což způsobuje natočení dvojkolí. Natočené dvojkolí má následně tendenci přiblížit se druhému kolejnicovému pásu. Při opakujících se střídavých změnách v rozdílu velikosti poloměrů otáčení kol se volné dvojkolí pohybuje v sinusové křivce s podélnou osou totožnou s osou koleje. Délku sinusové vlny l [m] lze pro dvounápravové vozidlo odhadnout pomocí Klingelova vztahu

$$l = v \cdot t = \sqrt{\frac{r \cdot s}{2 \cdot \gamma}} \quad (5)$$

kde r [m] je poloměr kola, s [m] vzdálenost rovin styčných kružnic a γ [–] úkos jízdní plochy, tj. veličina určující vzájemný vztah mezi tvarem a úklonem kolejnice a jízdním obrysem železničního kola. Čím je jízdní plocha méně ukloňná, tím je sinusová vlna delší. Zvyšuje-li se rychlost vlaku, zkracuje se perioda sinusových kmitů. Při dosažení kritické rychlosti nastává rezonance těchto kmitů s vlastním kmitáním vozidla. Zvýšené kmitání vozidla má za následek nárůst dynamických účinků na kolej a při nedostatečném odpružení vozových skříní staršího typu způsobuje nepohodlí pasažérů uvnitř vozu.

Experiment

Pro experiment byly vybrány dva nejběžnější typy pružných bezpodkladnicových upevnění kolejnic k podporám používaným v současnosti na hlavní železniční síti v České republice [4] – upevnění Vossloh W 14, resp. upevnění Pandrol FC I. Měření probíhala ve vybraných referenčních lokalitách v letech 2007–2009, zde uvádíme data získaná v rámci dvou kampaní.

Měřicí stanoviště upevnění Vossloh leží v pravostranném směrovém oblouku dvojkolejně trati č. 270 v km 213,692 mezi železniční stanicí Hranice na Moravě a zastávkou Běloutín. Směrový oblouk je zřízený jako kružnicový o poloměru $R = 704$ m se symetrickými krajními přechodnicemi tvaru kubické paraboly délky $l_{p1} = l_{p2} = 138,530$ m. Převýšení oblouku $p = 113$ mm. Trať vedená v nízkém zářezu sklonově stoupá +4,62 ‰ ve směru na Běloutín, měřicí stanoviště je vzdáleno cca 100 m od železničního přejezdu místní komunikace. Dynamické parametry upevnění Vossloh byly měřeny v koleji č. 2, zaznamenávány byly pouze soupravy jedoucí ve směru Hranice na Moravě – Ostrava.

Chování kolejnicového upevnění Pandrol bylo pozorováno v rámci měření na trati č. 330 v mezistaničním úseku Napajedla – Otrokovice a ve staničení km 152,106. Stanoviště se nachází v pravostranném směrovém oblouku poloměru $R = 761$ m a převýšení $p = 133$ mm, se symetrickými krajními přechodnicemi tvaru kubické paraboly délky $l_{p1} = l_{p2} = 173,730$ m. Trať je zde vedena v úrovni terénu, v podélném sklonu –3,33 ‰ ve směru jízdy vlaků, tj. ve směru Břeclav – Přerov. V blízkosti stanoviště se nenacházely žádné umělé stavby, které by mohly měření ovlivnit. Vlastní měření se uskutečnilo v koleji č. 1.

Železniční svršek obou porovnávaných úseků je klasické konstrukce. Kolejový rošt (kolejnice tvaru UIC 60, předmětné pružné bezpodkladnicové upevnění a příčné betonové monoblokové pražce typu B 91S) je uložen ve šterkovém loži. Poloha měřicích stanovišť byla volena přibližně do poloviny kružnicové části směrových oblouků tak, aby byl minimalizován vliv příčného kmitání projíždějících vozidel způsobeného změnami vzájemného sklonu kolejnicových pásů, tj. vzestupnicemi, ve smyslu [3].

Charakteristiky vyhodnocovaných vlaků jsou přehledně shrnuty v tab. 1. Pro účely tohoto příspěvku byly porovná-

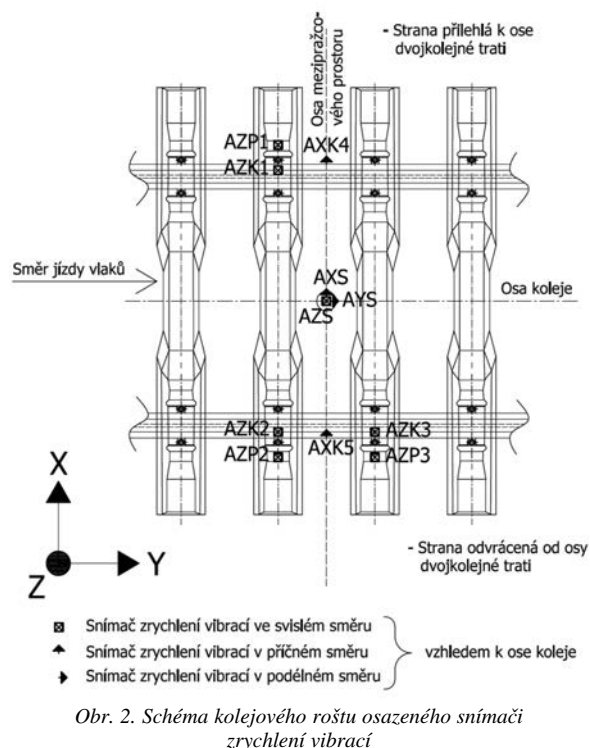
vány pouze referenční soupravy EC 104 Sobieski (totožná vozová skladba, srovnatelný nedostatek převýšení I), resp. výřezy vybraných hnacích vozidel osobních i nákladních vlaků různých kategorií.

Tab. 1. Charakteristika hodnocených vlaků

Vossloh W 14					
Čas	Hnací vozidlo	Kategorie vlaku	Délka [m]	Rychlost [km·h ⁻¹]	Nedostatek převýšení [mm]
9:50	363	R 733	16,80	110	90
12:40	163	Os 2909	16,80	110	90
11:38	362	EC 104	175,20	107	79
12:55	363	R 737	16,80	95	38
13:00	363	N	16,80	70	-31
Pandrol FC I					
Čas	Hnací vozidlo	Kategorie vlaku	Délka [m]	Rychlost [km·h ⁻¹]	Nedostatek převýšení [mm]
14:12	362	R 809	16,80	118	83
12:44	163	R 704	16,80	117	80
10:59	363	EC 104	175,20	117	80
12:10	362	R 807	16,80	109	51
12:02	363	Lv	16,80	78	-39

Měřicí řetězec

Dynamickou odezvu kolejového roštu na pohybující se zatížení, tzn. běžný železniční provoz, snímaly kalibrované piezoelektrické akcelerometry Brüel & Kjær vhodné citlivosti a pracovního rozsahu. Získaná data byla převedena



Obr. 3. Rozmístění snímačů na vnějším kolejnicovém pásu v oblouku – kampaň Napajedla; upevnění Pandrol FC I

v jedenácti kanálech do integrované počítačové sestavy DEWE 2502, kde byla uchována k pozdějšímu vyhodnocení.

V rámci měřicích kampaní byl kolejový rošt osazen osmi jednoosými a jedním tříosým snímačem zrychlení vibrací (obr. 2, resp. obr. 3). Umístění snímačů koresponduje s měřeními v přímém úseku trati [5]. Rychlost kolejových vozidel odečítal radarový rychloměr Buschnell 10-1900.

Vyhodnocení dat

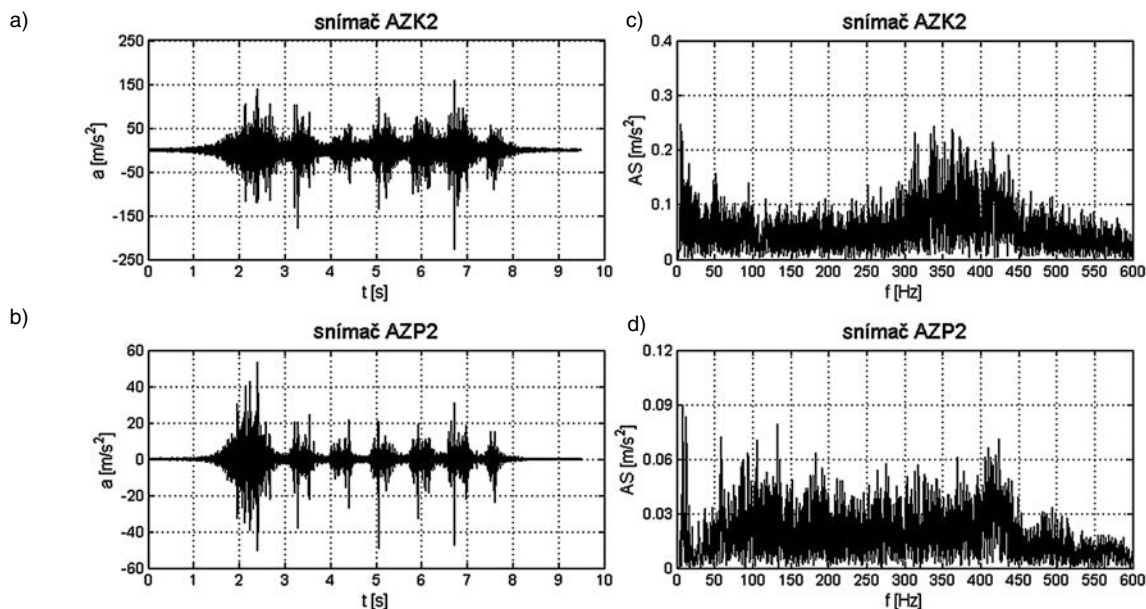
Po rozboru problematiky a ukončení měření v terénu byly k analýze získaných dat použity metody a parametry [5], [6]:

- časového zobrazení průběhu zrychlení kmitání, dále extrémů zrychlení kmitání a efektivní hodnoty zrychlení kmitání;
- frekvenční analýzy s využitím průběhu amplitudového spektra (pro přechod z časové do frekvenční oblasti byl použit jednak algoritmus rychlé Fourierovy transformace, jednak algoritmus Welchovy metody, tj. v podstatě průměrovací metody založené na aplikaci rychlé Fourierovy transformace);
- časově frekvenční spektrální analýzy (pro přechod z časové do časově frekvenční oblasti je použit algoritmus Bornovy–Jordanovy transformace).

K práci s naměřenými signály včetně jejich vyhodnocení byl použit software měřicí ústředny DeweSoft a také pro tyto účely speciálně sestavený program VibroDiagRail. Pro omezený rozsah příspěvku byly k dalšímu sledování vybrány pouze ty signály, které jsou z pohledu porovnání jízdy vozidla obloukem nejzajímavější, jmenovitě AZK2, AXK5, AZP2 a AXS. První tři jednoosé akcelerometry (signál AZK2, AXK5, AZP2) byly umístěny na vnější straně oblouku koleje. Sledované vlaky totiž vybranými úseky tratě projížděly většinou s nedostatkem převýšení, což by mělo mít za následek nárůst zatížení vnějšího kolejnicového pásu.

Analýza dynamických parametrů upevnění kolejnic

Jak již bylo řečeno, analýza vibrací byla provedena na výřezech signálů z paty kolejnice (AZK2, AXK5), z hlavy pražce (AZP2) a ze šterkového lože (AXS). Výřezy byly získány dvěma způsoby. Signál EC 104 Sobieski byl upraven tak, aby v časové oblasti odpovídal průjezdu soupravy EC 104 v řazení: elektrická dvousystémová lokomotiva řady 362 (Hranice na Moravě), resp. 363 (Napajedla) + čtyři čtyřnápravové osobní vozy druhé třídy Bdmnu61 + čtyřnápravový restaurační vůz WRdmnu + čtyřnápravový osobní vůz první třídy Admnu61. Z ostatních vybraných signálů byly

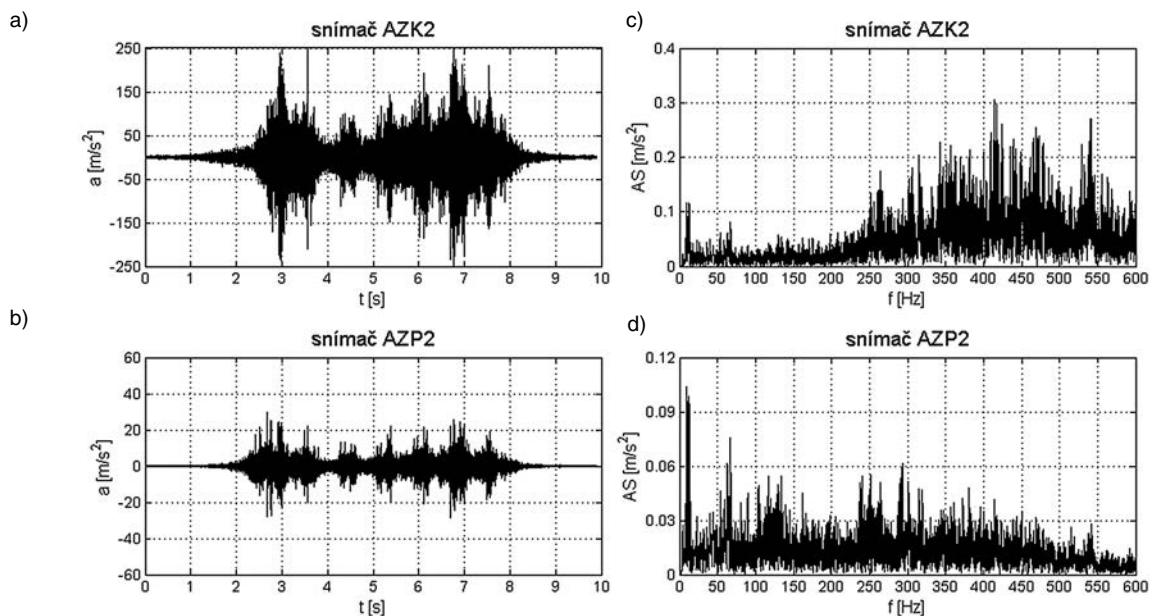


Obr. 4. Časový průběh zrychlení vibrací a frekvenční závislost amplitudového spektra – Hranice na Moravě; souprava EC 104; upevnění Vossloh W 14

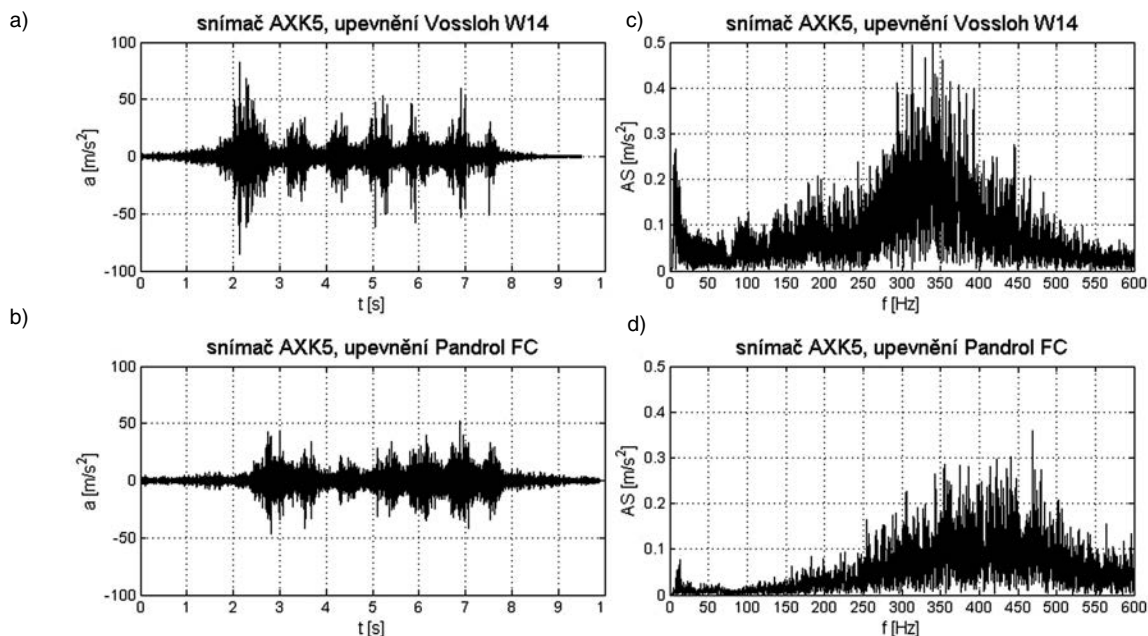
v časové oblasti vyřezány pouze polohy hnacích vozidel řady 163, 362 a 363, neboť odlišný technický stav a druhovost vozů zařazených do těchto vlaků neumožňovaly další porovnání v rámci analýzy. Časová poloha výřezů byla kromě vlastního průběhu zrychlení v čase překontrolována také na základě známé rychlosti a délky sledovaného železničního vozidla. Vibrodiagnostika upevnění byla rozdělena na nízkofrekvenční v pásmu frekvencí $1 \div 80$ Hz a středně-frekvenční v pásmu $80 \div 600$ Hz.

Časový průběh signálů EC 104 ukazuje výraznější svislé dynamické zatížení AZK2 kolejnicového pásu upevněného k podpěrám pomocí konstrukce Pandrol. Zrychlení vibrací dosahuje v lokálních extrémech u upevnění Pandrol nezdědka hodnot blízkých se hranici $150 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. U upevnění W 14 je tato hranice snížena na $80 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. V ojedinělých případech došlo k výkyvům zrychlení vibrací na hodnoty až $140 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ u upevnění Vossloh, resp. $240 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ u upevnění Pandrol

(obr. 4a, obr. 5a). Více než dvojnásobně vycházejí pro soupravu EC 104 a upevnění FC I také efektivní hodnoty zrychlení vibrací RMS (angl. Root Mean Square) uvedené v tab. 2. V případě ostatních porovnávaných vozidel však tento poznatek zobecnit nelze. Efektivní hodnoty RMS zrychlení vibrací vycházejí v porovnání konstrukčních typů upevnění střídavě velké, v případě R 737 a R 807 pak srovnatelné. Připomeňme však, že ve všech těchto případech byla analýza signálu prováděna na výřezech lokomotiv. Tato skutečnost může přeci jen hovořit více ve prospěch upevnění Vossloh. Podíváme-li se totiž na obr. 5, zjistíme, že v závěrečné fázi průjezdu soupravy dochází k výraznému nárůstu zrychlení vibrací na kolejnici upevněné k pražcům systémem FC I. Popisovaný jev lze pozorovat prakticky na všech měřených vzorcích, kdy nejvýraznější je právě v případě vertikálních zrychlení vibrací na patě kolejnice. Tato zrychlení často velikostí přerostou dokonce i odezvu na dynamické účinky



Obr. 5. Časový průběh zrychlení vibrací a frekvenční závislost amplitudového spektra – Napajedla; souprava EC 104; upevnění Pandrol FC I



Obr. 6. Časový průběh zrychlení vibrací a frekvenční závislost amplitudového spektra; souprava EC104; porovnání příčných vibrací na patě kolejnice AXK5

hnacího vozidla [7], [8]. Tím, že z dané soupravy ořízneme vozy, zároveň redukuje výslednou hodnotu RMS.

Časový průběh zrychlení vibrací od průjezdu soupravy EC 104 je na patě kolejnice ve směru kolmém na osu koleje AXK5 u obou typů upevnění podobný (obr. 6a). Lokální extrém nepřesahuje až na výjimky hodnoty $45 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Naprosto srovnatelně vycházejí vlaky EC 104 také z hlediska efektivních hodnot RMS zrychlení vibrací (tab. 2). To již neplatí pro výjezy ostatních lokomotiv, kde hodnoty RMS jsou v případě upevnění Pandrol vždy menší, v mnoha případech i více než o řád.

Tab. 2. Efektivní hodnoty RMS zrychlení vibrací pro různé typy vlaků

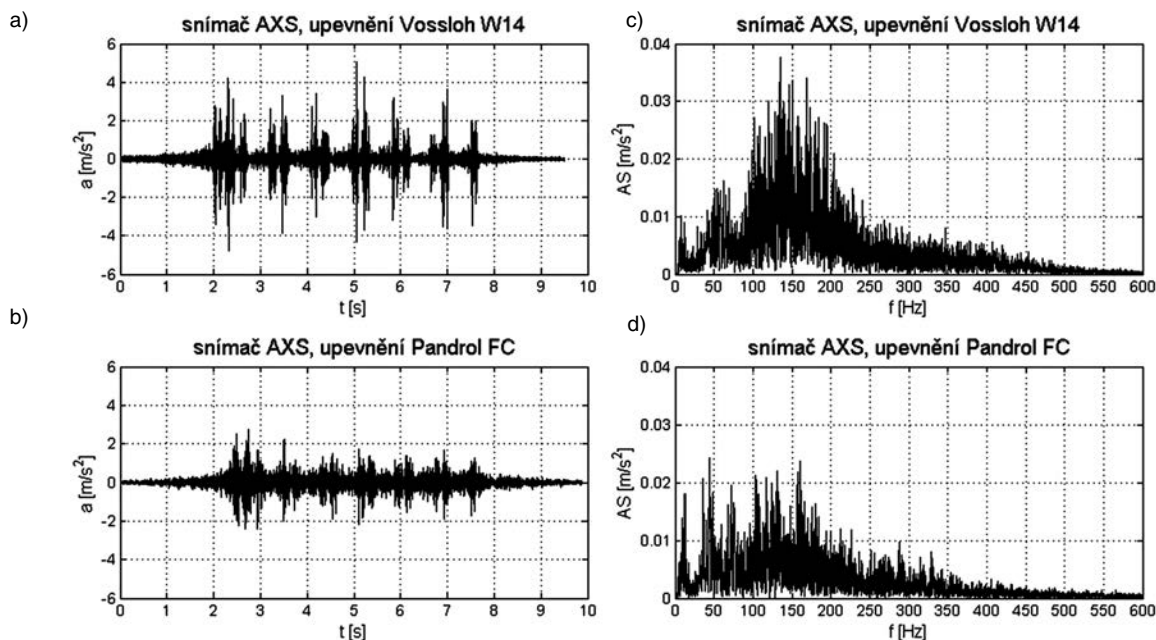
Vossloh W 14				
Hnací vozidlo	AZK2	AXK5	AZP2	AXS
	a_RMS [$\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$]			
363; R 733	33,6	54,2	9,3	0,75
163; Os 2909	76,9	93,7	10,0	0,71
362; EC 104	16,5	18,1	4,3	0,63
363; R 737	57,5	80,9	8,1	0,82
363; N	45,1	66,2	5,5	1,03
Pandrol FC I				
Hnací vozidlo	AZK2	AXK5	AZP2	AXS
	a_RMS [$\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$]			
362; R 809	70,1	5,3	10,9	0,94
163; R 704	52,9	4,4	6,6	0,82
363; EC104	41,1	18,3	4,2	0,47
362; R 807	59,6	51,9	7,7	0,67
363; Lv	29,4	3,5	4,5	0,68

Časový průběh vertikálních zrychlení vibrací na pražci AZP2 (obr. 4b, obr. 5b) je výraznější u konstrukce Vossloh

W 14, kde zrychlení dosahuje v extrémech až $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, zatímco u FC I pouze $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Větší než tyto uvedené amplitudy svým působením korespondují s maximálními zrychleními vibrací na patě kolejnice AZK2. To může poukazovat na poruchu křivosti oběžné plochy železničního kola. Je vhodné podotknout, že upevnění Pandrol FC I dokáže tyto extrémní utlmit lépe než konkurenční upevnění Vossloh W 14. Podíl útlumu v uzlu upevnění je v případě Pandrolu přibližně konstantní, cca 85 %. U Vosslohu se vzrůstající rychlostí útlum klesá z cca 85 % při rychlosti $70 \text{ km}\cdot\text{h}^{-1}$ až na 70 % při rychlosti $110 \text{ km}\cdot\text{h}^{-1}$ [8]. Efektivní hodnoty RMS vycházejí u upevnění Vossloh až na výjimky větší (tab. 2).

