

**IDNESVYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

**FAKULTA STAVEBNÍ**

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

**ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY**

DEPARTMENT OF STRUCTURAL MECHANICS

**NUMERICKÉ SIMULACE NÁRAZOVÝCH ZKOUŠEK SILNIČNÍCH  
ZÁCHYTNÝCH SYSTÉMŮ**

NUMERICAL SIMULATION CRASH TESTS OF ROAD RESTRAINT SYSTEMS

**HABILITAČNÍ PRÁCE**

HABILITATION THESIS

**AUTOR PRÁCE**

**ING. PETR HRADIL, PH.D.**

AUTHOR

BRNO, 2021

## Poděkování

Rád bych poděkoval především svým přátelům, bývalým i současným kolegům z Fakulty stavební, především doc. Ing. V. Salajkovi, CSc. a doc. Ing. J. Kalovi, Ph.D. za jejich podporu. Dále bych chtěl panu Ing. Jaroslavu Číhalovi za možnost spolupráce na simulacích nárazových zkoušek ocelových svodidel.

V neposlední řadě největší poděkování patří mé rodině, bez jejíž podpory a pochopení by tato práce nemohla vzniknout.

## Obsah

1	Úvod .....	4
2	Základní pojmy .....	7
2.1	Svodidlo a druhy svodidel .....	7
2.2	Účel instalace svodidel.....	8
2.3	Úroveň zadržení .....	8
3	Charakteristiky silničních záchytných systémů .....	10
3.1	Chování svodidla.....	10
3.2	Index prudkosti nárazu .....	10
3.3	Návrh.....	10
3.4	Výpočet a posouzení.....	11
4	Metodika výpočtu .....	13
5	Materiálové modely.....	15
5.1	Nelineární model betonu se spojitou plochou plasticity .....	15
5.2	Bilineární model s kinematickým zpevněním materiálu .....	22
5.3	Lineární materiálový model .....	23
5.4	Cowper-Symonds materiálový model.....	23
6	Modely vozidel používané pro simulaci nárazových zkoušek .....	25
7	Dočasné železobetonové svodidlo s protihlukovými stěnami .....	28
8	Ocelové svodidlo pro úroveň zadržení H2 .....	43
8.1	Pádová zkouška konstrukce ocelového sloupku .....	43
8.2	Nárazová zkouška svodidla pro úroveň zadržení H2 .....	47
9	Betonové svodidlo pro úroveň zadržení H4b .....	56
10	Jiné svodidlo na mostě Vysočina .....	61
11	Závěry.....	65
12	Odkazy na literaturu.....	67
13	Seznam obrázků .....	69

# 1 Úvod

V poslední době, zejména ve dvacátém století, se infrastruktura silniční dopravy výrazně rozvinula. Počet přepravovaných osob, objem zboží se neustále zvyšuje i v současné době. Výkonnější, ekonomičtější a rychlejší dopravní prostředky jsou produktem nejnovějších technologií. V každé společnosti je jednou z priorit zajištění bezpečnosti silničního provozu. Mezi jeden z důležitých prvků, který přispívá k bezpečnosti na pozemních komunikacích, jsou silniční záchytné systémy, resp. svodidla. Jejich úkolem je zadržet neovládané vozidlo na komunikaci, zabránit opuštění neovládaného vozidla silnici, a tím pomáhat ke zvýšení bezpečnosti všech uživatelů komunikace v přiměřené míře.

Úkolem svodidel je zabezpečit vozidlo tak aby, zůstalo po nárazu v jízdním pruhu, a nedošlo k ohrožení zdraví či života dalších uživatelů komunikace (např. kolemjdoucích na chodníku). Zadržetí vozidla svodidlem je možné považovat za úspěšné, jestliže je náraz v dostatečné míře tzv. „měkký“, tedy nenastalo poškození vozidla nad určitou mez, a nedošlo pro posádku a okolí k život ohrožujícím zraněním. Takové posouzení „akceptovatelnosti nárazu“ je záležitost značně komplikovaná. Je zohledňováno několik faktorů. Jedním z faktorů je mechanická únosnost svodidla, kdy je svodidlo zkoumáno jako nosná konstrukce. Zároveň také musí být splněny i požadavky „přiměřené“ tuhosti, aby byla zajištěna bezpečnost posádky

V současné době se podle legislativy silniční záchytné systémy dělí na „schválené“ a „jiné“. Schválené systémy jsou všechny typy svodidel, které prošly certifikačním řízením a byla u nich provedena nárazová zkouška a jejich konstrukce se používá opakovaně. V současné době nelze bariérovou zkoušku nahradit numerickou analýzou. Numerická analýza v tomto případě slouží pouze k ekonomickému návrhu konstrukce schváleného svodidla. Numerickou simulací je možno zkontrolovat a ověřit konstrukční návrh záchytného systému před vlastním provedením nárazové zkoušky. Svodidla „jiná“ se mohou použít pouze v případě, že nelze instalovat svodidlo schválené.