Z hlediska šíření příčných vibrací v horních vrstvách kolejového lože AXS se dle časové analýzy dat jeví obě upevnění porovnatelná. Toto tvrzení lze podložit zejména efektivními hodnotami RMS. Z časového průběhu zrychlení příčných vibrací ve šterku (obr. 7ab) lze pro vlaky EC 104 vyzpozorovat pro uzel upevnění W 14 lokální maxima kolem $3,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, v extrémních hodnotách dosahujících až $4,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ (tyto jsou opět ovlivněny chováním kolejnicového pásu jako v případě extrémů na pražci). V případě upevnění FC I dosahují maximální hodnoty zrychlení vibrací $2,0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ a extrémní z kolejnicového pásu nejsou ve šterku patrné.

Uvedená fakta vypovídají o lepších tlumících schopnostech systému upevnění Pandrol FC I ve svislém a pravděpodobně i příčném směru. Pouze na základě časové analýzy však nelze stanovit, zda utlumené složky jsou z hlediska frekvenčního působení pro stabilitu koleje významné. Nedílnou součástí analýzy signálu je tudíž kmitočtová analýza, díky které lze daný signál frekvenčně vyhodnotit. Zároveň tak lze do jisté míry minimalizovat nežádoucí vnější vlivy přispívající k nárůstu dynamických účinků od kolejové dopravy. Do této kategorie spadají zejména různé vady vyskytující se na pojížděných hranách kolejnicových pásů. Jmenovitě jde o vlnovitost koleje a skluzové, resp. dlouhé vlny. Charakteristikou uvedených závad je to, že se projevují periodicky, v jednotlivých případech tedy mají konstantní vlnovou délku. Při známé jízdní rychlosti vlaku lze proto vypočítat jejich nosnou frekvenci a z naměřeného signálu ji využitím vhodného matematického aparátu následně odfil-



Obr. 7. Časový průběh zrychlení vibrací a frekvenční závislost amplitudového spektra; souprava EC 104; porovnání příčných vibrací v kolejovém loži AXS

trovat. Podotkneme, že přes tyto možnosti frekvenční analýzy je jednoznačně nejlepší zaměřit se při výběru měřicího stanoviště na takové úseky trati, kde se podobné jevy v koleji nevyskytují. Obdobně přistupovali autoři článku k výběru lokalit. Amplitudová spektra zrychlení vibrací byla vypočtena z časových průběhů dynamických účinků souprav EC 104 pomocí Fourierovy transformace.

Z amplitudového spektra signálu z paty kolejnice AZK2 (obr. 4c, obr. 5c) lze v pásmu nízkých frekvencí hodnotit pro upevnění Vossloh, resp. Pandrol, jako výraznější frekvenci 8 Hz, resp. 10 Hz. Vznik této frekvence lze nejpravděpodobněji přisuzovat dynamickým účinkům podvozkové soustavy vlaku EC 104. Velikostí dosahují zrychlení vibrací při těchto frekvencích $0,24 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ u konstrukce W 14, resp. $0,12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ u FC I. Jako odezvu na dynamické působení soustavy železničních dvojkolí lze označit další důležitou složku 50 Hz u Vosslohu, resp. pak frekvenci 65 Hz u Pandrolu. Ani v jednom případě však nedosahují amplitudy v těchto pásmech hodnot ze složky 8 Hz a 10 Hz. Frekvenční posuny jsou u jednotlivých typů upevnění způsobeny odlišnou jízdní rychlostí celého pásma nízkých kmitočtů $0 \div 80 \text{ Hz}$ vychází z pohledu vibrodiagnostiky kolejnicového pásu ve svislém směru příznivěji upevnění Pandrol. Ve středněfrekvenční oblasti lze pro upevnění Vossloh vyzdvihnout zejména pásmo frekvencí $310 \div 440 \text{ Hz}$, které je z hlediska velikosti amplitudového spektra srovnatelné s frekvencí 8 Hz. Upevnění Pandrol vykazuje v tomto případě horší vlastnosti. Výrazné amplitudy zrychlení vibrací až $0,30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ lze nalézt v širokém pásmu frekvencí $340 \div 540 \text{ Hz}$. Podotkneme, že velikost amplitud ve středněfrekvenčních pásmech je ovlivněna zejména rychlostí jedoucího vozidla a mírou imperfekcí na pojižděných plochách železničních kol a kolejnicových pásů.

Příčné vibrace na patě kolejnice AXK5 (obr. 6cd) se u upevnění W 14 v pásmu nízkých kmitočtů nejvíce projevují blízko frekvence 8 Hz. Frekvenční složky zrychlení zde dosahují až $0,26 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Chování je tedy téměř shodné se svislým směrem, nosná frekvence je však projevem příčného působení vodícího dvojkolí každého podvozku soupravy.

U upevnění FC I lze i proto hovořit o zajímavém frekvenčním pásmu kolem 10 Hz. Amplitudy na těchto frekvencích dosahují hodnot do $0,07 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, tedy méně než při vertikální odezvě na působení podvozků. Ve středněfrekvenční oblasti můžeme pro konstrukci Vossloh zmínit nejdůležitější pásmo frekvencí $290 \div 390 \text{ Hz}$ (amplituda více než $0,40 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$), resp. pásmo kolem kmitočtu 445 Hz (maximální zrychlení $0,27 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$). U Pandrolu se stěžejní frekvence pohybují v pásmu $350 \div 480 \text{ Hz}$ s amplitudou $0,30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Z celkového pohledu lze, i přes výrazně odlišné chování porovnávaných typů upevnění, konstatovat co do velikosti přibližně stejnou dynamickou odezvu kolejnice na pohybující se zatížení v pásmu středních frekvencí. Upevnění FC I má pouze důležitější amplitudy posunuty na vyšších kmitočtech. Důležité složky zrychlení jsou zároveň rovnoměrně rozloženy do širšího frekvenčního pásma než u konstrukce W 14. V nízkofrekvenční oblasti však upevnění Pandrol vychází mnohem příznivěji. Amplitudy zrychlení vibrací jsou na všech porovnatelných frekvencích $0 \div 80 \text{ Hz}$ u konkurenčního systému upevnění více než trojnásobné.

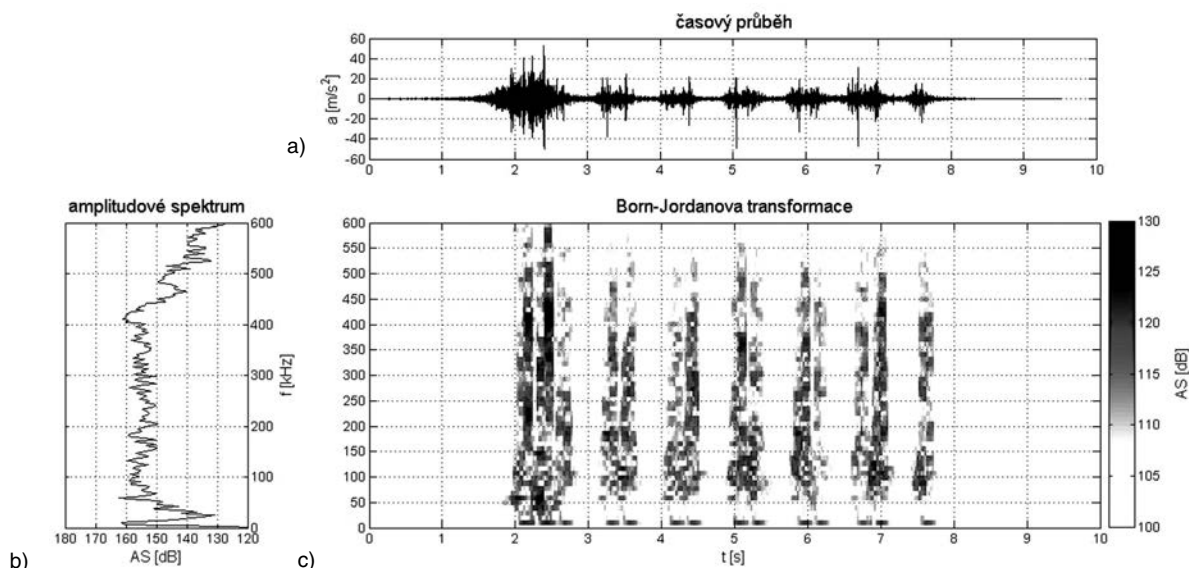
Z pásma nízkých kmitočtů lze z hlediska svislých zrychlení vibrací na pražci AZP2 (obr. 4d, obr. 5d) určit jako stěžejní obdobné frekvence, resp. pásma frekvencí, jako na patě kolejnice. U Vosslohu W 14 lze při frekvenci 8 Hz na kolejnici vyzdvihnout svislá zrychlení $0,24 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, na pražci pak cca $0,08 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Pro Pandrol můžeme z 10 Hz odečíst hodnoty $0,12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ na kolejnici, resp. $0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ na pražci. Na frekvenci 50 Hz u W 14 byla na kolejnicovém pásmu zjištěna amplituda zrychlení vibrací $0,15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, zatímco na pražci pouze $0,07 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Na frekvenci 65 Hz u FC I byla na kolejnici odečtena amplituda $0,08 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Tatáž frekvence na pražci vykazuje cca $0,06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$. Z pohledu nízkofrekvenčního a pro stabilitu geometrických parametrů koleje zřejmě nejdůležitějšího chování kolejnicového upevnění jsou sledované konstrukce porovnatelné. V pásmu středních frekvencí se překvapivě vysoké amplitudy zrychlení vibrací u Vosslohu nacházejí v kmitočtovém pásmu $80 \div 130 \text{ Hz}$ (lokální extrémy až $0,07 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, stejně jako na frekvenci 50 Hz), $130 \div 400 \text{ Hz}$ (maxima do $0,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$), resp. $400 \div 425 \text{ Hz}$ (lokální extrémy opět $0,07 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$). Teprve na frekvencích vyšších než 445 Hz

dochází k trvalému poklesu amplitud zrychlení vibrací. U Pandrolu není frekvenční pásmo vysokých amplitud tak široké, přesto i zde lze nalézt zajímavé frekvence. Jmenovitě jde o pásma 100 ÷ 130 Hz, 235 ÷ 265 Hz a 290 ÷ 320 Hz (maximální amplitudy 0,05 m·s⁻²). Zrychlení vibrací na kmitočtech vyšších než 320 Hz již nejsou natolik zajímavé a s rostoucími frekvencemi dochází k jejich dalšímu útlumu. Na základě středněfrekvenční analýzy lze hodnotit upevnění Pandrol z hlediska vertikálních vibrací na pražci o něco lépe, zejména pro jeho rychlejší útlum amplitud porovnatelných s amplitudami na nosných nízkých frekvencích.

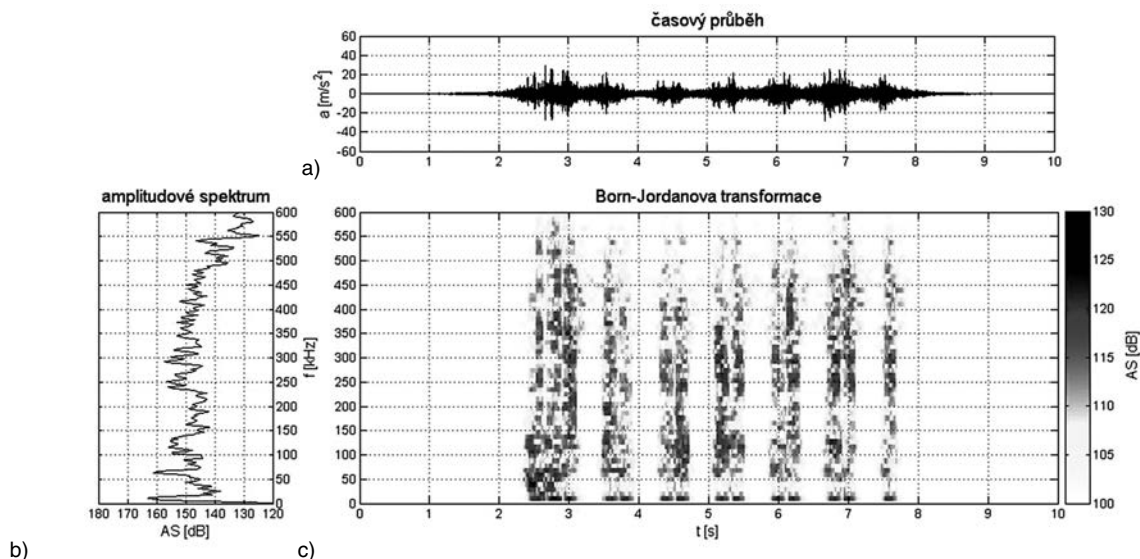
Pro příčné vibrace v kolejovém loži AXS (obr. 7cd) vychází u upevnění W 14 charakteristické zejména pásmo nízkých frekvencí 50 ÷ 75 Hz (0,015 m·s⁻²). Na kmitočtech kolem 8 Hz nedosahují amplitudy takových hodnot (nejvyšší pouze 0,006 m·s⁻²). Pro upevnění FC I je charakteristická frekvence 10 Hz, resp. kmitočtové pásmo 35 ÷ 50 Hz (maxima vycházejí shodně 0,018 m·s⁻²). V dalším důležitém kmitočtovém pásmu 70 ÷ 80 Hz již nejsou zrychlení tolik významná, v maximech dosahují 0,015 m·s⁻². Z pohledu příč-

ných vibrací o nízkých frekvencích ve šterku se tak jeví lépe kolejový rošt s upevněním Vossloh W 14, neboť na frekvenci spjaté s příčným působením vodícího dvojkolí podvozku vykazuje třikrát menší zrychlení vibrací než kolejový rošt s konkurenčním upevněním Pandrol FC I. V pásmu středních frekvencí je tomu přesně naopak. Zatímco výrazné amplitudy do 0,02 m·s⁻² lze v případě upevnění FC I hledat na frekvencích 100 ÷ 160 Hz, u upevnění W 14 lze odečíst amplitudy vyšší (až 0,03 m·s⁻²), které navíc působí v širším kmitočtovém pásmu 100 ÷ 200 Hz. S rostoucími frekvencemi vyššími, než jsou tato dvě pásma, pak amplitudy zrychlení vibrací prudce klesají až k zanedbatelným hodnotám.

Pro získání komplexních informací o vlastnostech obou typů upevnění bylo vyhodnocení naměřených dat doplněno o časově frekvenční analýzu. Tato prostorová problematika umožní získat představu o velikosti amplitudového spektra v průřezu jednotlivých frekvencí, a zároveň časovou lokalizaci těchto frekvencí. Pro účely článku byla vybrána Borno-va-Jordanova časově frekvenční transformace aplikovaná na signálu z hlavy pražce AZP2, která je svými vlastnostmi



Obr. 8. Časově frekvenční transformace – Hranice na Moravě; souprava EC 104; snímač na hlavě pražce AZP2; upevnění Vossloh W 14



Obr. 9. Časově frekvenční transformace – Napajedla; souprava EC 104; snímač na hlavě pražce AZP2; upevnění Pandrol FC I

výhodná pro analýzu vibračních signálů tohoto typu. Trojice navzájem svázaných grafů na obr. 8 a obr. 9, tzv. trojčata, zobrazují časový průběh odezvy na dynamické zatížení (a), frekvenční rozložení amplitudového spektra v logaritmicke stupnici (b) a dvojrozměrný hustotní spektrogram čas/frekvence/amplituda (c). Podotkněme, že amplitudové spektrum (b) bylo transformováno z časového průběhu zrychlení vibrací Welchovou metodou.

Barevné rozložení dvojrozměrného hustotního spektrogramu názorně dokládá velmi podobné chování obou konstrukcí upevnění v pásmu nízkých frekvencí do 80 Hz. Dobře patrné je také působení excessu v čase 2,25 s na kolejovém roštu s upevněním Vossloh W 14. Vzhledem k tomu, že tento jev byl patrný již na patě kolejnicového pásu (obr. 4a), lze předpokládat, že jde o důsledek imperfekcí na pojízdných hranách železničního dvojkolí (o vadu jízdní dráhy zřejmě nejde, protože daný jev by musel být patrný také na ostatních nápravách vlaku). Uvedený exces je spjatý zejména s kmitočtovým pásmem 400 ÷ 450 Hz. Zde dosahuje takových zrychlení vibrací, že zásadně ovlivňuje rozložení amplitudového spektra a nárůst amplitud v oblasti předeměných frekvencí až o 5 dB. Teprve na základě časově frekvenční analýzy tedy mohlo dojít k uspokojivému vysvětlení nezvykle vysokých zrychlení vibrací na frekvencích 400 ÷ 425 Hz patrných z frekvenční analýzy. Tento poznatek je nutné zohlednit při vzájemném porovnávání obou konstrukcí upevnění.

Dalším neméně zajímavým poznatkem je skutečnost, že v případě upevnění Vossloh je na pražci dobře patrné dynamické působení jednotlivých podvozků vlakové soupravy. Proti upevnění Pandrol FC I je toto působení zachyceno v rámci širokého spektra frekvencí od těch nejnižších až do 500 Hz. To by mohlo podporovat hypotézu o větší dynamické tuhosti konstrukce upevnění Vossloh W 14.

Závěr

Provozní dynamická měření v úsecích s pružným bezpodkladnicovým upevněním Vossloh W 14, resp. Pandrol FC I, ukazují, jak zásadní vliv na dynamické chování koleje v oblouku má technický stav a konstrukční uspořádání kolejových vozidel. Například taková porucha křivosti oběžné plochy kola může výrazně ovlivnit sledované dynamické parametry upevnění. Velmi důležitou úlohu při odhalování takovýchto excesů mají časově frekvenční transformace. Pro zkoumání dynamických parametrů upevnění kolejnic se velice dobře osvědčila autory příspěvku aplikovaná Borno–Jordanova transformace.

Rychlost, kterou se kolejové dopravní prostředky pohybují, je další významnou příčinou dynamického namáhání komponentů železniční tratě. Nejlépe to dokazuje velikost efektivních hodnot RMS zrychlení vibrací získaných ze signálu měřeného na upevnění Pandrol.

Dále je možno konstatovat, že pro oblast provedených provozních měření vytvářejí oba porovnávané konstrukční systémy upevnění Vossloh W 14, resp. Pandrol FC I, ve spojení s použitými typy kolejnicových podpor a tvarem šterkového lože stabilní konstrukci kolejové jízdní dráhy. Dosavadní měření prokázala, že obě konstrukce upevnění zajišťují přirozený posun nejdůležitějších amplitud zrychlení vibrací ze středněfrekvenční oblasti na patě kolejnice k nízkým frekvencím na hlavě pražce, resp. v kolejovém loži. Uvedený jev je výraznější u upevnění FC I, u něhož jsou také pásma nejdůležitějších amplitud širší. Tyto amplitudy však nedosahují zpravidla takových hodnot jako u konkurenčního upevnění W 14. Popsanou vlastnost autoři připisují na vrub

vyšší dynamické tuhosti upevnění Vossloh W 14. Z hlediska vibrací na pražci a v kolejovém loži se obě upevnění jeví porovnatelně. Použití upevnění Pandrol v kolejích v oblouku by přesto mohlo být výhodnější, zejména z pohledu chování kolejnicového pásu v oblasti kmitočtů do 200 Hz. Je důvodné se domnívat, že pro konstrukci FC I charakteristický roznos dynamického zatížení v rámci širšího frekvenčního pásma, a zároveň nižších amplitud zrychlení vibrací, by mohl přispět k lepší odezvě kolejového svršku vůči jevům spjatým s poruchami křivosti oběžné plochy kol vlakových souprav udržovaných v horším technickém stavu.

Kolektiv autorů doporučuje v uvedených měřeních a analýzách nadále pokračovat a zaměřit se na úseky se zcela shodnými geometrickými parametry koleje a s referenční kolejovou dopravou. Jelikož jsou stanovené podmínky v hlavních železničních trasách České republiky jen těžko splnitelné, autoři doporučují zvážit možnosti využití zkušebního centra Výzkumného ústavu železničního v Cerhenicích. Podobná měření by mohla přispět ke statistickému zpřesňování charakteru chování zkoumaných typů upevnění.

Některé vlastnosti upevnění bude nezbytné ověřit v laboratorních podmínkách. Do této skupiny parametrů lze bezesporu zařadit stanovení závislosti změny frekvenčního spektra zrychlení vibrací ve vztahu k měnící se tuhosti uzlu upevnění.

Závěrem je možné konstatovat, že prezentovanou metodu lze úspěšně aplikovat na různé typy konstrukcí železničního i tramvajového svršku. Může se stát podkladem pro výběr a porovnání zejména nových součástí kolejového svršku. Poskytuje nový, detailnější pohled na přechodové a nestacionární charakteristiky, a tím cenné poznatky pro důkladnou analýzu těchto konstrukcí, která může být důležitá pro následnou optimalizaci stavebních a provozních podmínek. Nezanedbatelná je i skutečnost, že moderním matematickým aparátem analyzované dynamické zatížení železničních konstrukcí poskytuje reálné vstupy pro následné sestavení matematických modelů, a tedy také lepší pochopení probíhajících dějů v kolejovém svršku.

Článek vznikl za podpory projektů 891 FAST-J-11-21 „Komplexní monitoring a analýza dynamicko-akustických jevů v koleji“ a MŠMT 1M0579 v rámci činnosti Výzkumného centra CIDEAS.

Literatura

- [1] Vyhláška Ministerstva dopravy České republiky č. 352/2004 Sb., o provozní a technické propojenosti evropského železničního systému. Ve znění pozdějších předpisů.
- [2] Škach, A. a kol.: Technická příručka traťového hospodářství ČSD. Praha, NADAS 1971, 416 s.
- [3] ČSN 73 6360-1 Konstrukční a geometrické uspořádání koleje železničních drah a její prostorová poloha – Část 1: Projektování. ČNI, 2008.
- [4] Směrnice GR SŽDC č. 28/2005. Koncepce používání jednotlivých tvarů kolejnic a typů upevnění v kolejích železničních drah ve vlastnictví České republiky.
- [5] Smutný, J. – Tomandl, V. – Pazdera, L.: Dynamická a akustická analýza pružného upevnění kolejnic bez podkladnic. Stavební obzor, 18, 2009, č. 8, s. 231–239. /ISSN 1210-4027/
- [6] Smutný, J. – Pazdera, L.: Modern Methods of Noise and Vibration Analysis Applied to Rail Transport. In: 60. výročí Stavební fakulty STU v Bratislavě. STU v Bratislavě, 1998. /ISBN 80-227-112/
- [7] Tomandl, V.: Analýza dynamických parametrů kolejnicových upevnění. [Diplomová práce]. VUT Brno, 2007, 145 s., 204 s. příl.
- [8] Přerovský, O.: Analýza dynamických parametrů kolejnicových upevnění. [Bakalářská práce]. VUT Brno, 2010, 47 s., 70 s. příl.

Smutný, J. et al.: Behaviour of Rack Railway during Vehicle Transit through the Curve

This article describes measurement, analysis and comparison of dynamic parameters of elastic plate-free fastening of rails Vossloh W 14 and Pandrol FC I placed in the rail in a horizontal curve. Measurements were completed in situ based on special methodology using appropriate mathematical apparatus for evaluation of the parameters measured.

Smutný, J. u. a.: Verhalten des Gleisrostes bei der Durchfahrt des Fahrzeugs durch eine Kurve

Der Artikel behandelt die Messung, Analyse und den Vergleich der dynamischen Parameter elastischer Schienenbefestigungen ohne Unterlagsplatten Vossloh W 14 und Pandrol FC I, die im Gleis in einer Horizontalkurve bestehen. Die Messung wurde vor Ort nach einer speziellen Methodik unter Anwendung eines geeigneten mathematischen Apparats zur Bewertung der gemessenen Parameter durchgeführt.

● veletrhy

Stavební veletrhy Brno

12. – 16. dubna 2011

Tradičně v jarním termínu představí komplex veletrhů ucelenou přehlídku stavebnictví a interiéru, nově rozšířenou o nabídku investičních příležitostí, inovační potenciál a komunální technologie. Souběžně se uskuteční mezinárodní veletrh investičních příležitostí, podnikání a rozvoje v regionech URBIS INVEST a mezinárodní veletrh komunálních technologií a služeb URBIS TECHNOLOGIE. Nabídka doplňuje veletrh interiéru a bydlení MOBITEX.



Šestnáctý ročník těchto oborových veletrhů se bude věnovat celosvětově atraktivním tématům, zejména pak energeticky úspornému stavění, úsporám energií, alternativním zdrojům energií a vytápěcí technice. Všechna témata budou rozvíjena pod společným souhrnným názvem Green Building. Energeticky úsporná řešení budou prezentována na stáncích vystavovatelů a v rámci odborného doprovodného programu.

Tisková informace

● dizertace



Fyzikálně mechanické vlastnosti materiálu na bázi alkalicky aktivovaného popílku

Ing. Tomáš Strnad

Dizertace je zaměřena na použití průmyslových odpadních elektrárenských popílků do bezcementových betonů. Experimentálně se zkoumá vliv českého hnědouhelného popílku na vybrané vlastnosti betonu. Zásadní je zjištění průběhu objemových změn betonu v čase a stanovení modulů pružnosti.

Ekonomika trvale udržitelného stavění

Ing. Kamil Trgala

Práce aplikuje teorii udržitelného rozvoje do oblasti stavebnictví zejména z pohledu energetické náročnosti staveb. Nastíňuje se řešení po vyčerpání fosilních paliv využitím alternativních materiálů, zejména dřevní hmoty.

Neregulární metoda kombinací výsledků kosmických geodetických technik

Ing. Vojtěch Štefka

Práce se zabývá zpracováním heterogenních výsledků kosmické geodézie, tzn. určování parametrů orientace Země v prostoru a zjišťování souřadnic stanic v terestrickém referenčním rámci. Rozpracovává se metoda neregulární kombinace dat, jejíž řešení vykazuje vyšší numerickou stabilitu než řešení regulární.

Statická a dynamická analýza stožárů při zatížení větrem

Ing. Jiří Lahodný

Autor řeší odezvu ocelových stožárů na dynamické účinky větru. Dizertace porovnává několik metod řešení odezvy s výsledky vlastních autorových experimentů na postavených stožárech. Práce obsahuje cenná doporučení pro praktické navrhování stožárů.

Shock Waves as a Main Destruction Factor of Dynamical Loading of Structures

Ing. Alexander Kravtsov

Práce se věnuje výzkumu interakce rázové vlny a pružného podloží. Přínosem je zpracování nelineárních rovnic dynamiky plynů při působení na obloukové konstrukce a podzemní stavby.

Definování materiálových modelů a inženýrských problémů pomocí nástrojů fuzzy logiky

Ing. Natalie Pokorná

Dizertace je zaměřena na využití fuzzy množin při materiálovém modelování a řešení inženýrských problémů. Použití metody se ukazuje na chování betonu raného stáří, vláknobetonu a hydratační reakci. Práce obsahuje původní myšlenky a její přínos je podle oponentů významný.

Systém kotvení předpjaté FRP výztuže

prof. RNDr. Ing. Petr ŠTĚPÁNEK, CSc.
Ing. František GIRGLE
Ing. David HORÁK
Ing. David ĎURECH
Ing. Ivana LANÍKOVÁ, Ph.D.
VUT – Fakulta stavební, Brno

Článek se zabývá návrhem kotevní oblasti předem předpjatých prvků s FRP výztuží. Popisuje chování nově vyvinutého kotevního prvku a algoritmy návrhu kotevní oblasti zjednodušenou metodou a porovnává získané výsledky s řešením numerických modelů a provedenými experimenty.

1. Úvod

V posledních desetiletích roste využití FRP (fibre-reinforced polymer) kompozitních materiálů v betonových konstrukcích. Vnitřní nekovové výztuže mají mnoho výhod, ovšem stále je zde několik problematických oblastí, které je potřeba vyřešit, a tím zlepšit použitelnost tohoto typu výztuže. Výraznou nevýhodou je nižší modul pružnosti v porovnání s klasickou ocelovou výztuží. Tato vlastnost negativně ovlivňuje průhyby konstrukcí a může způsobit vznik trhlin již při relativně nízké hladině zatížení. I když samy o sobě tyto jevy únosnost konstrukce neovlivňují, mohou značně komplikovat její použití v praxi. Jedním ze způsobů, jak tyto problémy eliminovat, je tuto výztuž předepnout.

Při použití FRP kompozitů jako předpjaté výztuže mnohem lépe využijeme jejich tahové vlastnosti, které umožňují přenášet velké předpínací síly. Ovšem při návrhu kotevní oblasti se projevuje další negativní vlastnost kompozitních výztuží, a tou je anizotropní chování materiálu výztuže – vzhledem k nízké pevnosti v tlaku kolmo na vlákna je velice obtížné předepnutou výztuž konvenčními způsoby bezpečně zakotvit. Je proto nutné vyvinout spolehlivý způsob zakotvení FRP výztuží, který by umožnil jednoduché a rychlé provádění a přitom zachoval veškeré výhody použití nekovového systému vyztužení konstrukce.

2. Nový systém kotvení

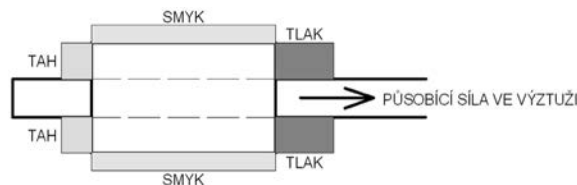
2.1 Princip působení

Při použití standardních kotevních kuželíků s vroubkovaným povrchem vzniká v kotvené předpínané výztuži současně výrazné příčné stlačení, podélný smyk a osový tah. Vznikající příčné tlakové síly však není možné bezpečně přenést do kompozitní výztuže, proto celá řada výrobců modifikovala, případně vyvinula, vlastní systém kotvení těchto výztuží. V současnosti se pro kotvení FRP výztuží používají v zásadě dva typy kotev [1], [2], [3], [4]. Prvním způsobem je kotvení podobné klasickému systému kotvení ocelových lan, kdy je předpínací síla mezi kotevním kuželíkem a lanem přenášena pomocí smykové síly. Druhý způsob pak využívá k přenesení potřebné předpínací síly mezi kotevní objímkou a lanem soudržnosti epoxidové či jiné injektážní směsi s kotvenou výztuží. Kotevní objímka bývá v těchto případech

buď z nekovového materiálu na bázi kompozitu, nebo jde o tenkostěnnou trubku z nerezavějící oceli.

U většiny variant používaných kotevních prvků jde ovšem o použití kovových částí v systému, který byl původně navržen bez ocelových částí. Z tohoto důvodu byl na Fakultě stavební VUT zahájen vývoj kotevního prvku [5], [10], [11], který by umožnil účinně vnést předpínací sílu do prvku, aniž by obsahoval kovové části.

Princip působení nového kotevního systému [10], [11] je založen na vytvoření dodatečné roznašecí plochy na konci výztuže, která umožní přenos předpínací síly z výztuže do okolního betonu. Tato plocha je vytvořena nalepením jednoho nebo více válečků (vyrobených z polymerů vyztužených FRP vlákny) většího průměru na výztuž. Průměr válečku i jeho délka jsou variabilní. Materiál kotvy má velkou soudržnost s výztuží, čímž je umožněn přenos tahové síly (resp. smykové síly mezi válečkem a výztuží) na kratším úseku. Díky většímu průměru válečku vzniká na výztuži tlačná ploška, která přenáší tlakovou sílu do okolního prostředí. Únosnost kotvení výztuže je pak dána kombinací smykové únosnosti povrchu kotevního prvku, otláčením jeho přední strany a tahového namáhání v zadní části kotvy (obr. 1).



Obr. 1. Kotvení předpínací výztuže

Variantně lze kotevní prvky sériově kombinovat – ať již pro zvýšení maximální kotevní síly, nebo bezpečnosti a spolehlivosti celého systému.

2.2 Experimenty

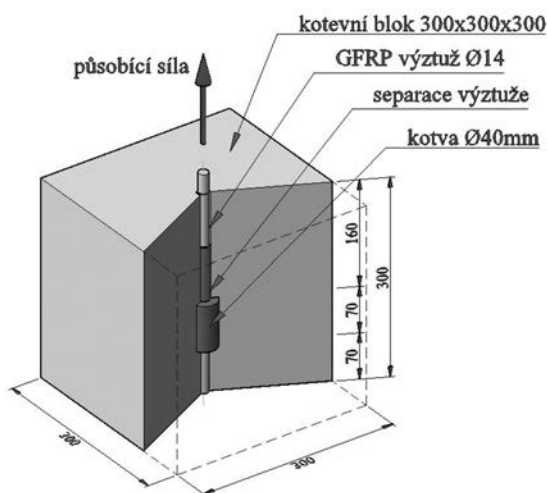
V experimentální fázi vývoje [5], [6] byly zkoušeny různé tvary kotevních válečků a různé typy zálivek. Snahou bylo vytvořit takový prvek, který by vyhovoval požadavkům na pevnost v tlaku (otlačení čelní plochy) a dosahoval výborné soudržnosti s nekovovou výztuží. Zároveň byl kladen důraz



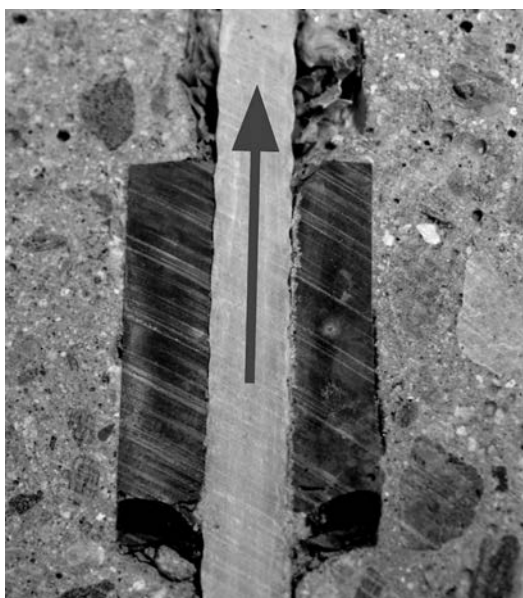
Obr. 2. Příčné roztržení kotevního válečku

na potřebu jednoduchého zhotovení kotvy. Po vyhodnocení řady variant byl zvolen válcový tvar kotvy. Jako zálivková směs byla použita pryskyřice s minerálními plnivými, doplněná v případě potřeby nekovovými vlákny, jež zvyšují tahovou pevnost výsledného kotevního prvku (obr. 2).

Jiná sada experimentů zkoumala chování kotevního systému u předem předpjatých konstrukcí, v nichž je kotevní prvek obalen vrstvou betonu, která brání jeho příčnému roztržení. Při tomto způsobu namáhání lze již s použitím jednoho kotevního válečku dosáhnout zakotvení výztuže, které se blíží pevnosti použité GFRP (glass fibre-reinforced polymer) výztuže (napětí od kotvené síly cca 630 MPa; pevnost výztuže 680 MPa). Schéma zkušební vzorku je patrné z obr. 3. Vzhledem k potřebě ověřit pouze únosnost kotevního prvku byla výztuž na kontaktu s betonem separována (viz horní část obr. 4). Provedení zkoušky se blíží způsobu ověřování soudržnosti výztuže s betonem (pull-out test). Kotevní prvek v tomto případě již není porušen vznikajícími příčnými silami, ale dochází k selhání kontaktu mezi výztuží a válečkem (obr. 4). Na obrázku je také dobře vidět podélné zkrácení kotevního prvku, které je způsobeno kotvenou silou (směr působení je vyznačen šipkou).



Obr. 3. Schéma prvku pro zkoušku kotvení v bloku



Obr. 4. Typické porušení kotvení trhlinou na rozhraní výztuže a kotvy

3. Řešení kotevní oblasti

Problematika návrhu a posouzení kotevní oblasti vnitřních předepjatých FRP výztuží je důležitá z hlediska popisu závislosti vnášené předpínací síly na posunu kotvené výztuže. To umožní vyčíslení ztrát ve výztuži při jejím kotvení. Hlavní přenos sil, který má dominantní vliv na únosnost i deformace kotevního systému, probíhá v oblasti hlav jednotlivých kotev, které tvoří „elastické záračky“ prutu v betonu a působí jako pružiny opřené v hlavě o okolní beton. Působení kotevní oblasti lze proto popsat pomocí tuhostních parametrů jednotlivých komponent. Výsledné rovnice popisují závislost přenášené síly na posunu (přetvoření) jednotlivých míst kotevní oblasti, z čehož lze odvodit velikost ztráty v předpínané výztuži. Také je možné přidávat další prvky do kotevního systému (či upravovat parametry stávajících), aniž by se výrazně měnil postup výpočtu.

3.1 Analytické řešení problému, princip výpočtu

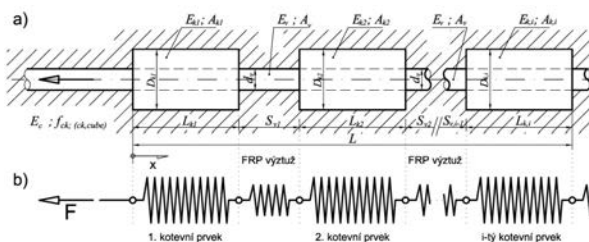
Při analýze kotevní oblasti je vycházeno z těchto předpokladů:

- při výpočtu mezního stavu únosnosti je dosaženo mezního přetvoření alespoň v jednom materiálu (beton, výztuž, kotevní prvek);
- lepená kotva i výztuž se chovají lineárně pružně až do porušení a pro celý průběh pracovního diagramu tedy platí Hookův zákon;
- chování betonu je plně definováno pomocí známého pracovního diagramu (viz odst. 3.2);
- kotvená síla je přenášena z výztuže do kotvy pomocí smykových sil působících na kontaktu výztuže a kotvy dle definovaného pracovního diagramu (viz odst. 3.2);
- spolupůsobení mezi kotvenou výztuží a kotevním prvkem je zajištěno po celé délce kontaktu;
- napětí po průřezu (kotva, výztuž) jsou rozložena rovnoměrně;
- pro výpočet přetvoření betonu pod hlavou kotvy se předpokládá chování kotvy jako tuhého razníku, tzn. rovnoměrné rozdělení přetvoření po celé ploše hlavy A_k .

Dále se používá značení:

- dolní index k značí veličinu (sílu, délku, plochu, modul pružnosti, tuhost, přetvoření) příslušející kotevnímu prvku;
- dolní index v značí veličinu (sílu, délku, plochu, modul pružnosti, tuhost, posunutí a přetvoření) příslušející kotvené výztuži;
- dolní index c značí veličinu (sílu, plochu, modul pružnosti, tuhost, přetvoření) příslušející betonu.

Kotevní systém lze idealizovat jako systém pružin řazených do série (obr. 5), které se společně podílejí na přenosu kotvené síly do okolního betonu. Při vnášení síly jsou postupně aktivovány jednotlivé pružiny a každá z nich odebírá sílu úměrnou její aktuální tuhosti. Celková únosnost je dána součtem sil, které přenesou čelní plochy (hlavy) lepe-



Obr. 5. Kotevní oblast

a – skutečný tvar; b – idealizace chování

ných kotev v tlaku, a sil, které přenesou tření mezi pláštěm kotvy a okolním betonem a tření mezi výztuží a okolním betonem. Tah vznikající na konci (patě) kotvy (obr. 1) mezi betonem a kotvou lze zanedbat.

Označme:

- L – délku celého kotevního systému;
- $L_{k,i}$ – délku i -tého kotevního prvku;
- $D_{k,i}$ – průměr i -tého kotevního prvku;
- $S_{v,i}$ – vzdálenost mezi kotevními prvky i a $i + 1$ (resp. hloubku roznášecí oblasti determinovanou blízkostí povrchu betonu a vzdáleností předchozí kotvy);
- d_v – průměr kotvené FRP výztuže (d_v konstantní po celé délce kotevní oblasti; $d_v < D_{k,i}$);
- $E_{k,i}$ – modul pružnosti i -tého kotevního prvku;
- E_v – modul pružnosti kotvené FRP výztuže (E_v konstantní po celé délce prutu);
- $A_{k,i}$ – průřezovou plochu i -tého kotevního prvku;
- A_v – průřezovou plochu kotvené FRP výztuže průměru d_v (A_v konstantní po celé délce kotevní oblasti; $A_v < A_{k,i}$);
- F – kotvenou (předpínací) sílu.

Složení celého kotevního systému:

- výztuž před hlavou první kotvy (dáno: plocha A_v a modul pružnosti E_v);
- N_k kotevních prvků (dáno: plocha A_k , modul pružnosti E_k a délka kotvy $L_{k,i}$);
- $N_k - 1$ výztuží mezi kotevními prvky (dáno: plocha A_v , modul pružnosti E_v , vzdálenost mezi kotevními prvky $S_{v,i}$).

Každý i -tý kotevní prvek rozdělíme na $n_{k,i}$ částí o délce elementu $l_{k,i}$, každou j -tou výztuž rozdělíme na $n_{v,j}$ částí (elementů) o délce $s_{v,j}$ (obr. 6) tak, aby platilo

$$\sum_{i=1}^k L_{k,i} + \sum_{i=1}^{k-1} S_{v,i} = L, \quad (1)$$

$$\sum_{i=1}^n l_{k,i} = L_k; \quad (2)$$

$$\sum_{i=1}^n s_{v,i} = S_v, \quad (3)$$

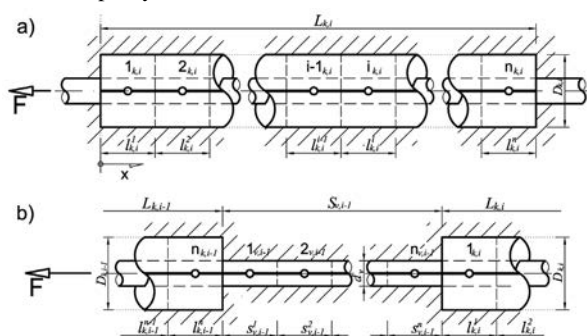
kde $L_{k,i}$ je celková délka i -tého kotevního prvku;

$S_{v,i}$ – celková délka i -tého prvku výztuže mezi kotevními prvky;

L – celková délka kotevní oblasti;

$l_{k,i}$ – délka jednoho elementu kotevního prvku;

$s_{v,i}$ – délka jednoho elementu výztuže mezi kotevními prvky.



Obr. 6. Princip rozdělení kotevního prvku (a) a výztuže mezi prvky (b) na konečný počet elementů

Při rozdělení kotevní oblasti dle vztahů (1)-(3) je každý z dílčích elementů kotevního systému (obr. 6) reprezentován jedním referenčním bodem umístěným v těžišti (tj. pro prvotný prvek konstantního průřezu v polovině) elementu a jemu příslušející neznámou deformací (posunem). Na základě známých tuhostních parametrů jednotlivých komponent kotevního systému, tj. při znalosti E_v , E_k , A_v a A_k , lze určit deformační stav v každém referenčním bodu kotvy.

Pro každý referenční bod lze dle pracovního diagramu kontaktu, výztuž \times kotevní prvek (obr. 10) a výztuž \times beton, tj. určit závislost posunu na napětí v soudržnosti (stanovit sílu F_i) dle vztahu (4), a je tedy možno dopočítat i přetvoření jednotlivých komponent (kotva, výztuž, beton),

$$F_i = \tau(u_i) \cdot l_i \cdot \pi \cdot d_{v,i}. \quad (4)$$

Výslednou únosností kotevního systému je pak součet únosností všech jeho dílčích částí, tj. součet příspěvků kotev a výztuží mezi kotevními prvky

$$N \cdot \sum_{i=1}^n F_{k,i} + (N-1) \cdot \sum_{i=1}^n F_{v,i} = F, \quad (5)$$

kde $F_{k,i}$ je únosnost i -tého elementu kotevního prvku;

$F_{v,i}$ – únosnost i -tého elementu výztuže mezi kotevními prvky;

N – počet kotevních prvků v kotevním systému.

Základní deformační podmínku pro obecný i -tý referenční bod kotevního systému lze vyjádřit dle obr. 7 vztahem

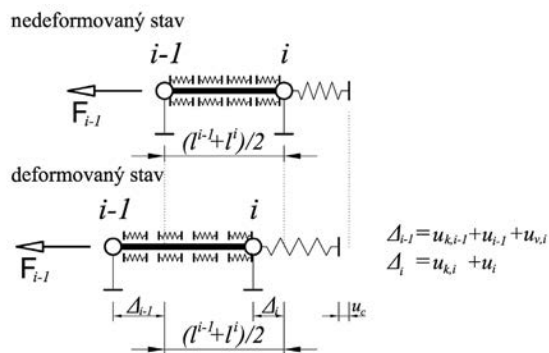
$$u_{i-1} + u_{k,i-1} + u_{c,i-1} = u_i + u_{k,i} + u_{v,i} + u_{c,i}, \quad (6)$$

kde u_{i-1} ; u_i je posun v kontaktu kotvy v i a $i-1$ referenčním bodě;

$u_{k,i-1}$; $u_{k,i}$ – posun způsobený pružným přetvořením kotvy v i a $i-1$ referenčním bodě;

$u_{c,i}$; $u_{c,i-1}$ – posun referenčního bodu způsobený přetvořením betonu (otlačení) v hlavě kotvy;

$u_{k,i-1}$; $u_{k,i}$ – posun způsobený pružným přetvořením výztuže mezi vyšetřovanými body způsobený dílčí silou přenášenou předchozím elementem (tj. elementem $i-1$).



Obr. 7. Deformační působení elementu kotevního systému

Základní podmínka (6) je modifikována v závislosti na poloze řešených uzlů v kotevním systému:

- pro první referenční bod kotevního prvku musí zohlednit přetvoření betonu v hlavě způsobené přenosem síly z kot-

- vy do okolního betonu a přetvoření kotvy mezi hlavou a prvním uzlem, jenž aktivuje tření na plášti;
- pro první až n -tý referenční bod kotevního prvku zohledňuje přetvoření kotvy, které aktivuje tření na plášti;
- pro poslední bod kotevního prvku zohledňuje přetvoření kotvy mezi posledním referenčním bodem a patou, a tím i vznikající tření na plášti, a také může zahrnout tah mezi kotvou a betonem vznikající na patě;
- pro obecný referenční bod (tj. první až n -tý) výztuže mezi kotevními prvky zohledňuje pouze přetvoření výztuže, a tím i tření vznikající na plášti výztuže.

Pro každou část kotevního systému (N kotevních prvků a $N - 1$ výztuží mezi prvky) o n elementech je sestaveno přesně n deformačních podmínek (6). Ty jsou následně zařazeny do celkové (globální) matice podle polohy referenčních bodů v kotevním systému.

Pro kotevní systém složený pouze z jednoho kotevního prvku, jeho rozdělení dle vztahu (2) na n dílčích elementů, využitím základní deformační podmínky (6) a vztahů popisujících tuhost pružiny lze vyčíslit hodnoty jednotlivých deformací (přetvoření a posunutí):

- posun v kontaktu u_i je vždy způsoben dílčí přenášenou silou, a tedy neznámým parametrem výpočtu, a pro celou kotvu ji lze zapsat jako sloupcový vektor posunutí $u_{(n+1,1)}$ o $n + 1$ neznámých, kde počáteční posun u_0 je obecně nenulový,

$$\mathbf{u}_{(n+1,1)} = \{u_0; u_1; u_2; \dots; u_{i-1}; u_i; \dots; u_n\}^T; \quad (7)$$

- posun referenčního bodu $u_{k,i}$, způsobený přetvořením kotvy, je určen za předpokladu působení jednotlivých sil z dílčích elementů na příslušné délce kotvy tak, aby platila soustava rovnic vyjádřená pro celou kotvu maticově jako

$$\mathbf{u}_k = \mathbf{K}_{k(n,n)} \mathbf{f}_{(n,1)}, \quad (8)$$

$$u_{k,i} = \begin{pmatrix} K_{11} & K_{12} & \dots & K_{1,j-1} & K_{1,j} & \dots & K_{1,n} \\ K_{21} & K_{22} & \dots & K_{2,j-1} & K_{2,j} & \dots & K_{2,n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ K_{i-1,1} & K_{i-1,2} & \dots & K_{i-1,j-1} & K_{i-1,j} & \dots & K_{i-1,n} \\ K_{i,1} & K_{i,2} & \dots & K_{i,j-1} & K_{i,j} & \dots & K_{i,n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ K_{n,1} & K_{n,2} & \dots & K_{n,j-1} & K_{n,j} & \dots & K_{n,n} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_{i-1} \\ F_i \\ \vdots \\ F_n \end{pmatrix}, \quad (9)$$

kde $\mathbf{K}_{k(n,n)}$ je symetrická čtvercová matice poddajnosti kotvy typu (n, n) , kde n je rovno počtu elementů jedné kotvy a $\mathbf{f}_{(n,1)}$ sloupcový vektor dílčích sil F_i působících v jednotlivých uzlech 1 až n .

Pro $i \leq j$ platí

$$K_{i,j} = \frac{1}{A_k \cdot E_k} \cdot \left(\sum_{l=1}^n l_{l-1} + \frac{l_i}{2} \right) \quad (10)$$

a pro $i > j$ jsou jednotlivé prvky matice určeny z předpokladu

$$K_{ij} = K_{ji}. \quad (11)$$

Parametry A_k a E_k jsou známé hodnoty lepené kotvy (plocha řezu a modul pružnosti). Výslednou hodnotou posunutí uzlu

způsobenou přetvořením kotvy je sloupcový vektor \mathbf{u}_k o n řádcích.

- Posun referenčního bodu $u_{v,i}$, způsobený přetvořením výztuže, je určen za předpokladu působení síly daného elementu $(F_{i-1} + F_i)/2$ na aktivní délce prutu, tj. na délce prutu, na níž účinek síly způsobuje deformace. Pro případ, že přetvoření prutu od vnesené počáteční deformace (posunu) u_0 po délce nevymizí (tj. celá kotva je aktivní), musí platit pro n elementů vztah

$$\mathbf{u}_v = \mathbf{f}_{(n,1)} \mathbf{k}_{v(1,n)}, \quad (12)$$

$$u_{v,i} = (f_1 \quad f_2 \quad \dots \quad f_{i-1} \quad f_i \quad \dots \quad f_n)^T \cdot (k_1; k_2; \dots; k_{i-1}; k_i; \dots; k_n), \quad (13)$$

kde $\mathbf{f}_{(n,1)}$ je sloupcový vektor sil působících na příslušné aktivní délce a $\mathbf{k}_{v(1,n)}$ je vektor tuhostních konstant prutu.

Jednotlivé složky vektorů lze vyčíslit následovně:

$$f_i = \frac{F_{i-1} + F_i}{2}, \quad (14)$$

$$k_i = \frac{1}{A_v \cdot E_v} \cdot \left(\frac{l_{i-1}}{2} + \sum_{j=i}^n l_j \right). \quad (15)$$

Parametry A_v a E_v jsou známé hodnoty výztuže (plocha průřezu a modul pružnosti). Výslednou hodnotou posunutí uzlu, způsobenou přetvořením výztuže, je sloupcový vektor \mathbf{u}_v o n řádcích.

- Posunutí referenčního bodu, způsobené přetvořením betonu v hlavě kotvy u_c , je určeno za předpokladu působení všech dílčích sil F_i dané kotvy na tuhostní pružině betonu v hlavě. Pro všechny stanovené deformační podmínky (6) na jedné kotvě bude hodnota u_c totožná, pouze při vyčíslení vztahu (6) na přechodu mezi posledním referenčním bodem předchozí a prvním následující kotvy (v rámci systému kotev) bude hodnota přetvoření na pravé a levé straně rovnice rozdílná. Hodnotu přetvoření betonu v hlavě jedné kotvy lze stanovit ze vztahu

$$u_c = \alpha \cdot \frac{\sum_{i=1}^n F_i}{K_c}, \quad (16)$$

kde K_c je aktuální tuhost betonu v hlavě kotvy a $\sum F_i$ pak suma všech dílčích sil působících na dané kotvě. K_c může nabývat dvou limitních hodnot, a to pro pružné, nebo plastické působení betonu.

Součinitel α zohledňuje vliv okrajových podmínek na deformaci betonu. Pro prvek kotvený v kontinuu, tj. bez vlivu okrajových podmínek, je $\alpha = 1,0$; pro výpočet s vlivem okrajových podmínek je vždy $\alpha > 1,0$. Způsob výpočtu součinitele α je uveden v odst. 3.3.

Ve výsledné soustavě rovnic pro celou kotvu (kotevní oblast), vytvořené z jednotlivých rovnic spjitosti (6), figurují neznámé posuny u_0 až u_n , tuhostní a délkové konstanty (E, A, l) a síly F_i až F_n . Tyto síly je možné díky znalosti vztahů popisujících chování kontaktu (závislost napětí v soudržnosti na posunu v kontaktu, vztah (4)) vyjádřit také jako funkce proměnné u .

Výsledná soustava rovnic spjitosti (vzhledem ke skutečnosti, že funkce napětí v soudržnosti $\tau(u)$ je lineární závislostí napětí na posunu) obsahuje pouze $n + 1$ neznámých

(včetně posunu u_0 na počátku) posunů u_i v jednotlivých referenčních bodech. Další hodnoty, které se v rovnicích vyskytují, jsou známy a chovají se jako konstanty.

Dosadíme-li za neznámý parametr posunu konkrétní hodnotu (pro vykreslení pracovního diagramu je vhodné zvolit posun kontaktu výztuže v nultém bodu u_0), bude v takto definované soustavě lineárních algebraických rovnic o n řádcích vystupovat již přesně n neznámých (díky volbě pevné hodnoty posunu v určitém referenčním bodě).

Soustavu lineárních rovnic lze po nutných matematických úpravách a dosazení známého počátečního posunu u_0 zapsat

$$\mathbf{A} \mathbf{u} = \mathbf{b}, \quad (17)$$

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{1i} & \dots & a_{1n} \\ a_{21} & a_{22} & \dots & a_{2i} & \dots & a_{2n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ a_{i-1,1} & a_{i-1,2} & \dots & a_{i-1,i} & \dots & a_{i-1,n} \\ a_{i,1} & a_{i,2} & \dots & a_{i,i} & \dots & a_{i,n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots & & \vdots \\ a_{n,1} & a_{n,2} & \dots & a_{n,i} & \dots & a_{n,n} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{u} = \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_i \\ \vdots \\ u_n \end{pmatrix}; \quad \mathbf{b} = \begin{pmatrix} b_1 - a_{1,0} \cdot u_0 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_{i-1} \\ b_i \\ \vdots \\ b_n \end{pmatrix}, \quad (18)$$

kde \mathbf{A} značí matici konstant o n sloupcích a n řádcích, \mathbf{u} sloupcový vektor ($n, 1$) neznámých posunů u_1 až u_n a \mathbf{b} pak sloupcový vektor ($n, 1$) konstant pravé strany. Tento systém lineárních algebraických rovnic, který má stejný počet rovnic jako neznámých, lze vyřešit použitím Gaussovy eliminační metody a převedením obecného tvaru matice na horní trojúhelníkovou matici či pomocí maticového počtu

$$\mathbf{u} = \mathbf{A}^{-1} \mathbf{b}. \quad (19)$$

Výsledkem je vždy exaktní (na bázi přijatých předpokladů) řešení pro konkrétní počáteční posun, a tedy i stanovení odpovídajících posunů pro každý referenční bod oblasti. Z těchto posunů lze dopočítat hodnotu síly přenášenou v dané konfiguraci kotevní oblasti. Při opakované volbě počátečního posunu a řešení soustavy rovnic dostaneme jednotlivé body závislosti přenášené síly na posunu u_0 . Spojnice těchto bodů definuje pracovní diagram kotevní oblasti (podrobněji odst. 3.4).

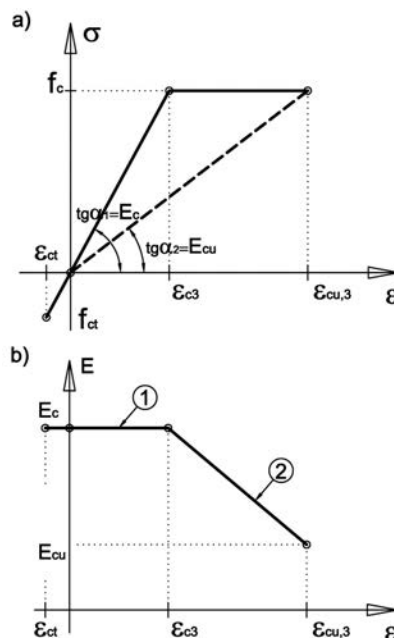
Teorie výpočtu kotevní oblasti umožňuje sestavit soustavu rovnic jak pro výpočet jednoho kotevního prvku, tak pro soustavu dvou a více kotev. Do výpočtu je třeba pouze efektivně zahrnout část kotevního systému mezi jednotlivými kotvami (tj. tuhostní parametry výztuže). Samozřejmě je možné při výpočtu uvažovat zjednodušující předpoklady (volba pouze jednoho referenčního bodu na celou kotvu apod.), které mají rozdílný vliv na přesnost výsledného řešení. Je vždy třeba volit takový způsob výpočtu, který pro daný případ dostatečně přesně vystihne skutečné chování kotevní oblasti.

3.2 Určení tuhostních parametrů okolního prostředí

Pro stanovení tuhosti betonu v hlavě kotvy je využito dvou rozdílných přístupů. První vychází z principu působení lokálního zatížení popsáno v platných normativních podkladech [7], druhý pak z popisu interakce hlavy kotvy s okolním prostředím, které je zjednodušeno na působení tuhostních pružin přímo pod hlavou kotvy a účinek smykového roznosu v okolí kotvy (analogie poklesové kotliny [8]). První způsob je výpočetně jednodušší a postačuje k popisu chování kotevní oblasti, která není ovlivněna okrajovými podmínkami (blízkost povrchu prvku). Druhý přesněji vystihuje chování zatíženého betonu v okolí hlavy kotvy a je

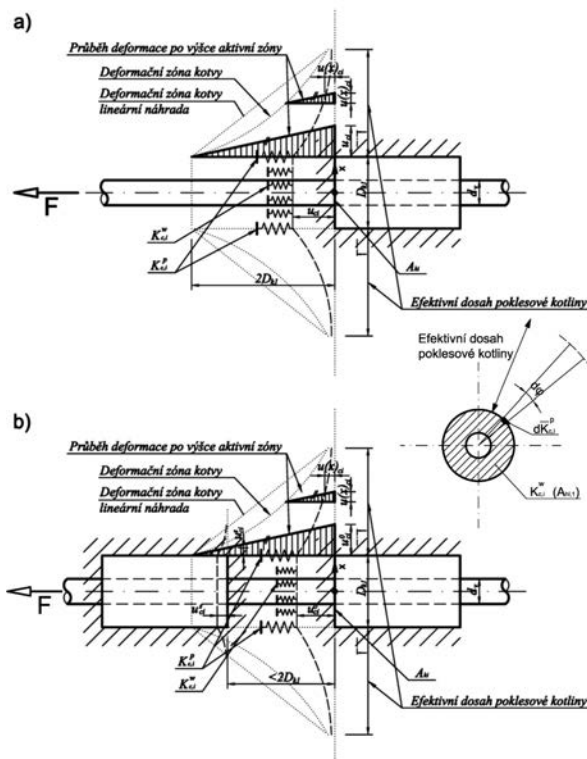
vhodnější pro vyčíslení působení kotvy v blízkosti okraje prvku. V dalším textu je uveden výpočet tuhostních parametrů pouze dle obecněji použitelného druhého řešení.

Pro oba typy výpočtu je využit pracovní diagram betonu dle platných norem [7] (obr. 8).



Obr. 8. Pracovní diagram betonu
a – závislost σ na ϵ ; b – závislost E na ϵ

Tuhost betonu v hlavě kotvy $K_{c,i}$ je stanovena jako suma tuhosti betonu přímo v hlavě kotvy $K_{c,i}^w$ (jež je uvažována v celé ploše konstantně) a příspěvku okolního betonu v dosahu poklesové kotliny $K_{c,i}^p$, který se projeví jako tuhostní pružina působící na linii obvodu kotvy. Na obrázku 9 je



Obr. 9. Idealizace chování betonu v hlavě kotvy [8]

vidět, jak předpokládané působení betonu pro případ první kotvy (nebo při vzdálenosti kotev $> 2D_k$), tak chování betonu v případě vzdálenosti mezi kotvami menší než $2D_k$.

Poklesovou kotlinu lze dle známých vztahů [8] a za předpokladu volby souřadného systému ve středu hlavy kotvy popsat útlumovou funkcí

$$u_{c,i}(x) = u_{c,i}^0 \cdot e^{-\frac{x-D/2}{S}}, \quad (20)$$

kde S je konstanta útlumu, jež je stanovena z numerických modelů vždy pro danou kombinaci třídy betonu, přenášené síly a průměru kotvy;

$u_{c,i}^0$ – pokles na počátku poklesové kotliny (výsledná deformace v hlavě kotvy).

Pro stanovení tuhosti okolního betonu $K_{c,i}^P$ je třeba na efektivní vzdálenosti od kotvy provést integraci útlumové funkce. Za zjednodušujícího předpokladu konstantní hloubky dosahu deformační zóny H_i a integrace na intervalu $(0, 2\pi)$ (tzn. kotva je uložena v betonovém bloku bez vlivu okrajových podmínek) je odvozen vztah

$$K_{c,i}^P = \pi \cdot D_{k,i} \cdot \frac{E(\varepsilon_c)}{H_i} \cdot S \cdot \left[-e^{-\frac{D_{k,i}-2x}{2S}} \right]_{x_1}^{x_2} = \pi \cdot D_{k,i} \cdot \frac{E(\varepsilon_c)}{H_i} \cdot S \cdot \left(-e^{-\frac{D_{k,i}-2x_2}{2S}} + 1 \right). \quad (21)$$

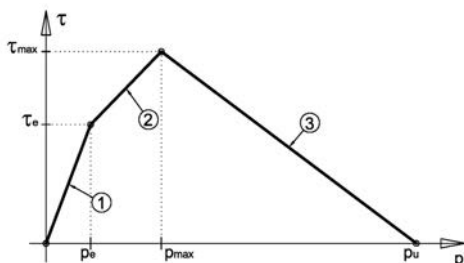
V rovnici (21) představuje neznámá x_2 dosah poklesové kotliny (na základě provedených numerických studií lze uvažovat se vzdáleností $2D_k$). Tuhost betonu v hlavě $K_{c,i}$ lze určit dle vztahů

$$K_{c,i} = K_{c,i}^W + K_{c,i}^P, \quad (22)$$

$$K_{c,i}^W = \frac{E(\varepsilon_c) \cdot A_{k,i}}{s_i}. \quad (23)$$

Pokud je rub předchozí kotvy v malé vzdálenosti ($s_i < 2D_k$) od hlavy řešeného prvku, nedojde pod hlavou k úplnému vymizení celé lokální deformace. Část se projeví jako přetvoření na betonu rubu předchozí kotvy (obr. 9b). Při oprávněném předpokladu přímého ovlivnění tuhosti betonu v hlavě vzdáleností předchozí kotvy je nutno pro vzdálenosti menší $2D_k$ vztah (23) upravit

$$K_{c,i}^W = \frac{E(\varepsilon_c) \cdot A_{k,i}}{2D_{k,i}} \cdot \left(1 - \frac{2D_{k,i} - s_i}{2D_{k,i}} \right). \quad (24)$$



Obr. 10. Pracovní diagram kontaktu výztuž \times kotevní prvek
 τ_c – napětí v soudržnosti na mezi pružného chování kontaktu;
 τ_{max} – napětí v soudržnosti při maximální únosnosti kontaktu;

p_c – posun výztuže při dosažení napětí v soudržnosti na mezi pružného chování kontaktu; p_{max} – posun výztuže při dosažení napětí v soudržnosti při maximální únosnosti kontaktu; p_u – mezní posun výztuže, při kterém již kontakt nepřenáší žádnou sílu

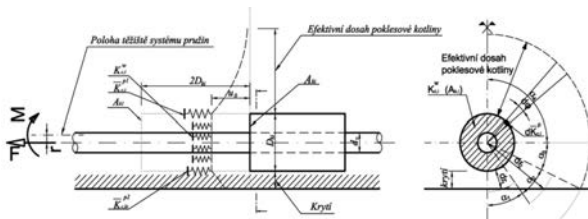
Při výpočtu tuhostních parametrů betonu je samozřejmě možné uvažovat i s časem výstavby a předpokládanou životností stavby (tedy i kotevní oblasti) a modul pružnosti betonu stanovený dle obr. 8 upravit zahrnutím příslušného součinitele dotvarování dle platných norem [7]. Lze tak snadno (pouze úpravou veličiny) provést nový výpočet pro požadované stáří konstrukce.

Tuhost stanovená dle výše popsaného postupu je zahrnuta do výpočtu soustavy deformačních podmínek v rámci vztahu (16). Tuhost kontaktu je určována dle pracovního diagramu [9] na obr. 10.

3.3 Vliv okrajových podmínek

Pokud se nachází kotevní oblast v blízkosti okraje betonového prvku, je zřejmé, že výpočet tuhosti betonu v hlavě kotvy již nelze provádět dle předpokladů popsaných výše a je nutno jej modifikovat. Výhodou zvoleného přístupu je, že konstitutivní vztah popisující vlastnosti betonu lze pouze upravit a zohlednit vliv blízkého povrchu betonového prvku. Tento efekt lze zohlednit např. stanovením jiné (nižší) tuhosti dle vztahu (21) úpravou integračních mezí a dosadit ji do výpočtu, který se jinak od předchozího neliší. Hranice, kterou lze dle provedených numerických studií považovat za limitní, je vzdálenost okraje $2D_{ki}$ od kotvy o průměru D_{ki} .

Pro stanovení tuhosti a deformace již nelze využít lokální namáhání dle [7], výhodnější je využít modelu interakce hlavy kotvy s okolním prostředím, které je uvažováno působením tuhostních pružin přímo pod hlavou kotvy a účinek smykového roznosu v okolí kotvy (obr. 11).



Obr. 11. Idealizace působení betonu v hlavě kotvy [8] v blízkosti povrchu

Oblast přiléhající k okraji, kde vzdálenost k líci prvku je menší než $2D_{ki}$, neumožní plné vymizení vznikajícího přetvoření pod hlavou kotvy. Z obrázku 11 je patrné, že při výpočtu tuhostních parametrů poklesové kotliny $K_{c,i}^P$ budou hodnoty dosažené v blízkosti okraje nižší. Zavedením rozdílných hodnot tuhostí $K_{c,i}^{P1}$ a $K_{c,i}^{P2}$ pod rovinou rovnoběžnou s povrchem prvku procházející osou prutu a nad ní můžeme modelovat vliv blízkého okraje. Při předpokladu rovnoměrného rozložení napětí pod hlavou kotvy (a tedy konstantní hodnoty tuhosti $K_{c,i}^W$) je zřejmé, že těžiště systému pružin je posunuto dále od osy prutu a kromě tahové síly musí kotevní oblast přenášet i vznikající momentové namáhání. To lze do výpočtu zahrnout jako zvýšení působící síly, resp. působícím momentem dochází za konstantní síly ke zvýšení uvažovaného přetvoření. Proto je třeba do výpočtu kotevní oblasti s vlivem okrajových podmínek zahrnout součinitel α (viz vztah (9)), který tuto skutečnost zohlední.

Součinitel α lze stanovit z analogie protláčení dle vztahu

$$\alpha = 1 + k \cdot \frac{r \cdot u_i}{W_i}, \quad (25)$$

kde k je vliv smyku v kritickém řezu;

r – excentricita způsobená rozdílnou tuhostí (obr. 11);

u_i – obvod kritického řezu, na kterém moment působí;

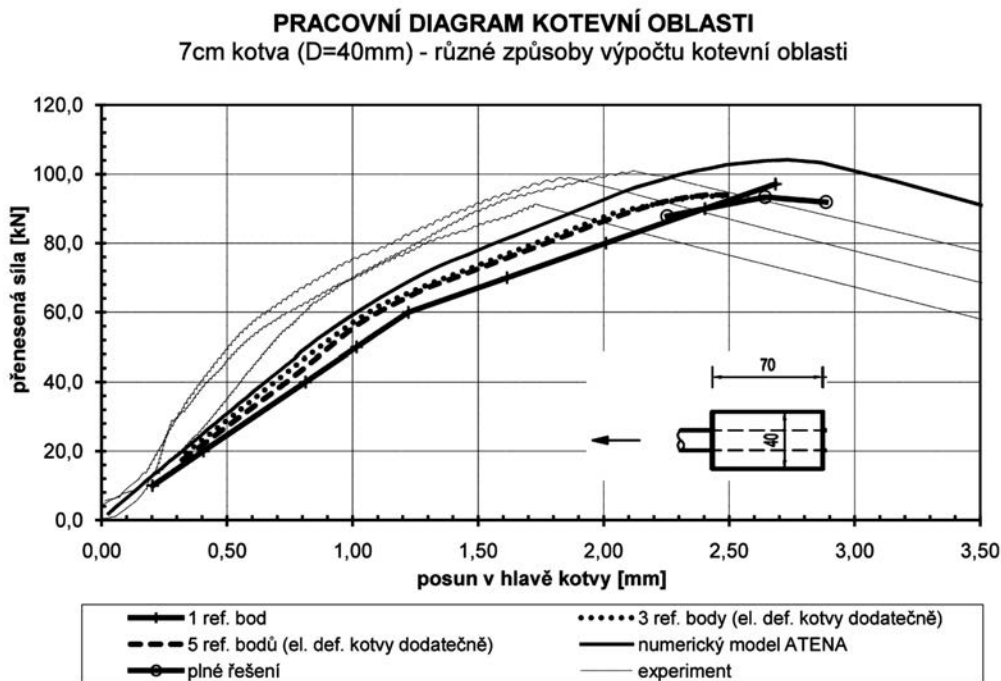
W_i – plastický modul kritického průřezu.

3.4 Pracovní diagram kotvení oblasti

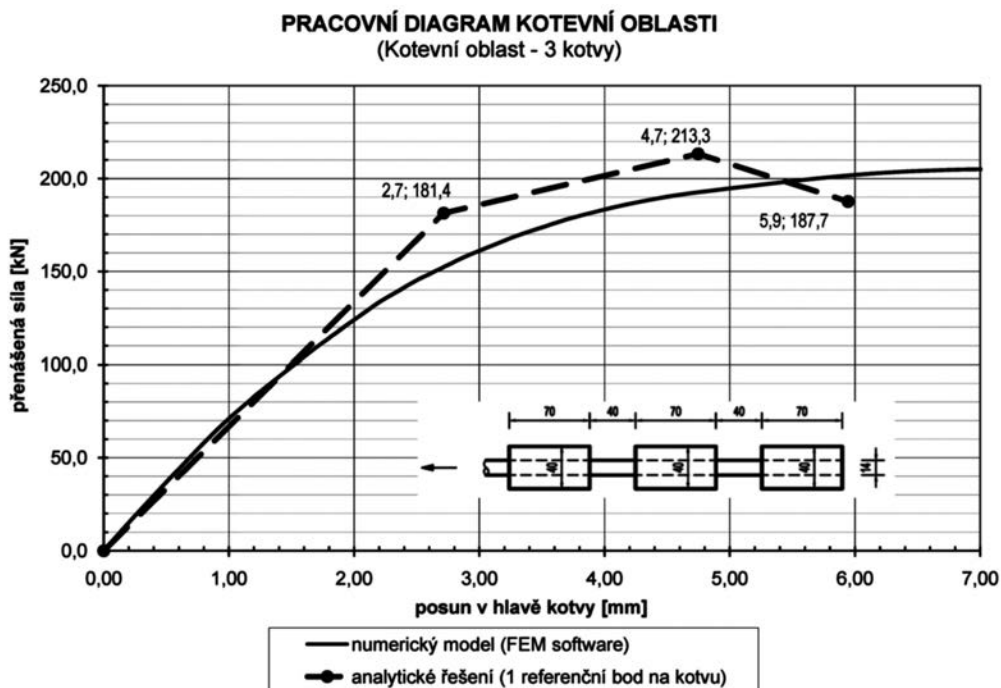
Pracovní diagram kotvy (kotevní oblasti), tj. závislost přenášené síly na posunu hlavy první kotvy, lze získat následovně. Postupně volíme počáteční posun výztuže na počátku kotevního systému u_0 a pomocí podmínek spojitosti deformací dostaneme různé hodnoty síly přenášené kotevním sys-

témem. Budeme-li určovat pracovní diagram (což je výhodné pro sestavení návrhových tabulek typizovaných skladeb kotvení), který je nutný pro návrh kotevní oblasti, je třeba soustavu rovnic (17) řešit vícekrát.

Vzhledem k definovanému pracovnímu diagramu kontaktu výztuže a kotvy (obr. 10) je zřejmé, že při dosažení maximální přenášené síly (posun p_{\max}) i -tým uzlem (τ_{\max}), bude v $i - 1$ referenčním uzlu posun vyšší a napětí v soudržnosti již bude klesat (větev 3, obr. 10). Naopak, v $i + 1$ uzlu bude posun nižší. Při zvyšujících se deformacích narůstá v každém aktivním uzlu kotevní oblasti napětí v soudržnosti mezi výztuží a kotevním prvkem do té chvíle, než dle platného



Obr. 12. Porovnání různých metod výpočtu pro jednu kotvu



Obr. 13. Porovnání zjednodušeného výpočtu a matematického modelu pro tři kotvy

pracovního diagramu kontaktu (*obr. 10*) bude dosaženo na elementu plastické únosnosti (tj. hodnoty maximálního napětí). Při následném dalším zvýšení vstupní deformace (posunu u_0) se maximální napětí posouvá na uzly dále od počátku kotevní oblasti. Nelze tedy například říci, že nejvyšší únosnost systému je ve chvíli, kdy bude plastizovat kontakt prvního elementu. Maximální únosnosti kotevního bloku je dosaženo ve chvíli, kdy další zvýšení počátečního posunu u_0 , a zároveň i posun limitního napětí v soudržnosti dále v kotevní oblasti, již nevede k nárůstu přenášené síly, naopak začíná únosnost klesat. V tuto chvíli je možný výpočet ukončit.

Porovnání několika způsobů řešení kotevní oblasti pouze s jedním kotevním prvkem (průměr 40 mm, délka 70 mm, beton C30/37) je uvedeno na *obr. 12*. Zobrazen je nejjednodušší způsob výpočtu s jedním referenčním bodem pro celou kotvu (tj. sestavena pouze jedna deformační podmínka), výpočet pro $n = 3$ a $n = 5$ elementů na jedné kotvě za předpokladu tuhého chování kotevního válečku (jehož reálné elastické přetvoření je doloženo až po určení posunů v kontaktu při předpokladu lineární změny průběhu síly na kotvě) a v neposlední řadě i plný výpočet bez zjednodušení pro $n = 3$ body. Graf je doplněn porovnáním s matematickým modelem a výsledky experimentálních měření na reálných vzorcích.

Z *obrázku 13* je patrné porovnání analytického řešení kotevní oblasti se třemi kotevními prvky (průměru 40 mm, délky 70 mm, vzdálenosti 40 mm, beton C30/37) s matematickým modelem řešeným metodou konečných prvků v programu ATENA. Zobrazen je pouze nejjednodušší (a přesto dostatečně výstižný) způsob výpočtu pro jeden referenční bod na každé kotvě (tj. sestavena pouze jedna deformační podmínka pro jednu kotvu a zanedbán vliv příspěvku tření mezi výztuží a okolním betonem mezi kotevními prvky).

Při návrhu kotevní oblasti je důležité omezit maximální posun výztuže na počátku první kotvy z hlediska mezního stavu použitelnosti. Přesná hodnota musí být určena přímo pro navrhovaný prvek, neboť vždy záleží na jeho rozponu a na působícím zatížení. Je nutno respektovat maximální dovolené průhyby dle [7], a zároveň navrhnout kotevní oblast tak, aby nedocházelo vlivem posunu výztuže v kontaktu (který se do výpočtu prvku promítá analogicky jako ztráta pokluzem) k velkým ztrátám předpínací síly.

4. Závěr

Předepnutím nekovových výztuží lze výrazně zvýšit použitelnost betonových konstrukcí vyztužených právě tímto typem výztuže. Omezuje se vznik trhlin v počátečních fázích zatížení prvků, které mohou působit problémy především z estetického hlediska, i když na samotnou funkčnost a trvanlivost konstrukce – na rozdíl od prvků vyztužených kovovými výztužemi – vliv nemají. Samozřejmě se zvyšuje únosnost takových konstrukcí a je proto možno navrhovat konstrukce ještě subtilnější. To, spolu s možností použít menší krytí výztuže, znamená značnou úsporu materiálu.

Vyvinutý systém kotvení zachovává veškeré výhody FRP výztuží – neobsahuje žádné kovové části. Proto je možné ho aplikovat na všechny speciální případy, které vyžadují právě použití nekovových výztuží.

Pro plné ověření funkčnosti vyvinutého systému kotvení probíhají další experimenty s cílem ověřit především chování skupiny kotev, a to jak v hmotě betonu, tak jejich působení u okraje. Zároveň jsou zpracovávány i další numerické studie, které získané výsledky zpřesní.

Článek vznikl za podpory projektu 103/09/H085 GA ČR „Moderní kompozitní konstrukce“. Rovněž bylo využito poznatků získaných při řešení projektu MPO ČR TIP FR-TII/357 „Betonové konstrukce s nekovovou výztuží se zvýšenou požární odolností a odolností vůči agresivním vlivům“, projektu MPO ČR FI-IM5/136 „Vláknocementové kompozity s nekovovou výztuží RFCC“ a výzkumného záměru MŠMT ČR MSM0021630519 “Progressive Reliable and Durable Load Bearing Structures”.

Literatura

- [1] Karghari, V. M.: Use of Composite Materials in Civil Infrastructure in Japan. Baltimore, 1998. /ISBN 1-883712-50-5/
- [2] Erki, M. A. – Rizkalla, S. H.: Anchorage for FRP Reinforcement. Concrete International 1993
- [3] Dolan, W. C. – Hamilton, H. R. – Bakis, E. C. – Nanni, A.: Design Recommendations for Concrete Structures Prestressed with FRP Tendons – Volume 1. University of Wyoming, Pennsylvania State University, University of Missouri, 2001.
- [4] Horvatit, J. – Benko, V. – Kollegger, J.: První použití externích předpínacích kabelů z uhlíkových vláken na zesílení mostu v Rakousku. BETON TKS, 2006, č. 4, s. 30-34.
- [5] Štěpánek, P. – Horák, D. – Prokeš, J.: Nový systém kotvení předepnuté FRP výztuže v betonových prvcích. [Sborník], konference „Betonářské dny 2008“, Praha. /ISBN 978-80-87158-11-1/
- [6] Štěpánek, P. – Horák, D. – Prokeš, J.: New Prestressing System for FRP Reinforcement in Concrete Structures. [Proceeding], 9th International Symposium on Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures, Sydney, The University of Adelaide, 2009. /ISBN 978-0-9806755-0-4/
- [7] ČSN EN 1992-1-1 (73 1201) Navrhování betonových konstrukcí. Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. ČNI, 2006.
- [8] Kolář, V. – Němec, I.: Studie nového modelu podloží staveb. Praha, Academia 1986.
- [9] Gírgle, F. – Štěpánek, P. – Horák, D. – Ďurech, D. – Peslar, P.: Systém kotvení předpjaté FRP výztuže. [Sborník], konference IDEAS 09, VŠB-TU Ostrava, 2009. /ISBN 978-80-248-2091-0/
- [10] Patentová přihláška číslo 2008-475.
- [11] Užité vzor 2008-20633.

Štěpánek, P. et al.: System of Anchoring of Prestressed Reinforcement

This paper investigates the design of anchoring of prestressed elements reinforced with FRP (fibre-reinforced polymer) reinforcement. It describes the behaviour of a newly developed anchoring element and design algorithms of the anchoring area with a simplified method; at the same time, it compares the results gained through the solution of numerical models and completed experiments.

Štěpánek, P. u. a.: System zur Verankerung vorgespannter FRP-Bewehrung

Der Beitrag behandelt die Problematik des Entwurfs des Ankerbereichs von mit FRP-Bewehrung bewehrten vorgespannten Elementen. Er beschreibt das Verhalten eines neu entwickelten Ankerelements und die Algorithmen des Entwurfs des Ankerbereichs mit einer vereinfachten Methode und vergleicht die gewonnenen Ergebnisse mit der Lösung numerischer Modelle und mit durchgeführten Versuchen.

Rozpojování vláken v kompozitním materiálu pomocí penalizace

prof. Ing. RNDr. Petr PROCHÁZKA, DrSc.
Ing. Šárka PEŠKOVÁ, Ph.D.
Ing. Martin VÁLEK, Ph.D.
ČVUT – Fakulta stavební, Praha

Tato studie je zaměřena na problém procesu rozpojování vláken od matrice. Na přechodu mezi vlákny a matricí je použit zobecněný Mohrův–Coulombův zákon společně s podmínkou vyloučení tahových napětí. Zatížení je zavedeno standardním způsobem – na hranicích jednotkové buňky jsou postupně zaváděny jednotkové impulsy přetvoření, vyjádřené v posuvech. Pro zjednodušení je v předložených aplikacích volena pravidelná struktura vláken v kompozitní struktuře. Radiální a tangenciální povrchové síly na přechodu mezi vlákny a matricí jsou spojitě, ale posuvy mohou být nespojitě v závislosti na splnění přechodových podmínek.

Úvod

V článku je studováno mechanické chování kompozitních materiálů v případě, že dochází k rozpojování vláken od matrice. Tento případ může nastat, pokud je tuhost matice dostatečně menší než tuhost vláken. Připomeňme, že klasické kompozitní materiály, kterých se může tento problém týkat, se používají nejen ke konstrukci letadel a ponorek, ale také při stavbě mostů. Podobné problémy, tj. lokální rozpojování vláken a matrice, se může vyskytnout i u betonů vyztužených vlákny, které mají stále větší uplatnění v praktických aplikacích a popis jejich lokálního materiálového chování je stále předmětem rozsáhlých studií.

V matematickém modelu jsou v tomto článku použity podobné přechodové podmínky, které můžeme nalézt v práci [1]. Plnohodnotná diskuze o homogenizaci rozpojujících se kompozitů je uvedena v práci [2], kde je použita metoda okrajových prvků (BEM) jako numerický nástroj. Zde je dána přednost metodě konečných prvků (FEM). Připomeňme, že důkaz existence a jednoznačnosti není proveden pro obecné případy, což může být důsledek lineární relace mezi povrchovými silami a posuvy na přechodu mezi matricí a vlákny. Ovšem povrchové síly jsou u konečných prvků o stupeň polynomu (splinu) nižší než posuvy. Existují způsoby, jak zařadit vyrovnání stupňů aproximace pro oba typy proměnných, ale ty jsou na teoretické diskuze poměrně složité.

Numerický postup

Vzhledem k tomu, že budeme používat metodu konečných prvků, je přirozené, že v této studii vyjdeme z variačního principu. Zavedeme nejprve přípustnou množinu posuvů

$$H \equiv \{u \in V; [u]_n \leq 0 \text{ skoro všude na } \Gamma_C\}, \quad (1)$$

kde množina H popisuje kužel povolených uzlových posunutí s ohledem na základní okrajové a kontaktní podmínky,

V jsou přípustná posunutí nad definiční oblastí jednotkové buňky Ω s hranicí $\partial\Omega$ a Γ_C je přechodová hranice mezi matricí a vlákny, $[\cdot]_n$ je skok v posuvech ve směru normály k Γ_C .

Napišme nejprve celkovou energii E_{ent} na jednotkové buňce za předpokladu, že dosud nedošlo k rozpojení a kontakt Γ_C patří do uzávěrů obou podmnožin Ω_f (vlákno) a Ω_m (matrice), $\Omega = \Omega_f \cup \Omega_m$, $\Omega_f \cap \Omega_m = \emptyset$. Tato situace nebude ovšem platit při rozpojení.

$$E_{\text{ent}} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_f} \sigma^T \varepsilon \, d\Omega_f + \frac{1}{2} \int_{\Omega_m} \sigma^T \varepsilon \, d\Omega_m - \int_{\Omega} p^T u \, d\Omega, \quad (2)$$

kde σ je tenzor napětí napsaný ve formě vektoru, podobně ε je tenzor deformace ve vektorovém tvaru a T je transpozice.

Dalším krokem bude zobecnění Fischerových podmínek na kontaktu. Předpokládejme, že dochází k rozpojení podél části přechodové hranice Γ_C , takže v normálovém směru bude platit mezi dvěma příslušnými body, z nichž jeden patří do uzávěru Ω_f a druhý do uzávěru Ω_m ,

$$[u]_n \leq 0, \quad p_n \leq p_n^+, \quad (\sigma_n^+ - p_n) [u]_n = 0, \quad (3)$$

kde p_n je složka povrchové síly na kontaktu projektovaná do směru normály, σ_n^+ je dovolené namáhání v tahu na kontaktu Γ_C . Poznamenejme, že pokud σ_n^+ je nulové (což se v praxi vyskytuje zřídka), obě veličiny, tj. skok v posuvech i normálová povrchová síla, vytvářejí kužel. Třetí podmínka (velmi přirozená a lze ji ověřit třeba na jednoduchém případě nosníku charakterizujícím třeba lávku přes potok) je velmi důležitá, neboť identifikuje dodatečnou energii, jejíž hodnota je sice nulová, ale v souvislostech v kompozitním systému hraje důležitou roli.

Nyní se pokusíme podobně vyjádřit podmínky v tečném směru. Určitě bude platit

$$|[u]_t| \geq 0, \quad \tau_b - p_n \tan \varphi \geq |p_t|, \quad (4)$$

$$(\tau_b - p_n \tan \varphi - |p_t|) |[u]_t| = 0, \quad (4)$$

neboť první podmínka je zřejmá, absolutní hodnota je vždy kladná. Druhá podmínka vyjadřuje Mohrův–Coulombův zákon, kde c je soudržnost (smyková pevnost), φ je úhel vnitřního tření a p_t projekce povrchové síly do tečného směru k Γ_C . Třetí podmínka, vyjadřující opět nulovou energii, říká, že pokud je splněn Mohrův–Coulombův zákon, první podmínka se mění na rovnost, a na druhou stranu, pokud dojde k ostré nerovnosti u první podmínky, tak v Mohrův–Coulombově zákonu se dosáhne rovnosti, a tedy opět součin ve třetí podmínce je nulový.

Pokusíme se nyní zabudovat zobecněné Fischerovy podmínky (3) a (4) do (2). Pro celkovou energii dostaneme

$$E_{\text{cnt}} = \frac{1}{2} \int_{\Omega^f} \boldsymbol{\sigma}^T \boldsymbol{\varepsilon} d\Omega^f + \frac{1}{2} \int_{\Omega^m} \boldsymbol{\sigma}^T \boldsymbol{\varepsilon} d\Omega^m - \int_{\partial\Omega} \mathbf{p}^T \mathbf{u} d\gamma + \int_{\Gamma_C} (\sigma_n^+ - p_n) [u]_n d\gamma + \int_{\Gamma_C} (\tau_b - p_n \tan\varphi - |p_t|) |[u]_t| d\gamma. \quad (5)$$

Variační princip poté vede k následující definici. Je třeba nalézt minimum E_{cnt} vzhledem k $\mathbf{u} = \{u_n, u_t\}$ a maximum E_{cnt} vzhledem k $\mathbf{p} = \{p_n, p_t\}$, což je kombinace Lagrangeova principu a Fischerových podmínek na přechodu Γ_C .

Nyní rozdělíme celkovou energii E_{cnt} obou těles (vlákna a matrice) s tím, že oddělíme část závislou čistě na posuvech a část závislejší i na povrchových silách,

$$E_{\text{cnt}} = \Pi(\mathbf{u}) - I(\mathbf{u}, \mathbf{p}), \quad (6)$$

kde

$$\Pi(\mathbf{u}) = \frac{1}{2} a(\mathbf{u}, \mathbf{u}) - \int_{\partial\Omega} (\mathbf{p})^T \mathbf{u} d\partial\Omega,$$

kteřý vyjadřuje vnitřní a povrchovou energii v (2). Než přejdeme k vyjádření funkcionálu I , zavedeme předpokládaný vztah, který určuje lineární závislost mezi povrchovými silami a posuvy na kontaktu,

$$p_n = k_n [u]_n, \quad p_t = k_t [u]_t, \quad (7)$$

kde k_n a k_t jsou po řadě tuhosti myšlených pružin (pérových konstant) ve směrech normály a tečny ke Γ_C . Dosazením (7) do druhého řádku (5) dostaneme

$$I(\mathbf{p}, \mathbf{u}) = \int_{\Gamma_C} \left\{ \begin{aligned} &(k_n [u]_n^2 + k_t [u]_t^2) + \\ &+ \frac{1}{2} \left([u]_n (k_n \tan\varphi |[u]_t| - 2\sigma_n) + \right. \\ &\left. + \frac{1}{2} \left(|[u]_t| (k_n \tan\varphi [u]_n - 2\tau_b \kappa(-p_n)) \right) \right) \end{aligned} \right\} d\Gamma_C, \quad (8)$$

kde k_n a k_t se zde vyskytují jako penalizační koeficienty. Jestliže jejich hodnoty jsou vysoké, je zaručeno spojení matice a vlákna. Jestliže přechodová podmínka je porušena, hodnoty klesnou podle definice přechodových stavů. Poznamenejme, že poslední definice je rozšířena o funkci κ , což je Heavisideova funkce, která je rovná jedné pro kladné hodnoty argumentu a nule jinak. V klasické formulaci totiž máme, že v případě rozpojení v normálovém směru může pro malé hodnoty rozdílu posuvů stále být hodnota p_t nenulová, což není možné. Tento nereálný stav potlačuje zavedení funkce κ .

Po diskretizaci proměnných lze rozdělit řešení tohoto problému na vztahy aproximovaných veličin definovaných na oblasti vlákna a na diskretizace veličin na oblasti matrice. Lineární rozložení posunutí vede k řešení dvou lineárních algebraických systémů pro agregované neznámé na fázích dané na čtvercových maticích \mathbf{K}^f a \mathbf{K}^m ,

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{11}^f & \mathbf{K}_{12}^f \\ \mathbf{K}_{21}^f & \mathbf{K}_{22}^f \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{u}_f^{\text{on}} \\ \mathbf{u}_f^{\text{out}} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \mathbf{p}_f^{\text{on}} \\ \mathbf{p}_f^{\text{out}} \end{pmatrix}, \\ \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{11}^m & \mathbf{K}_{12}^m \\ \mathbf{K}_{21}^m & \mathbf{K}_{22}^m \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{u}_m^{\text{on}} \\ \mathbf{u}_m^{\text{out}} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \mathbf{p}_m^{\text{on}} \\ \mathbf{p}_m^{\text{out}} \end{pmatrix}, \end{aligned} \quad (9)$$

kde dolní index určuje vztah k vláknu (f), resp. matici (m), a horní index popisuje, zda příslušná veličina leží na kontak-

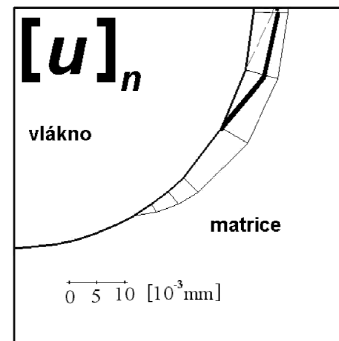
tu (on), nebo mimo něj. Dílčí eliminací a přidáním diagonální matrice s penaltami $\mathbf{k} = \text{diag}\{k_n^1, k_t^1, k_n^2, \dots, k_t^s\}$ snadno ověříme, že platí

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{22}^f & \mathbf{0} & \mathbf{K}_{21}^f & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_{22}^m & \mathbf{0} & \mathbf{K}_{21}^m \\ \mathbf{K}_{12}^f & \mathbf{0} & \mathbf{K}_{11}^f + \mathbf{k} & \mathbf{k} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_{12}^m & \mathbf{k} & \mathbf{K}_{11}^m + \mathbf{k} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{u}_f^{\text{out}} \\ \mathbf{u}_m^{\text{out}} \\ \mathbf{u}_f^{\text{on}} \\ \mathbf{u}_m^{\text{on}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{p}_f^{\text{out}} \\ \mathbf{p}_m^{\text{out}} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{pmatrix}, \quad (10)$$

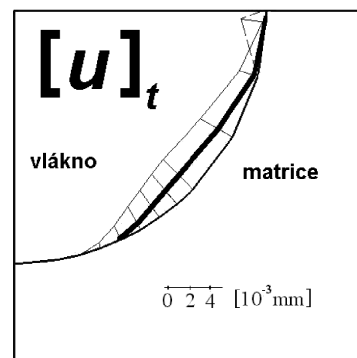
kde pro daný vektor \mathbf{k} je výše uvedený simultánní systém jednoznačně řešitelný. Poznamenejme, že žádné z k nesmí být příliš velké, neboť pak se systém blíží singulárnímu. Interakční kroky zpočátku začínají vysokou hodnotou tuhostí \mathbf{k} . Splnění podmínek pro vyjádření kontaktních zákonů musíme kontrolovat krok po kroku a důsledkem jsou hodnoty penalt, které musí být podle potřeby přechodových zákonů upraveny. Tím se stanoví nová diagonální matrice \mathbf{k} v (10) a iterace se opakuje, dokud není dosaženo předepsané chyby.

Příklady

Pro ověření schopnosti předložené metody bylo spočítáno několik příkladů. Ve všech mělo vlákno tyto materiálové vlastnosti: $E^f = 772$ GPa, $\nu^f = 0,25$, zatímco epoxidová matrice je uvažována s $E^m = 96,5$ GPa, $\nu^m = 0,3$. Na kontaktu má Coulombův koeficient tření hodnotu $\varphi = 0,22$, smyková pevnost vazby je $\tau_b = 1,5$ MPa. Jednotková buňka má profil čtverce 1 mm x 1 mm, kde objemový poměr vláken je 40 %. Jednotková buňka je zatížena horizontálním posuvem, který je aplikován na svislou hranici na pravé straně buňky. Zatímco levá vertikální hranice společně s oběma horizontálními okraji je vetknutá, tj. posunutí není povoleno, neboť se předpokládá symetrie jak v geometrii buňky, tak v jejím zatížení. V prvním případě je posunutí u_x ve směru x voleno velikostí 0,01 mm, ve druhém případě je $u_x = 0,02$ mm.



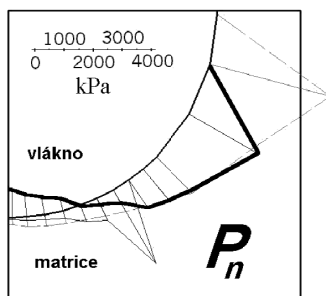
Obr. 1. Rozdělení relativních posunutí na kontaktu Γ_C v normálovém směru



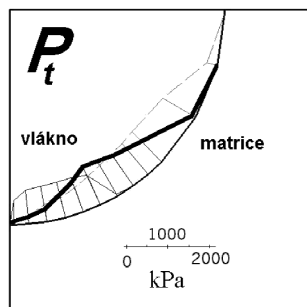
Obr. 2. Rozdělení kontaktní třecích trakcí na Γ_C

V obou případech se předpokládá lineární rozdělení posunutí na trojúhelníci při aplikaci metody konečných prvků.

Z důvodu symetrie a pravidelnosti vlákna je výsledek vyjádřen na čtvrtině jednotkové buňky. Rozdělení relativních posunutí na kontaktu Γ_C v normálovém směru popisuje obr. 1, rozdělení kontaktní třecích povrchových sil na Γ_C vyjadřuje obr. 2. Směr zatížení na kontaktu matrice s vláknem popisují obr. 3 a obr. 4. Čárkovaná čára popisuje první případ, tenká čára popisuje druhý případ a tlustá čára zahrnuje ve svém řešení i vliv změny teploty o 30 °C.



Obr. 3. Rozdělení normálových traktací na kontaktu Γ_C v normálovém směru



Obr. 4. Rozdělení příčných sil

Z obrázků je zřejmé, že formulace kontaktního problému je velmi podobná vyjádření podmínek z mechaniky lomu. Kontaktní problém je však více průhledný a ilustrativní a na rozdíl od mechaniky lomu, kde určení materiálových vlastností je velmi obtížné a mnohdy je vzdáleno od reality, zde jsou poměrně dobře charakterizovány.

Závěr

V článku je řešen problém rozpojování vláken od matrice pomocí penalizace. Na rozdíl od [2], kde byly použity okrajové prvky, je zde využito klasických variačních formulací, a tedy metody konečných prvků. Variační formulace je připravena na bázi Fischerových kontaktních podmínek, doplněných variačními nerovnostmi v tečném směru. Problém je formulován jako kontaktní, přičemž ekvivalentní formulace může být provedena využitím mechaniky lomu. Ukazuje se, že v aplikacích se skutečně úloha takto chová, neboť v místech hromadné podstatné singularity v kořenu trhliny se vyskytují extrémní kontaktní síly.

Článek vznikl za podpory projektu č. 103/08/1197 GA ČR a výzkumného záměru CZE MSM 6840770001.

Literatura

- [1] Procházka, P. – Šejnoha, M.: Development of Debond Region of Lag Model. Computers & Structures, Vol. 55, Iss. 2, 1995, 249-260.
- [2] Procházka, P.: Homogenization of Linear and Debonding Composites Using the BEM. EABE 25, 2001, 753-769.

Procházka, P. et al.: Debonding of Fibres in Composite Material Using Penalization

This report is focused on the problem of debonding of fibres from the matrix. The generalized Mohr-Coulomb interfacial conditions are taken into account including the tensile stresses at the fiber-matrix interface to be excluded. The loading is introduced in the classical way: unit strains expressed in terms of displacements on the boundary of a unit cell are supposed. A periodic structure of the fibres is assumed to simplify the discussion. The radial (normal) and the tangential tractions across the interface are always continuous, but the displacements may be discontinuous at the interface between the fibers and the matrix.

Procházka, P. u. a.: Ablösung von Fasern in einem Kompositmaterial mit Hilfe der Penalisierung

Der Artikel behandelt das Problem des Ablösens der Fasern von der Matrice in Kompositmaterialien. Am Übergang zwischen den Fasern und der Matrice wird das verallgemeinerte Mohr-Coulomb-Gesetz zusammen mit der Bedingung des Ausschlusses von Zugspannungen angewendet. Die Belastung wird auf konventionelle Weise eingetragen. An den Grenzen der Einheitszelle werden schrittweise in Verschiebungen ausgedrückte Einheitsimpulse eingetragen. Zur Vereinfachung wird in den vorliegenden Anwendungen eine regelmäßige Faserstruktur in der Kompositstruktur gewählt. Die radialen und tangentialen Oberflächenkräfte am Übergang zwischen Fasern und Matrice sind stetig, aber die Verschiebungen können in Abhängigkeit von der Erfüllung der Übergangsbedingungen unstetig sein.

● zprávy

Nový vodohospodářský projekt v Ivančicích



V první polovině ledna zástupci investora, kterým je Svazek vodovodů a kanalizací Ivančice, a zhotovitele OHL ŽS slavnostně podepsali smlouvu o realizaci projektu „Zlepšení kvality vody v řekách Jihlava a Svratka nad nádrží Nové Mlýny“. Odstartoval tak jeden z největších vodohospodářských projektů nejen v regionu, ale i v celé České republice. Celkem bude rekonstruováno 7,8 km kanalizace v Ivančicích a 2,4 km v Oslavanech a Padochově. Nově bude vybudováno 18,6 km kanalizace (8 km Ivančice, 10,6 Oslavany a Padochov). U rekonstrukce vodovodu připadne na Ivančice 7 km, na Oslavany a Padochov 8 km. Dokončení zakázky je plánováno do konce listopadu 2012. Náklady na realizaci díla budou hrazeny z vlastních zdrojů investora, příspěvku Evropské unie, z dotací Státního fondu životního prostředí a Jihomoravského kraje.

Tisková informace

Analýza dat z identifikační studie brownfields

Ing. Zuzana KRAMÁŘOVÁ, Ph.D.
ČVUT – Fakulta stavební, Praha

Na správním území obce s rozšířenou působností Dobříš byla v roce 2007 provedena identifikační studie brownfields. Analýza byla zaměřena na typ brownfieldu, majetkoprávní poměry, stavebně technický stav nemovitosti a velikost pozemků.

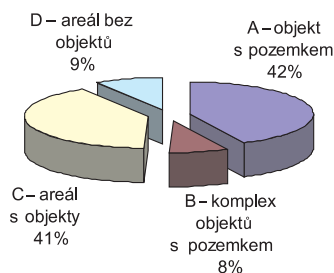
Město a úřady obce využívají Identifikační studii brownfields na území ORP Dobříš [1] zejména k usměrnění rozvojových aktivit investorů především na již dříve využívaná území (brownfieldy) a dále k ochraně nezastavěného území před neefektivním zábohem. V průběhu jejího zpracování bylo nalezeno, popsáno a dokumentováno 91 brownfieldů.

Typ nemovitosti

Podle typu byly nemovitosti rozděleny do skupin A až D (tab. 1). Nejvíce jsou zastoupeny skupiny A a C, tedy buď samostatné objekty s pozemkem, nebo areály s několika objekty. Z těchto dvou skupin jsou snadněji využitelné samostatné objekty s pozemkem. To platí zejména v menších sídlech, jako je Dobříš, kde je vyšší podíl soukromých subjektů s počtem zaměstnanců do dvaceti osob. Náznornější rozdělení v této skupině představuje graf na obr. 1.

Tab. 1. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle typu

Skupina	Popis	Identifikovaných	Zastoupení [%]
A	objekt s pozemkem	39	42
B	komplex objektů s pozemkem	7	8
C	areál s objekty	37	41
D	areál s minimem objektů	8	9
celkem		91	100



Obr. 1. Rozdělení a zastoupení dle typu brownfieldu

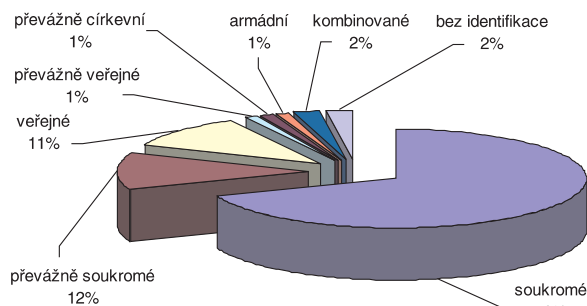
Majetkoprávní vztahy

Z hlediska dalšího možného využití a manipulace s nemovitostí (prodej, pronájem) bylo zvoleno dělení na převážně soukromé vlastníky, tj. veřejné (stát, kraje, obce), církevní, armádní, kombinované (rovnoměrná kombinace zmíněných typů), a vlastnictví bez možnosti identifikace (tab. 2, obr. 2). Dělení podle počtu vlastníků je patrné z tab. 3 a obr. 3. Z tabulek a grafů vyplývá, že 82 % brownfieldů je ve vlast-

nictví soukromém nebo převážně soukromém. Nezanedbatelnou skupinu – dohromady 12 % – tvoří brownfieldy ve veřejném vlastnictví, tedy nemovitosti, které lze revitalizovat pomocí financí ze státních dotačních fondů s minimálními problémy v oblasti vlastnických vztahů.

Tab. 2. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle majetkoprávních poměrů

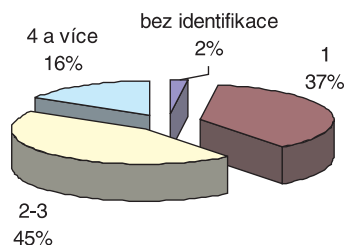
Vlastnictví	Identifikovaných	Zastoupení [%]
soukromé	63	70
převážně soukromé	11	12
veřejné	10	11
převážně veřejné	1	1
převážně církevní	1	1
armádní	1	1
kombinované	2	2
bez identifikace	2	2
celkem	91	100



Obr. 2. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle majetkoprávních poměrů

Tab. 3. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle majitelů nemovitosti

Vlastníci	Identifikovaných	Zastoupení [%]
1	34	37
2 – 3	40	45
4 a více	15	16
bez identifikace	2	2
celkem	91	100



Obr. 3. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle počtu majitelů nemovitosti

Možnosti revitalizace významně ovlivňuje počet vlastníků nemovitosti. U jediného vlastníka (37 %) nelze problémy při rozhodování předpokládat. V případě dvou až tří vlastníků (45 %) je rozhodování již ztíženo možnými neshodami. Poslední – velmi problematickou skupinu – tvoří nemovitosti se čtyřmi a více vlastníky. Při jednání s takovým počtem stran se dohoda a optimální řešení hledají již velmi obtížně a nezřídka k dohodě vůbec nedojde. V této skupině jsou zařazeny i nemovitosti s deseti a více různými vlastníky, což při rozhodování o možné remediaci představuje výrazné komplikace.

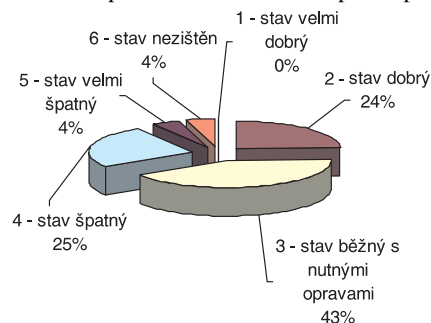
Stavebně technický stav

Předposledním typem je dělení podle aktuálního stavu nemovitosti. Hodnocení bylo řazeno do pěti stupňů plus kategorie s nezjištěným stavem. Do této kategorie byly zařazeny nemovitosti, ke kterým nebylo možné se přiblížit natolik, aby se dal posoudit jejich stav, např. zastíněné objekty nebo s možností přiblížení se pouze na větší vzdálenost. Rozdělení a podrobnější popis je patrný z tab. 4 a obr. 4. Přehled indikuje jednu z vážných překážek při revitalizaci brownfieldů, tj. zhoršený stavebně technický stav objektů – v 72 % případů jsou nutné opravy, z toho ve 40 % rozsáhlejší.

Tab. 4. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle stavebně technického stavu nemovitosti

Kategorie	Stav	Identifikovaných	Zastoupení [%]
1	vynikající, nemovitost nevyžaduje opravy ani údržbu, dobré zajištění proti vniknutí nepovolaných osob, zpravidla nedávno opuštěná	0	0
2	dobry, nemovitost vyžaduje pouze nutnou údržbu, nosné a obvodové konstrukce bez poruch, dobré zajištění proti vniknutí nepovolaných osob, pravděpodobná brzká výměna výplní otvorů, popř. podlah	22	24
3	běžný, nemovitost vyžaduje opravy (např. výměnu okapů, výplní otvorů), nosné a obvodové konstrukce bez viditelných poruch, nezajištěno nebo zajištěno minimálně proti vniknutí nepovolaných osob	38	43
4	špatný, nemovitost vyžaduje rozsáhlejší opravy (např. výměnu některých prvků v konstrukci krovu, chybějící výplně otvorů, zjevné známky poškození vlhkostí v konstrukcích – plísň, výkvěty solí), bez zajištění proti vnikání osob	23	25
5	velmi špatný, nemovitost v kritickém stavu, patrné poškození nebo hroucení nosných či obvodových konstrukcí, bez statického zajištění, nebezpečná okolí	4	4
6	nezjištěn, nemovitosti zastíněná jinými objekty s možností přiblížení se pouze na větší vzdálenost	4	4
celkem	-	91	100

ší. Špatný stavebně technický stav objektu znamená nutnost jeho sanace, tudíž zvýšení počátečních nákladů před započátkem provozu. To společně s velmi malou pravděpodobností



Obr. 4. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle stavebně technického stavu nemovitosti

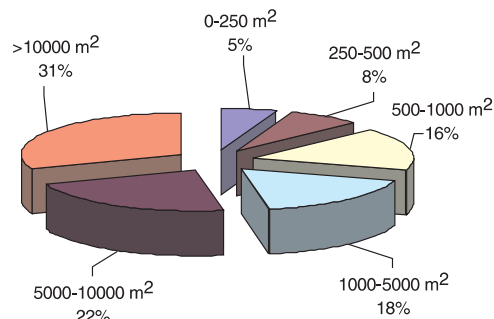
nalezení příslušné stavební dokumentace takřka zaručuje výskyt nepředvídatelných komplikací při opravách objektu. Tento fakt je jednou z hlavních příčin neochoty developerů investovat do brownfieldů.

Velikost pozemků

Poslední kategorizací byla velikost brownfieldu. Součet plochy jednotlivých parcel sice nevypovídá odpovídajícím způsobem o skutečné velikosti brownfieldu (využitelné ploše), která je u vícepodlažních objektů pochopitelně vyšší, ale lze je velmi dobře porovnávat s celkovou plochou území, v němž byla studie prováděna. Pro menší města – sídla a správní území s počtem obyvatel 5 000-30 000, k nimž Dobříš bezesporu patří (město Dobříš: 7 935 obyvatel; ORP Dobříš: 18 841 obyvatel), jsou významné brownfieldy větší než 0,5 ha. Takových je na tomto území celkem 48, tedy 53 % ze všech identifikovaných. Zvláštní skupinu tvoří velmi malé brownfieldy, v tomto případě menší než 500 m². Na zkoumaném území je jich pouze 12, tedy 13 % z celkového počtu. Další dělení a počty jsou patrné z tab. 5 a obr. 5.

Tab. 5. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle velikosti parcel

Plocha [m ²]	Identifikovaných	Zastoupení [%]
0 ÷ 250	5	5
250 ÷ 500	7	8
500 ÷ 1 000	15	16
1 000 ÷ 5 000	16	18
5 000 ÷ 10 000	20	22
> 10 000	28	31
celkem	91	100



Obr. 5. Rozdělení a zastoupení brownfieldů dle velikosti parcel

Bez zajímavosti jistě není, že z celkové rozlohy ORP Dobříš (31 838,96 ha) zaujímají brownfieldy 258,83 ha, tedy 8,13 %. To je vzhledem k blízkosti hlavního města Prahy a její snadné dopravní dostupnosti poměrně vysoký podíl. Je to dáno patrně vyšším podílem opuštěných vojenských a zemědělských areálů s větší rozlohou.

Závěr

Jak ukazují výsledky analýzy, lze nejčastěji se vyskytující brownfield na sledovaném území charakterizovat jako areál větší než 0,5 ha, s objekty v soukromém vlastnictví dvou nebo tří vlastníků v běžném stavebně technickém stavu, vyžadujícím opravy. Tento brownfield je pochopitelně hypotetický, nicméně je charakteristický pro nečastěji se vyskytující jevy v daných kategoriích. Tyto jevy indikují jedny z nejčastějších problémů, s nimiž se lze při revitalizačních setkat. Jsou jimi především vyšší počet vlastníků a s tím související obtížnější jednání z hlediska majetkoprávního, a dále pak zhoršený stavebně technický stav nemovitosti (u brownfieldů označovaný za „běžný“) vyžadující navýšení investic.

Článek vznikl za podpory výzkumného záměru MSM 6840770005.

Literatura

[1] Kramářová, Z.: Identifikační studie brownfields na území ORP Dobříš. Praha, 2007.

Kramářová, Z.: Analysis of Data from Identification Study of Brownfields

The analysis of data collected on the territory of the town of Dobříš was performed from the perspective of the type of the brownfield, property relationships, building and technical condition of the real estate, and the size of the land.

Kramářová, Z.: Analyse von Daten aus einer Identifikationsstudie von Industriebrachen

Auf dem Gebiet der Gemeinde mit erweitertem Wirkungsbereich Dobříš wurde eine Analyse gesammelter Daten vom Gesichtspunkt des Industriebrachentyps, der vermögensrechtlichen Verhältnisse, des bautechnischen Zustands der Immobilien und der Größe der Grundstücke durchgeführt.

• veletrhy

Samoter

28^o Salone Internazionale Triennale Macchine
Movimento Terra, da Cantiere e per l'Edilizia

Od 2. do 6. března se v italské Veroně uskuteční již 28. ročník mezinárodního veletrhu pozemního a stavebního strojírenství Samoter zaměřený na širokou oblast stavebnictví, betonářství, stavby silnic a dalších pozemních komunikací. Leitmotivem letošní sezóny je udržitelná výstavba. Mezi klíčová témata patří bezpečnost a dozor nad stavebním procesem, vztah mezi životním prostředím a ekonomikou, standardy a zákony, stavební nástroje a výrobky, etika a design.

Nejzajímavější technická a technologická řešení získají prestižní cenu Samoter International Award. Paralelní soutěží je Samoter Innovation Competition oceňující především inovace ve smyslu energetické úspory, produktivity či ergonomie.

Tisková informace

• dizertace



Generické vlastnosti modelů dopravního proudu

Tomáš Apeltauer

Dizertace je zaměřena na využití simulačních nástrojů při zkoumání nelineárních vlastností dopravního proudu. Konkrétní studované situace zahrnují jednapruhový dopravní proud, modelování náhlé poruchy nebo dopravní proud ve více jízdnicích umožňující předjíždění vozidel. V mnoha případech jsou pozorovány generické nelineární jevy, jako jsou bifurkace, hystereze, spontánní narušení symetrie nebo chaotické chování dopravního proudu.

Vývoj bariérových kapalinotěsných a plynotěsných povrchových úprav s využitím odpadních látek

Pavel Dohnálek MSCE

Dizertační práce se zabývá využitím průmyslových odpadů jako surovin ve formulaci bariérových nátěrů a stěrek na bázi sekundární krystalizace cementu. Práce dává pozitivní odpověď na možnost úspěšného použití odpadních surovin.

Geodatabáze a její využití pro geodynamické zhodnocení a interpretaci pohybových tendencí v oblasti střední Evropy

Jitka Hotovcová

Práce se zabývá sjednocením rozsáhlého souboru geodetických, geofyzikálních a geologických dat za účelem sledování horizontálních pohybových tendencí na území střední Evropy. Jde o analýzu družicových dat získaných geodetickými aparaturami GPS, zpracovaných pro oblast střední Evropy v rámci centrální evropské sítě (CEGRN).

Metody zvýšení čistícího účinku vegetačních kořenových čistíren s horizontálním podpovrchovým prouděním

Ludmila Vodičková

Dizertace zkoumá zvýšení čistícího účinku amoniakálního znečištění u vegetačních kořenových čistíren a na hledání způsobů, jak zajistit v jejich filtračních polích vhodné podmínky pro průběh nitrifikace.

Posouzení vlivů některých elektronických zařízení na lidský organismus

MUDr. Milan Markovič

Dizertační práce se zabývá měřením elektromagnetického záření vyzařovaného mobilními telefony, bezdrátovými telefony a anténami stožárů mobilních telefonů a zkoumáním vlivu na lidské zdraví. Práce vyvrací obavy veřejnosti z možného poškození zdraví elektromagnetickým zářením při používání mobilních či bezdrátových telefonů či pobytu v blízkosti anténních stožárů.

Biologická dostupnost a ekotoxikologické nebezpečí těžkých kovů v tocích ovlivněných ČOV

doc. RNDr. Dana KOMÍNKOVÁ, Ph.D.
Ing. Dáša ŠTARMANOVÁ
Mgr. Jana NÁBĚLKOVÁ, Ph.D.
ČVUT – Fakulta stavební, Praha

Vliv různých typů čistíren odpadních vod (ČOV) na obsah těžkých kovů ve vodních ekosystémech byl sledován na třech drobných tocích. Obecně lze konstatovat, že sledované ČOV obsah těžkých kovů ve vodě a v sedimentu negativně neovlivňují. Závažným jevem byl nárůst biologické dostupnosti těžkých kovů a jejich vyšší koncentrace v biomase vodních živočichů pod čistírnami odpadních vod.

Úvod

Těžké kovy se vyskytují v životním prostředí přirozeně, jejich hlavním zdrojem jsou však různé typy antropogenní činnosti. Závažný toxikologický účinek je důvodem, proč patří mezi prioritní polutanty. V současné době se hlavním zdrojem znečištění stává splach ze zpevněných ploch urbanizovaných oblastí zatížených různými typy dopravy, lokálními topeništi, drobnými průmyslovými provozovnami atd.

Chování těžkých kovů ve vodním prostředí není ještě zcela prozkoumáno. Náhlé změny fyzikálně chemických podmínek v tocích, způsobené zaústěním objektů městského odvodnění do recipientu, se výrazně podílejí na změně jejich chování. Na jedné straně mohou přispět ke zvýšení toxikologického rizika v důsledku zvýšené remobilizace kovů ze sedimentu zpět do vodního roztoku, na straně druhé tvorbou nerozpustných komplexů s některými látkami přítomnými v odpadních vodách se může toxikologické riziko snížit.

Těžké kovy se ve vodním ekosystému vyskytují zejména vázané na částice sedimentu a v biomase vodních organizmů, v rozpuštěné formě se vyskytují jen po přechodně krátkou dobu. Mají velkou afinitu k organické hmotě a rychle přecházejí z vodního roztoku do sedimentu [9], [13]. Z těchto důvodů je nezbytné sledovat jejich obsah ve všech složkách vodního prostředí, tzn. vodě, sedimentu a vodních organizmech.

U řady kovů byla sledována schopnost bioakumulace a hromadění v potravních řetězcích [6]-[8], [10], [14], [17]-[19]. V urbanizovaných povodích, kde je řada vodních ploch sloužících k chovu ryb zásobena vodou z recipientů ovlivněných objekty městského odvodnění, mohou představovat dlouhodobé hygienické riziko pro lidskou populaci.

Obsah těžkých kovů ve vodních ekosystémech byl sledován na třech drobných tocích ovlivněných různými typy čistíren odpadních vod. První dvě čistí hlavně splaškové vody z domácností a odpadní vody z drobných průmyslových provozoven. Jejich kapacita je 9 670, resp. 4950 EO. Třetí je zatížena speciálními odpadními vodami s vysokým podílem srážkové vody. Riziko spojené s výskytem těžkých kovů v jednotlivých složkách ekosystému bylo vyhodnoceno s využitím několika typů indexů (koeficient nebezpečnosti, distribuční koeficient, bioakumulační faktor).

Odběrová místa

Vliv různých typů ČOV (v textu označených A, B, C) byl sledován na tocích, které jsou si velikostí a vodností blízké. Lokality byly vybrány tak, aby bylo možné postihnout vliv na obsah těžkých kovů, tzn. nad a pod ČOV.

- ČOV A (D1 nad, D2 pod) je mechanicko-biologická s projektovanou kapacitou 4 950 EO a denním přítokem 1 080 m³ d⁻¹. V současné době počet obyvatel připojených na kanalizaci odpovídá 2 300 EO a přítékající množství odpadních vod je přibližně poloviční, než je projektováno. Čistí splaškové odpadní vody z domácností.
- ČOV B (S1 nad, S2 pod) čistí splaškové vody z domácností a drobných provozoven. Má kapacitu 9 670 EO s průměrným denním přítokem 1 595 m³ d⁻¹.
- ČOV C (P2 nad, P3 pod) čistí nejen splaškové odpadní vody, ale i technologické vody, průmyslové odpadní vody a srážkové vody. Složka splaškových odpadních vod je relativně kvalitativně i kvantitativně stabilní. Kvalita srážkových vod vykazuje značné sezónní rozdíly, zatímco v letním období je možné málo kontaminované srážkové vody po mechanickém čištění odlehčovat do recipientu, v zimním období je nutné veškeré srážkové vody zachytit a čistit na biologickém stupni.

Metodika

Ve vybraných lokalitách byl obsah těžkých kovů sledován ve vodě, sedimentu a vodních organizmech, zejména v bentosu a nárostech. Vzorky vody byly odebírány do polyetylenových lahví, konzervovány HNO₃ a uchovány v chladničce pro pozdější analýzu. Sediment byl odebrán plastovou lopatkou, po převozu do laboratoře zmrazen a následně vysušen lyofilizací. Suché vzorky byly mikrovlnně rozloženy za přítomnosti HNO₃ a H₂O₂ [20].

Bentické organizmy se odebíraly do vzorkovačů s umělým substrátem umístěných v toku po dobu jednoho měsíce [12]. Po převozu do laboratoře byly organizmy roztříděny do čeledí a spočítány. Vzorky bentických organizmů a nárostů byly zmrazeny a následně vysušeny lyofilizací. Vodní organizmy byly rozloženy HNO₃ a H₂O₂ v mikrovlnné peci [2], [12].

Obsah těžkých kovů (Cd, Cu, Cr, Ni, Pb, Al, Zn, Mn a Fe) byl analyzován atomovou absorpční spektrometrií (FAAS a GFAAS).

Prvním krokem při hodnocení rizika polutantů je určení, která fáze, kapalná (voda) nebo pevná (sediment, popř. suspendovaná látka), je pro vazbu škodliviny rozhodující. Distribuční koeficient *K_d*, vyjadřující míru sorce polutantu na pevný materiál, je dán poměrem koncentrace polutantu vázaného na pevné prostředí (půdu či sediment) k jeho koncentraci v okolním vodním prostředí v rovnovážném stavu [21].

Nebezpečnost se hodnotí koeficientem nebezpečnosti *HQ* (Hazard Quotient), který porovnává aktuální koncentraci v prostředí se zvoleným toxikologickým kritériem, tzv.

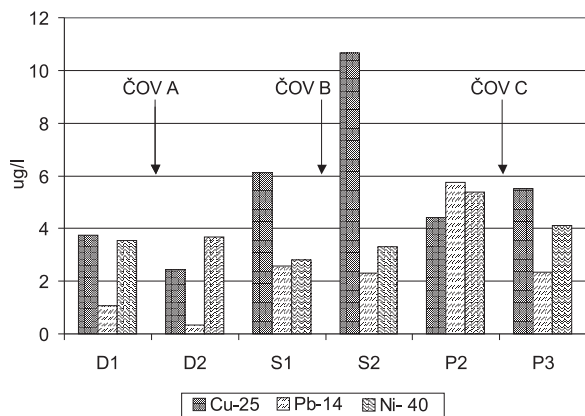
benchmarkerem, což je hraniční hodnota ukazatele v daném prostředí, jež způsobuje statisticky významný účinek na systém. Mezi nejčastěji používané benchmarkery patří hodnoty *TEC* (Threshold Effect Concentration, koncentrace prahového účinku) a *PEC* (Probable Effect Concentration; koncentrace pravděpodobného účinku), stanovené US EPA [11]. Ekologická nebezpečnost je signalizována ve všech případech, kdy je $HQ > 1$ pro jeden polutant [1].

Podobným faktorem koeficientu nebezpečnosti, avšak pro hodnocení více kovů současně, je *CCU* (Cumulative Criterion Unit) [4]. Clements [4] jej použil k rozdělení lokalit do čtyř kategorií dle koncentrace těžkých kovů v prostředí (pozadí, nízký, střední a vysoký obsah) a k předpovědi změn ve složení bentického společenstva. Hodnocení je provedeno na základě koncentrací, které vyvolávají chronický účinek u bentických organismů.

Velký význam má také analýza stopových prvků (včetně těžkých kovů) v biomase makrozoobentosu, zvláště v lokalitách s obtížně detekovatelným obsahem kovů. Bentické organismy jsou důležitým článkem při hodnocení ekologického rizika ve vodním toku. Nejjednodušší metodou odhadu zatížení bioty je použití biota akumulčního faktoru *BAF*, což je podíl koncentrace škodliviny v organismu k její koncentraci v abiotickém prostředí [18]. Nejčastěji se používá biota sediment akumulční faktor *BSAF*.

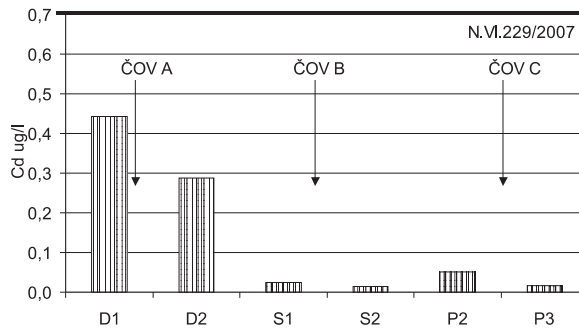
Výsledky a diskuze

Koncentrace těžkých kovů ve vodě byly při odběrech na sledovaných lokalitách pod hodnotami *EQS* (nař. vl. 229/2007 Sb.) a vyhověly požadavkům kvality. Nízké koncentrace ve vodě je možné vysvětlit vysokou afinitou k sedimentům a rychlým navázáním do pevné fáze [9], [13]. Z dlouhodobého hlediska nejsou pro vodní organismy rizikové, a to ani v profilech pod ČOV. U B a C bylo zjištěno, že přispívají k zatížení recipientů zvýšením koncentrace mědi (*obr. 1*). Opačná situace byla zaznamenána pro kadmium a olovo, které ve vodě pod ČOV dosahují nižších koncentrací (*obr. 1, obr. 2*).

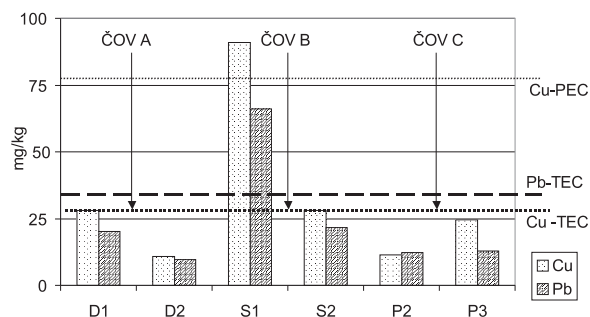


Obr. 1. Obsah těžkých kovů ve vodě hodnoty *EQS* za jednotlivými prvky dle nař. vl. 229/2007 Sb.

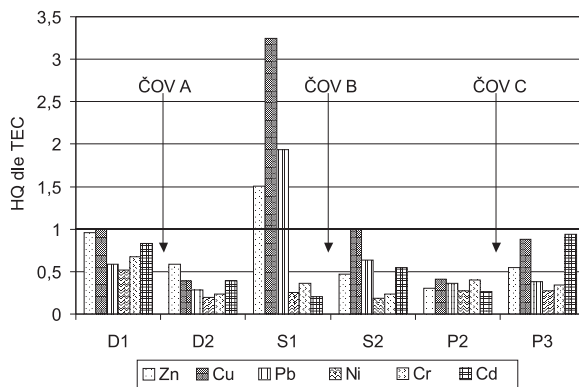
Zatímco kontaminace kovů ve vodě vyhověly požadavkům kvality, je situace se sedimenty poněkud odlišná, zejména v lokalitě S1 nad ČOV B. Na lokalitě S1 dochází k překročení benchmarkeru *TEC* pro zinek, olovo a měď, která překračuje i *PEC* [11]. V ostatních lokalitách *TEC* nebyl překročen (*obr. 3*), sediment nepředstavuje z dlouhodobého hlediska pro vodní biotu toxikologické nebezpečí.



Obr. 2. Obsah kadmia ve vodě



Obr. 3. Obsah mědi a olova v sedimentech --- hodnoty benchmarkerů *TEC* a *PEC* (hodnota *PEC* pro olovo je 396 mg kg^{-1})



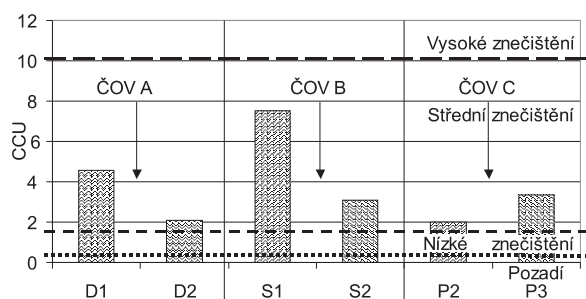
Obr. 4. Koeficient nebezpečnosti pro vybrané kovy — hodnota, jejíž překročení indikuje zvýšené riziko ohrožení vodního ekosystému

Vyhodnocení obsahu těžkých kovů dle koeficientu rizika *HQ*, vypočítaného na základě přísnějšího *TEC*, je patrné z *obr. 4*. Ukazuje, jak se jednotlivé ČOV podílejí na zvýšení ekotoxikologického ohrožení vodního ekosystému těžkými kovy. Je zjevné, že pouze v lokalitě S1 je u tří kovů překročena hodnota 1, což indikuje zvýšené ohrožení vodního ekosystému.

Ze získaných dat je patrné, že ČOV A a B přispívají ke snížení znečištění Zn, Cu, Pb, Ni, Cr, ČOV A i kadmium. U C se specifickým znečištěním je možné sledovat nárůst koeficientu nebezpečnosti pro Zn, Cu a Cd. V případě kadmia dochází ke zvýšení až na 3,5násobek hodnoty nad ČOV. Pod C je však nižší koncentrace chromu v porovnání s profilem nad ČOV.

Hodnocení nebezpečnosti těžkých kovů na základě několika dalších indexů však ukazuje, že přestože většina jich nepřesahuje standardy environmentální kvality nebo benchmarkery, mohou představovat z dlouhodobého hlediska určité nebezpečí, zejména na lokalitách pod ČOV.

Hodnocení dle *CCU* [4], který je zde počítán na základě *TEC*, je shrnuto v *obr. 5*. Tento benchmarker byl zvolen proto, že udává hodnoty bez negativního účinku na společenstvo na rozdíl od *PEC*, udávajícího koncentrace, které mohou negativní účinek u organismů vyvolat. *Obrázek 5* indikuje, že sledované lokality jsou zařazeny do kategorie středního znečištění, kdy již může docházet ke zvýšené úmrtnosti citlivých druhů a změně skladby bentického společenstva. Z obrázku je také zřejmé, že zatímco A a B přispívají ke snížení ohrožení vodního ekosystému těžkými kovy, ČOV C zvyšuje existující ohrožení vodní bioty a může přispívat k poklesu druhové diverzity a zvýšené úmrtnosti citlivých druhů. Z grafu je zřejmé, že zdroje znečištění těžkými kovy se na všech sledovaných tocích nacházejí již v horní části povodí. Lze předpokládat, že těmito zdroji jsou buď černá zaústění odpadních vod z drobných provozoven, nebo jde o povrchový splach z místních, často značně frekventovaných komunikací.



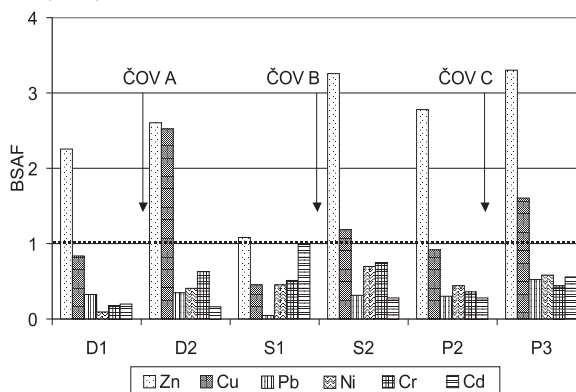
Obr. 5. Hodnoty *CCU* (Cumulative Criterion Unit) vyjádřené na základě benchmarkeru *TEC*

Distribuční koeficient udávající, která fáze je pro výskyt kovu ve vodním prostředí podstatná, ukazuje na většinu lokalit, že se kovy často vyskytují rozpuštěné nebo vázané na suspendované látky a mohou představovat nebezpečí pro vodní organismy. Rozdělení kovů mezi kapalnou a pevnou frakci je závislé na řadě faktorů, např. na hydrodynamických, geochemických a biologických procesech, environmentálních podmínkách (redox potenciálu, pH, salinitě, teplotě atd.), které v jednotlivých přírodních systémech ovlivňují jejich chování a výskyt [7], [8], [15], [16]. Logaritmické hodnoty distribučního koeficientu, běžně používané pro hodnocení distribuce mezi pevnou a kapalnou fází, udává *tab. 1*. Pokud je logaritmická hodnota okolo 3, kov se vyskytuje zejména v rozpuštěné formě, přesahuje-li 5, preferuje vazbu do sedimentu, hodnota 4 pak indikuje vazbu na suspendované látky, kterých bývá ve vodním sloupci většinou jen malé množství, a kovy jsou proto transportovány hlavně v rozpuštěné formě [21]. Kovy, vyskytující se v rozpuštěné formě nebo vázané na suspendované látky, představují značné ekotoxikologické riziko pro vodní organismy a jsou biologicky dostupnější než kovy vázané v sedimentu.

Tab. 1. Logaritmické hodnoty distribučního koeficientu

	Zn	Cu	Pb	Ni	Cd
D1	3,8	3,9	4,3	3,8	3,0
D2	4,3	3,6	4,4	3,3	2,9
S1	3,9	4,2	4,4	3,6	3,7
S2	3,3	3,4	4,0	3,3	4,3
P2	3,4	3,4	3,3	3,3	3,5
P3	3,6	3,7	3,7	3,4	4,5

O možném toxikologickém nebezpečí svědčí u některých kovů (zejména u Zn, Mn, Cu) i hodnota biota sediment akumulčního faktoru *BSAF*, přesahující hodnotu 1, což znamená, že se kovy v biomase akumulují do koncentrací vyšších, než jaké jsou v sedimentu [5], [18].



Obr. 6. Průměrné hodnoty *BSAF* (Biota Sediment Akumulční Faktor)

Při porovnání těchto hodnot nad ČOV a pod ní (*obr. 6*) je zřejmé, že pod všemi sledovanými ČOV dochází ke zvýšení biologické dostupnosti těžkých kovů i přesto, že není zvýšeno zatížení prostředí těžkými kovy.

Závěr

Na sledovaných tocích bylo zjištěno, že obsah toxických kovů ve vodě splňuje požadavky nařízení vlády č. 229/2007 Sb. Kvalita sedimentu vyhověla zvoleným kritériím *TEC* a *PEC* na všech lokalitách s výjimkou S1, která se nachází nad ČOV B. Zde byly překročeny hodnoty pro Zn, Cu a Pb, zdroj znečištění je nutné hledat mimo ČOV. U většiny kovů byl zjištěn pozitivní vliv odtoků z ČOV, které způsobovaly snížení koncentrací nejen ve vodě, ale i v sedimentu. Negativně se prokázal pouze vliv C, která čistí speciální odpadní vody a způsobuje zvýšení koncentrací zinku, mědi a kadmia (tyto hodnoty jsou však nižší než zvolené standardy environmentální kvality) v sedimentu.

Přestože se neprokázal výrazný negativní vliv ČOV na obsah většiny sledovaných těžkých kovů ve složkách prostředí (voda a sediment), jejich obsah v biomase vodních organismů ukazuje, že ČOV mění biologickou dostupnost těžkých kovů, které se hromadí ve větší míře ve vodní biotě. Hodnocení pomocí faktoru *CCU* ukázalo, že i když většina koncentrací vyhovuje environmentálním standardům kvality, může v důsledku synergického účinku přítomných kovů dojít ke zvýšení úmrtnosti citlivých druhů a ke snížení druhové pestrosti vodní bioty.

Toxikologické nebezpečí nemůže být vyhodnoceno pouze na základě porovnání získaných hodnot se standardy environmentální kvality, je třeba využít i metody, které zohledňují i synergický efekt nebo možnosti bioakumulace. Při identifikaci emisních limitů bude proto nutné přihlížet nejen k faktorům prostředí, ale i typu antropogenního zdroje a vlivům, které mohou chování těžkých kovů a obecně prioritních polutantů zásadním způsobem ovlivnit. Individuální přístup k identifikaci emisních limitů se jeví jako nezbytný předpoklad k dosažení dobrého chemického a ekologického stavu vodních toků.

Článek vznikl za podpory projektů č. 203/08/P387 GA ČR a č. MSM6840770002 MŠMT.

Literatura

- [1] Barnhouse, L. W. et al.: Methodology for Risk Environmental Risk Analysis. ORNL/TM/8167. Oak Ridge, TN: Oak Ridge National Laboratory, 1982.
- [2] Barwick, M.: Assessment of Copper, Cadmium, Zinc, Arsenic, Lead and Selenium Biomagnification within a Temperate Eastern Australian Seagrass Food Web. [Ph.D. Thesis], University of Canberra, 1999.
- [3] Bryan, G. W. – Langstone, W. J.: Bioavailability, Accumulation and Effects of Heavy Metals in Sediment with Special References to United Kingdom Estuaries: A Review. Environmental Pollution, 76, 1992, pp. 89-131.
- [4] Clements, W. H. – Carlisle, D. M. – Lazorchak, J. M. – Johnson, P. H.: Heavy Metals Structure Benthic Communities in Colorado Mountain Streams. Ecological Applications 10 (2), 2000, pp. 626-638.
- [5] Davis, A. – Ruby, M. V. – Bergstrom, P. D.: Factors Controlling Lead Bioavailability in the Butte Mining District. Environmental Geochemistry and Health, Vol. 3/4, 1994, pp. 147-157.
- [6] di Toro, D. M. – Mahony, J. D. – Hansen, D. J.: Toxicity of Cadmium in Sediment: The Role of Acid Volatile Sulfide. Environmental Toxicology and Chemistry, 9, 1990, pp. 1487-1502.
- [7] Eggleton, J. – Thomas, K. V.: A Review of Factors Affecting the Release and Bioavailability of Contaminants during Sediment Disturbance Events. Environmental International, Vol. 30, 2004, pp. 973-980.
- [8] Forstner, U.: Contaminated Sediments: Lectures on Environmental Aspects of Particle-Associated Chemicals in Aquatic Systems. Berlin, Springer Verlag 1989.
- [9] Handová, Z. – Koniček, Z. – Liška, M. – Maršálek, J. – Matěna, J. – Sedá, J.: CSO Impacts on Receiving Waters: Heavy Metals in Sediments and Macrozoobenthos. Proceedings of 7th International Conference on Urban Storm Drainage, Hannover, Germany, 9-13. Sept.'96, pp. 485-490. US EPA 3051: Standard Method. Microwave Assisted Acid Digestion of Sediments, Sludges, Soils, and Oils. Washington DC, 1996.
- [10] John, D. A. – Leventhal, J. S.: Bioavailability of Metals. In: Preliminary Compilation of Descriptive Geoenvironmental Mineral Deposit Model. Edited by A. du Bray. U. S. Geology Survey Open File Report, 1995, pp. 95-831.
- [11] Jones, D. S. et al.: Toxicological Benchmarks for Screening Contaminants of Potential Concern for Effects on Sediment-Associated Biotas: 1997 Revision, ES/ER/TM-95/R4. Oak Ridge National Laboratory, 1997.
- [12] Komínková, D.: Vliv městského odvodnění na bioakumulaci těžkých kovů. [Habilitation práce], ČVUT Praha, 2006, 112 s.
- [13] Komínková, D. – Nábělková, J.: The Risk Assessment of Heavy Metals in the Ecosystem of Urban Creeks. In: Water Science & Technology. Vol. 53, No. 10, 2006, pp. 65-73. /ISSN 0273-1223/
- [14] Luoma, S. N.: Bioavailability of Trace Metals to Aquatic Organism – A Review. The Science of the Total Environment. Vol. 28, 1983, pp. 1-22.
- [15] Nábělková, J.: Mobilita těžkých kovů v prostředí drobných urbanizovaných toků. [Dizertace], ČVUT Praha, 2005.
- [16] Page, S. D. et al.: US EPA 402-R-99-004A: Understanding Variation in Partition Coefficient, K_d, Values. Volume I – K_d Model, Measurement Methods, and Application of Chemical Reaction Codes. Office of Air and Radiation, Washington DC, 1999.
- [17] Pollert, J. – Komínková, D. – Handová, Z.: Impact of Floods on Technical and Ecological Stability of Small Urban Creeks. [Report], CTU Prague, 2005.
- [18] Rand, G. M.: Fundamentals of Aquatic Toxicology. Effects, Environmental Fate and Risk Assessment. Second Edition. North Palm Beach, Taylor & Francis 1995.
- [19] Tessier, A. – Campbell, P. G. C.: Partitioning of Trace Metals in Sediments: Relationship with Bioavailability. Hydrobiologia, Vol. 149, 1987, pp. 43-52.
- [20] US EPA 3051: Standard Method. Microwave Assisted Acid Digestion of Sediments, Sludges, Soils, and Oils, Washington DC, 1994.
- [21] Veselý, J.: Chemické složení labecké vody a sedimentů u statní hranice v Hřensku. Labe, řeka současnosti a budoucnosti. Děčín, 1994, s. 97-103.

Komínková, D. et al.: Biological Availability and Ecotoxicological Hazard of Heavy Metals in Rivers Affected by Wastewater Treatment Plants

An impact of different wastewater treatment plants (WWTPs) on heavy metals concentration in the aquatic ecosystem was studied on three creeks. Generally, it can be stated that the monitored WWTPs do not negatively impact the content of heavy metals in water and sediment. The most serious impact is related to increasing biological availability of heavy metals and higher concentration in aquatic organisms below WWTPs.

Komínková, D. u. a.: Biologische Verfügbarkeit und ökotoxikologische Gefahr von Schwermetallen in von einer Kläranlage beeinflussten Wasserläufen

Der Einfluss verschiedener Typen von Kläranlagen auf den Gehalt an Schwermetallen in Wasser-Ökosystemen wurde an drei kleinen Wasserläufen untersucht. Allgemein kann festgestellt werden, dass die untersuchten Kläranlagen den Gehalt von Schwermetallen im Wasser und im Sediment nicht negativ beeinflussen. Eine schwerwiegende Erscheinung an allen untersuchten Wasserläufen war der Anstieg der biologischen Verfügbarkeit von Schwermetallen und deren höhere Konzentration in der Biomasse der Wasserlebewesen unterhalb der Kläranlagen.

● veletrhy

Main Point Karlin

V těsném sousedství luxusního hotelu Hilton vzniká originální administrativní budova, která v sobě spojí výraznou architekturu a vysoce efektivní a komfortní vnitřní prostory. Architektonické řešení objektu spojuje harmonie měkkých křivek v jinak přímočaré a důsledné architektuře. Oblé tvary objektu umožňují nový přístup k využití prostoru a plynulá křivka fasády dovoluje umístění plnohodnotných pracovních míst po celém obvodu. Práci v budově zpříjemní terasa s pěstěnou zelení na střeše budovy s výhledem na historické centrum Prahy. Další výhodou jsou otevíratelná okna ve všech částech budovy i systém ventilace a chlazení. Atrium ve středu budovy přivádí do vnitřních prostor přirozené denní světlo.



Bude zde uplatněno chlazení a větrání pomocí indukčních jednotek, s využitím vltavské vody z proplachovacího kanálu pod budovou. Výjimečná bude též fasáda, které dominují francouzská okna na celou výšku podlaží, mezi okny jsou osazeny trojrozměrné pilíře ze sklobetonu.

Tisková informace

Zaměření obtížně dostupné jeřábové dráhy metodou volné sítě se dvěma stanovisky

doc. Ing. Martin ŠTRONER, Ph.D.

Ing. Rudolf URBAN

Ing. Pavel TŘASÁK

ČVUT – Fakulta stavební, Praha

Článek se zabývá zaměřením obtížně dostupné visuté jeřábové dráhy metodou volné sítě se dvěma stanovisky, která je na základě rozboru přesnosti provedeného v programu Planner3D a ověření na pěti jeřábových drahách využitelná s minimalizací pohybu figuranta při signalizaci měřeného bodu, veškeré určované hodnoty se vypočítají ze souřadnic určených vyrovnáním volné sítě metodou nejmenších čtverců.

Úvod

Určování směrových a výškových poměrů jeřábových drah je specifická geodetická činnost, která se řídí závaznou normou [1]. Hlavním účelem měření je rektifikace jeřábové dráhy tak, aby odpovídala přísným kritériím normy. Rektifikace se provádí v pravidelných intervalech, aby se předešlo nežádoucímu opotřebení a následnému vyřazení jeřábu z provozu. Hlavním objektem zaměření je kolejnice, u které je určována (v předepsaných bodech) poloha vztahovaná ke geometrickému středu kolejnice a výška k vrcholu kolejnice (obr. 1). Dále je určována poloha náražky, ve speciálních případech i poloha jeřábu. Body na kolejnici vhodné pro zaměření jsou dány normou a liší se podle sestavení dráhy. Zaměření se provádí při odstávce jeřábu do krajní polohy, aby nebylo ovlivněno jeho zatížením.



Obr. 1. Jeřábová dráha – pohled shora

Zaměřování výškových a směrových poměrů je geodetická činnost prováděná již poměrně dlouhou dobu, postupy měření jsou již zavedené a dostačující. V některých případech však nevyhovují, zejména není-li možný přístup ke kolejnicím (obr. 2). Postup popsáný v tomto článku byl vyvinut a zkušeno pro minimalizaci doby pohybu po kolejnicích vzhledem k tomu, že měřené dráhy byly dostupné pouze s horolezeckou odborností a vybavením. Vývoj a ověřování metody byl vyvolán potřebou zaměřit a vyhodnotit pět jeřábových drah v délce 20-80 m a výšce 5,5-9,5 m bez možnosti přístupu k měřeným bodům.



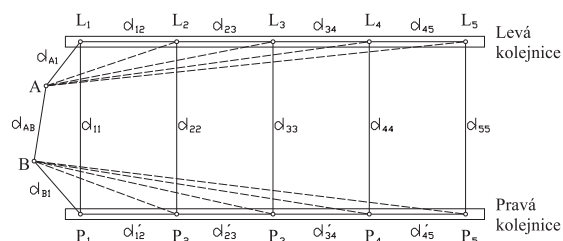
Obr. 2. Jeřábová dráha

Metody zaměření

Pro určení směrových a výškových poměrů jeřábových drah se v současné době používá několik metod, které se liší přesností, využitelností a rychlostí měření a zpracování.

Semipolární metoda

Nejstarší metodou k určování směrových parametrů jeřábových drah je metoda využívající úhlové měření v kombinaci s délkovým měřením podle speciálního postupu. Nejde o klasickou polární metodu, jíž jsou určovány vzdálenosti od středu přístroje na podrobné body, ale o metodu, při níž jsou veškeré délky dopočítány z délkového měření přímo na kolejnici, přičemž je měřena pouze jediná délka ke kolejnici (obr. 3).



Obr. 3. Semipolární metoda

Výpočet souřadnic a výšek podrobných bodů je určen prvním trojúhelníkem, v němž jsou měřené dvě délky a vrcholový úhel. Třetí délka se vypočte kosinovou větou a pokračuje se analogicky až na konec kolejnice. Rozchody kolejnic je vhodné kontrolně změřit pásmem a porovnat s výsledky výpočtu. Polohová souřadná soustava se volí tak, aby kladná osa Y směřovala z bodu A do bodu B. Výška podrobných bodů je potom vypočtena dle principu trigonometrické metody. Převýšení bodů A a B se realizuje měřením na nivelační lať pod vodorovnou záměrou.

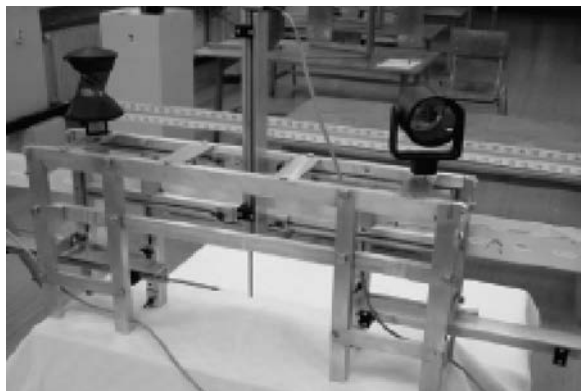
Polární metoda

V praxi se nejčastěji používá polární metoda. Z hlediska rychlosti měření je velmi jednoduchá a nevyžaduje zvláštní postupy ani pomůcky. Principem je prostorová polární metoda určení podrobných bodů na kolejnicích, která předpokládá dobrou viditelnost z jednoho stanoviska. Většina totálních stanic je vybavena dálkoměrem s přesností několika milimetrů, přesto je pro dodržení přesnosti udávané normou [1] nutné stanovisko stabilizovat tak, aby se do rozchodů kolejnic promítala chyba z délky co nejméně. Pokud je stanovisko stabilizované mezi kolejnicemi tak, aby s proměřovanými rozchody tvořilo přibližně rovnoramenný trojúhelník, potom se do měření promítá ve větší míře chyba v určitém směru, která je řádově menší než chyba délky.

Podrobné body na kolejnicích se většinou rozměřují pásmem a signalizují pomocí důlčků se středícími nůžkami. Odrazný hranol se přikládá přímo do důlčku. Pokud není nutné body rozměřovat, je výhodné využít změřených signalizačních prvků na odrazném hranolu nebo úhelníku, který je přikládán ke straně a k hlavě koleje zároveň, výsledný střed je pak početně upraven o polovinu šířky kolejnice.

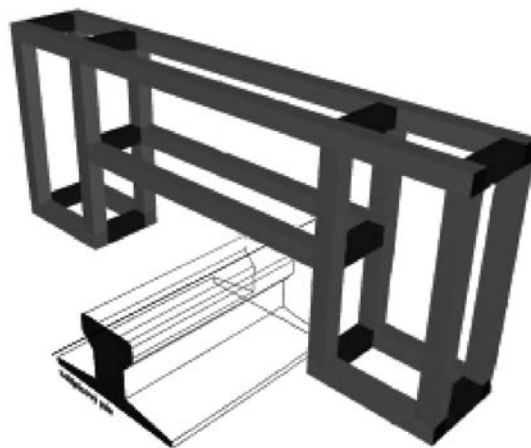
Automatické měřicí systémy

Jde o několik měřicích systémů ve funkčním celku. V systému uvedeném v [3] jde o spojení technologie robotizované totální stanice s technologií elektronických měřicích systémů. Základem je velmi přesně vyrobený rám z pevných slitin, na kterém jsou umístěny všesměrné odrazné hranoly, snímače naklonění a indukční snímače k měření krátkých délek. Systém je celý připojen k notebooku, který měřená data registruje. Pro pohyb systému je využíván jeřáb, který tlačí celý rám osazený vodícími kolečky s přítlačným zařízením (obr. 4, obr. 5).



Obr. 4. Automatický měřicí systém

Systém vyhodnocuje polohu kolejnice při dynamickém zatížení vahou jeřábu, což v platných normách není povoleno, ovšem lze ve velmi krátké době zpracovat velké množství dat s průhyby kolejnice při plném zatížení. Podobný systém slouží již několik desítek let k určování parametrů kolejnic v drážním průmyslu.



Obr. 5. Umístění systému nad kolejnicí

Metoda volné sítě se dvěma stanovisky

Téměř veškeré zde uvedené metody zaměření jeřábových drah jsou velmi dobře aplikovatelné na dráhy snadno přístupné, pro které je v okolí možné vybudovat stabilní stanovisko. Problém nastává při měření drah ve velké výšce s minimálním přístupem ke kolejnici, kdy je možné body pro měření signalizovat pouze s horolezeckou odborností a vybavením.

Řešení tohoto problému využívá úhlová i délková měření k vyrovnání účelové sítě tvořené dvěma stanovisky a podrobnými body na kolejnici. Proti ostatním umožňuje kontrolovat přesnost zaměření a je srovnatelně časově náročné jako postupy předešlé. Umožňuje rovněž minimalizovat pohyb figuranta při signalizaci měřeného bodu, veškeré určované hodnoty se vypočítají ze souřadnic určených vyrovnáním volné sítě metodou nejmenších čtverců.

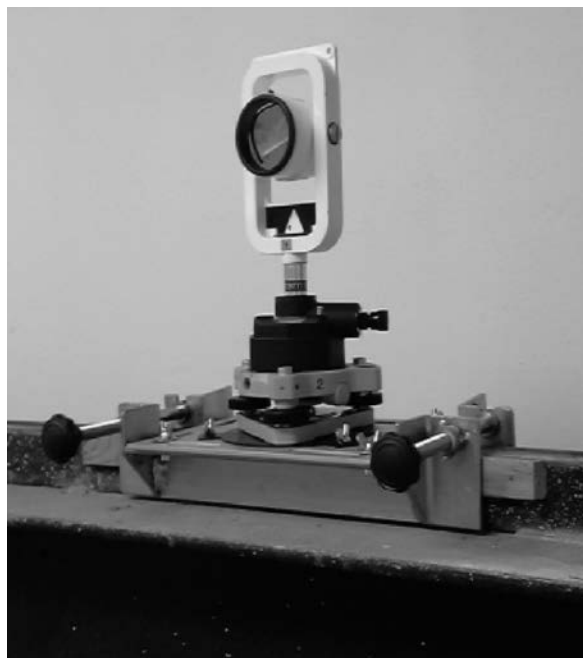
Postup měření

Na konci každé kolejnice je v univerzálním držáku upevněn přístroj tak, aby byla zaručena jejich vzájemná viditel-



Obr. 6. Odrazný hranol s hrotem

nost a bylo možné zaměřit nárazky kolejnic. Podrobné body na kolejnici jsou určeny a stabilizovány středními nůžkami s důlčkem. Odrasný hranol s hrotem (obr. 6) se přikládá do jednotlivých důlků a na něj se měří z obou přístrojů bezprostředně po sobě, aby byla zaručena kompaktnost nejen měření, ale i následného vyrovnání. Měření mezi stanovisky na základny lze provést tak, že po umístění univerzálních držáků (obr. 7) na kolejnici je první přístroj nastaven pro měření a na druhý držák se umístí hranol, ten se posléze zamění za přístroj, proběhne měření a po jeho skončení se první přístroj zamění za odrasný hranol a proběhne měření základny z druhého přístroje.



Obr. 7. Univerzální držák s hranolem

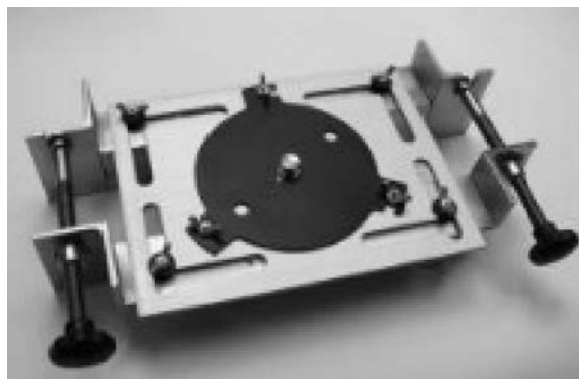
Vzhledem ke špatné dostupnosti se osvědčilo měření ve dvou skupinách, předchází se tím účinně hrubým chybám, čímž se významně snižuje riziko nutnosti přeměrování, a tedy zbytečných nákladů na práce ve výškách.

Přístrojové vybavení a pomůcky

Přístrojové vybavení pro měření jeřábových drah se skládá z klasických prvků. Nejdůležitější součástí jsou středící nůžky s důlčkem (obr. 8) pro nalezení a vyrazení středního bodu na kolejnici. Pro upevnění přístroje na kolejnici slouží univerzální držák (obr. 9).

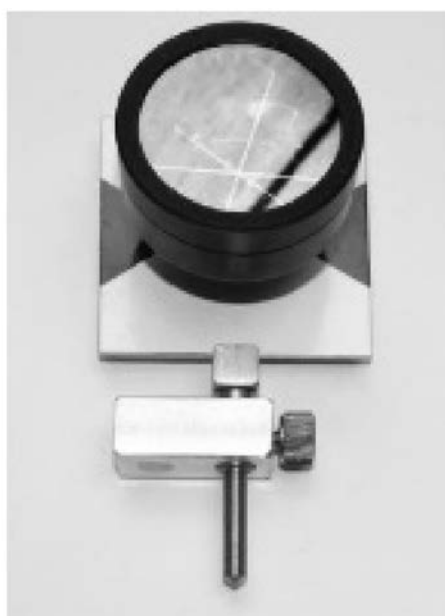


Obr. 8. Středící nůžky s důlčkem



Obr. 9. Univerzální držák

Poslední součástí je odrasný hranol uzpůsobený k měření jeřábových drah. Jde tedy o hranol pro přesná měření opatřený hrotem pro přesné umístění do bodu vyraženého důlčkem. Kromě libely pro horizontaci by měl mít možnost natáčení ve směru svislém a měl by být umístěn tak, aby poloha cílového obrazce byla po urovnání nad hrotem. Hranol na obr. 10, který byl použit pro měření, není náklonný ve svislém směru. Byl konstruován tak, aby jeho délkové měření (při měření vodorovném) bylo vztaženo k ose hrotu (pro většinu současných totálních stanic konstanta hranolu je rovna nule), což není pro tuto úlohu vhodné řešení. Při měření pod zenitovým úhlem lišícím se od 100 gon dochází při cílení k systematickým chybám při měření zenitových úhlů, které se značně zvětšují na krátké vzdálenosti (na vzdálenost 1,50 m a při zenitovém úhlu 105 gon činí chyba přibližně 0,05 gon). Cílový bod hranolu zde leží přibližně 10 mm před osou hrotu (hodnota byla zjištěna s uvážením lomu záměrné přímky na rozhraní atmosféra/hranol, což nelze při případném zavádění opravy opominout). Vzhledem k horizontálnímu pohybu cíle při směřování hranolu je vhodné cílit na hrot nebo na větší vzdálenost na střed tyčky nad hrotem a s utuženou horizontální ustanovkou poté cílit na hranol ve svislém směru, významně se tak zlepší přesnost měření vodorovných směrů.



Obr. 10. Hranol pro měření (součást soupravy)

K samotnému zaměření bylo využito dvou totálních stanic, které měřily ihned po sobě na každý bod kolejnice – Trimble S6 Robotic ($\sigma_\varphi = 0,3$ mgon, $\sigma_D = 1$ mm + 1 ppm D) s možností automatického cílení a Topcon GPT-7501 ($\sigma_\varphi = 0,3$ mgon, $\sigma_D = 2$ mm + 2 ppm D), viz obr. 11 a obr. 12.



Obr. 11. Trimble S6 Robotic



Obr. 12. Topcon GPT – 7501

Rozbor přesnosti před měřením

Pro zajištění přesnosti předepsané v normativních podkladech [1], [2] byl proveden rozbor přesnosti před měřením v programu PreciPlanner 3D. Program pracuje v operačním systému Microsoft Windows XP a vyšším a slouží pro plánování přesnosti měření prostorových místních (volných) sítí. V grafickém prostředí lze pracovat s přibližnými souřadnicemi bodů, definovat nové či mazat existující, určovat

měření a jejich přesnost. Program na výstupu poskytuje kovarianční matici souřadnic a umožňuje výpočet velikosti a přesnosti vodorovných, šikmých a svislých vzdáleností, tato funkce byla použita např. pro hodnocení přesnosti určení rozchodů. Příklad grafického rozhraní při definici měření je na obr. 13. Na základě tohoto rozboru byla prokázána teoretická využitelnost navržené metody z hlediska přesnosti a bylo posléze provedeno měření [6].

Výpočet souřadnic

Po zaměření se běžným způsobem zpracují zápisníky měření (s možností testování odlehlých hodnot mezi měření v první a druhé skupině). Další vyrovnaní je možno řešit např. v programu GaMa [4], který umožňuje v jednoduchém

The screenshot shows the 'Mapa měření' (Measurement Map) window in PreciPlanner 3D. On the left, a network diagram shows points 1 through 13 connected by lines, with station numbers 4001 and 4002. On the right, a table titled 'Měření' (Measurements) lists the following data:

Typ	Stanovisko	Cíl	Přesnost
zu	4001,00	1,00	0,00100
di	4001,00	1,00	0,00100
sd	4001,00	1,00	0,00100
zu	4001,00	2,00	0,00100
di	4001,00	2,00	0,00100
sd	4001,00	2,00	0,00100
zu	4001,00	3,00	0,00100
di	4001,00	3,00	0,00100
sd	4001,00	3,00	0,00100
zu	4001,00	4,00	0,00100
di	4001,00	4,00	0,00100
sd	4001,00	4,00	0,00100
zu	4001,00	14,00	0,00100
di	4001,00	14,00	0,00100
sd	4001,00	14,00	0,00100
zu	4001,00	13,00	0,00100
di	4001,00	13,00	0,00100
sd	4001,00	13,00	0,00100

Below the table are several control buttons: 'Přidat směr', 'Přidat SD', 'Přidat zenit', 'Přidat HD', 'Přidat VD', 'Seřadit', 'Přidat Vše', 'Přidat Úhly', 'Odebrat měření', 'Uložit jako', 'Uložit', 'Vše', '+', '<', '^', '>', 'Obnovit', '--', '<', 'v', '>'.

Obr. 13. Definice měření v grafickém rozhraní programu PreciPlanner 3D

souboru xml definovat vstupní soubor pro vyrovnání. Podstatná je zejména možnost zadání různých směrodatných odchylek měření, resp. možnost generování celého vstupního souboru pomocí jednoduchého skriptu v programu Scilab [5]. Pro další hodnocení výsledků a zajištění hodnověrnosti výsledků je vhodné zohlednit přesnost měření dosažitelnou v reálných podmínkách, zejména přesnost cílení v závislosti na vzdálenosti. Směrodatná odchylka umístění cíle a následného zacílení ve vodorovném směru byla určena jako $\sigma_{CH} = 0,1$ mm a ve svislém směru $\sigma_{CS} = 0,5$ mm. Pro každý zenitový úhel a vodorovný směr se směrodatná odchylka, charakterizující jeho přesnost pro vyrovnání, vypočítá ze vztahů

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma_{z0}^2 + \left(\frac{\sigma_{CS}}{d} \cdot \rho\right)^2},$$

$$\sigma_\varphi = \sqrt{\sigma_{\varphi0}^2 + \left(\frac{\sigma_{CH}}{d} \cdot \rho\right)^2},$$

kde $\sigma_{\varphi0}$ a σ_{z0} jsou směrodatné odchylky měření přístroje (podle parametrů přesnosti jednotlivého přístroje), d je vzdálenost měření, $\rho = 200$ gon/ π .

Hodnocení vyrovnání

Po vyrovnání je vhodné zhodnotit, zda přesnost odpovídá přesnosti plánované při rozboru před měřením, a to pomocí souladu směrodatných odchylek charakterizujících přesnost měření vkládaných do vah pro vyrovnání a oprav. Jednoduše lze provést testování směrodatné odchylky jednotkové po vyrovnání (aposteriorní) s_0 se směrodatnou odchylkou jednotkovou apriorní použitou pro volbu vah pomocí mezní výběrové směrodatné odchylky [7]. Mezní výběrová směrodatná odchylka

$$s_M = \sigma_0 \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{2}{n'}}\right),$$

kde σ_0 je apriorní směrodatná odchylka použitá pro tvorbu vah, n' je počet nadbytečných veličin. Aposteriorní směrodatná odchylka se určí ze vztahu

$$s_0 = \sqrt{\frac{\mathbf{v}^T \cdot \mathbf{P} \cdot \mathbf{v}}{n}},$$

kde \mathbf{v} je vektor oprav po vyrovnání, \mathbf{P} je (zde) diagonální matice vah, váhy p_i pro jednotlivá měření se za znalosti jejich směrodatné odchylky σ_i určí podle vzorce

$$p_i = \frac{\sigma_0^2}{\sigma_i^2},$$

kde σ_0 je volená konstanta.

Při každém použití uvedené metody bylo hodnocení provedeno a potvrdilo soulad předpokládané a dosažené přesnosti.

Závěr

Teoretickým rozбором přesnosti a měřickým experimentem na pěti jeřábových drahách byla prokázána využitelnost metody zaměření obtížně dostupné jeřábové dráhy metodou volné sítě se dvěma stanovisky. Metoda je vhodná v případě

obtížně dostupnosti kolejnic, minimalizuje četnost pohybu po kolejnici a dobu strávenou při signalizaci bodů.

Článek vznikl v rámci výzkumného záměru VZ 01 CEZ MSM VZ 6840770001 „Spolehlivost, optimalizace a trvanlivost stavebních materiálů a konstrukcí“, dílčí část „Geodetické monitorování k zajištění spolehlivosti staveb“.

Literatura

- [1] ČSN 73 5130 Jeřábové dráhy. ČSN, 1994.
- [2] ČSN 73 2611 Úchylky rozměrů a tvarů ocelových konstrukcí. ČSN, 1978.
- [3] Kyrinovič, P.: Automatizované meranie geometrických parametrov žeriavových dráh. [Dizertačná práca], STU Bratislava, 2009.
- [4] Program GNU Gama. <http://www.gnu.org/software/gama/gama.cs.html>. 20.11.2009.
- [5] Scilab. www.scilab.org, 17.8.2009.
- [6] Štroner, M.: Vývoj softwaru pro plánování přesnosti geodetických měření PreciSPlanner 3D. Stavební obzor, 19, 2010, č. 3, s. 92-95. /ISSN 1210-4027/
- [7] Böhm, J. – Radouch, V. – Hampacher, M.: Teorie chyb a vyrovnávací počet, 2. vydání. Praha, Geodetický a kartografický podnik 1990. /ISBN 80-7011-056-2/

Štroner, M. et al.: Surveying of Hardly Accessible Crane Track Using Free Network Method with Two Stations

This paper studies a method applicable in practice based on the analysis of accuracy made in the PPlanner3D program and verification on five crane tracks. It minimizes the movements of the chainman during signalling of the measurement point; all the determined values are computed from the coordinates determined by adjustment of the free network using the least square method.

Štroner, M. u. a.: Vermessung einer schwer zugänglichen Kranbahn mit der Methode des freien Netzes mit zwei Standpunkten

Der Artikel befasst sich mit einer Methode, die aufgrund einer im Programm PPlanner3D durchgeführten Genauigkeitsanalyse und aufgrund von Überprüfungen an fünf Kranbahnen in der Praxis anwendbar ist. Sie minimiert die Bewegung des Messgehilfen bei der Signalisierung des Messpunktes. Sämtliche zu bestimmenden Werte werden aus den durch Ausgleich des freien Netzes bestimmten Koordinaten mit der Methode der kleinsten Quadrate errechnet.

Všechna čísla časopisu

STAVEBNÍ OBZOR

si mohou čtenáři zakoupit

v redakci časopisu

a v Univerzitním knihkupectví

Technická 6, Praha 6.