Problematika navrhování svodidel je velmi komplexní a složitý problém. Je nutno zohlednit několik požadavků specifikovaných v normových předpisech. Svodidlo je nutno navrhnout dostatečně pevné, aby zadrželo těžký nákladní automobil a nedošlo k porušení integrity konstrukce. Zároveň konstrukce svodidla musí být poddajná

z důvodu nutnosti udržet rychle jedoucí osobní automobil v aktuálním jízdním pruhu. Při nárazu vozidla nesmí být přerušen žádný podélný prvek svodidla, vozidlo musí zůstat v aktuálním jízdním pruhu, ve zkoumané zóně nesmí vozidlo vjet do protisměru a nesmí se od konstrukce svodidla oddělit žádná část větší než dva kilogramy.

Při návrhu nosné konstrukce silničního záchytného systému se nevyužívají platné návrhové normy pro navrhování a posuzování ocelových nebo betonových konstrukcí. Silniční záchytné systémy podléhají schválení státem certifikovanou osobou. Certifikace obvykle zahrnuje provedení dvou nárazových zkoušek pro svodidla vyššího a velmi vysokého zadržení. První zkouška se provádí nárazem malým a nízkým osobním automobilem, který po nárazu musí pokračovat v jízdním pruhu a nesmí ocelovou konstrukci svodidla překonat podjetím svodnice nebo přejet do protisměru. Druhá zkouška je náraz těžkého nákladního vozidla nebo autobusu, u které se sleduje porušení podélných prvků svodidla, hodnota dynamického příčného průhybu a pracovní šířka konstrukce svodidla. V České republice je navrhování záchytných systémů svodidel podřízeno technickým předpisům, která jsou vydávána Ministerstvem dopravy a jsou součástí harmonizovaných evropských norem.

Zádržné systémy nemohou být navrženy pouze pomocí standardních statických nebo dynamických metod výpočtů. Správnost jejich odezvy a jejich účinnost musí být zkontrolována při havárii v reálném měřítku. V každodenním životě může nastat mnoho případů nárazů vozidla do bariéry: různá vozidla (osobní, nákladní automobily), různé rychlosti nebo úhly nárazu. K pokrytí těchto situací a zajištění odpovídající úrovně bezpečnosti na silnicích Evropské unie byla zavedena norma EN 1317 [1], [2], [3] popisující požadavky, které musí bezpečnostní zábrany splnit. Přesto vždy existuje pravděpodobnost nárazu do bariéry za jiných podmínek, než předpokládá EN 1317.

Vzhledem k vysokým nákladům na nárazové zkoušky však EN nařizuje provést standardní test, přičemž nestandardní případy nejsou studovány. Zde je prostor pro verifikované numerické simulace, které za zlomek ceny i času dovedou řešit odezvy při nestandardních situacích. Další významný přínos je prvotní eliminace nefunkčních systémů. S pomocí sofistikovaných výpočtů je možné získat mnohem ucelenější obraz o chování daného zádržného systému. Další nespornou výhodou je možnost podrobně analyzovat doslova každou část a detail navrhovaného či posuzovaného systému. Naproti tomu, při reálné nárazové zkoušce je možné osadit jen omezený počet měřících bodů.

Vzhledem k mnoha kilometrovým délkám osazovaných úseků daného zádržného systému hraje významnou roli i jeho cena. Zde je další prostor pro numerické simulace spojené s optimalizací – snížit dimenzi či četnost výskytu některých prvků vede (vzhledem velké četnosti) k významným ekonomickým úsporám, které nejsou na úkor snížení bezpečnostních parametrů.

Cílem práce je vyvinout a pomocí numerických metod modelovat předvídatelné chování svodidla během nárazové zkoušky, kdy na silniční zachytný systém působí jedoucí vozidlo velmi krátkou dobu přibližně 0,5 až 1,5 s. K modelování nárazových zkoušek je využita metoda konečných prvků v explicitní variantě, která se používá pro analýzu rychlých dynamických dějů. Pro účely modelování nárazových zkoušek byly vytvořeny nezávislé konečně prvkové výpočtové modely čtyř jedoucích vozidel, které lze použít pro výpočet nárazové zkoušky libovolné konstrukce svodidla s vyšším a velmi vysokým zadržením. Jedná se o malé osobní vozidlo, autobus, nákladní vozidlo a tahač s přívěsem. U každého vozidla je možné definovat libovolný úhel a rychlost nárazu. Součástí numerického modelování je také vytvoření modelů nosné konstrukce, které jsou v interakci s jedoucím vozidlem.

## 2 Základní pojmy

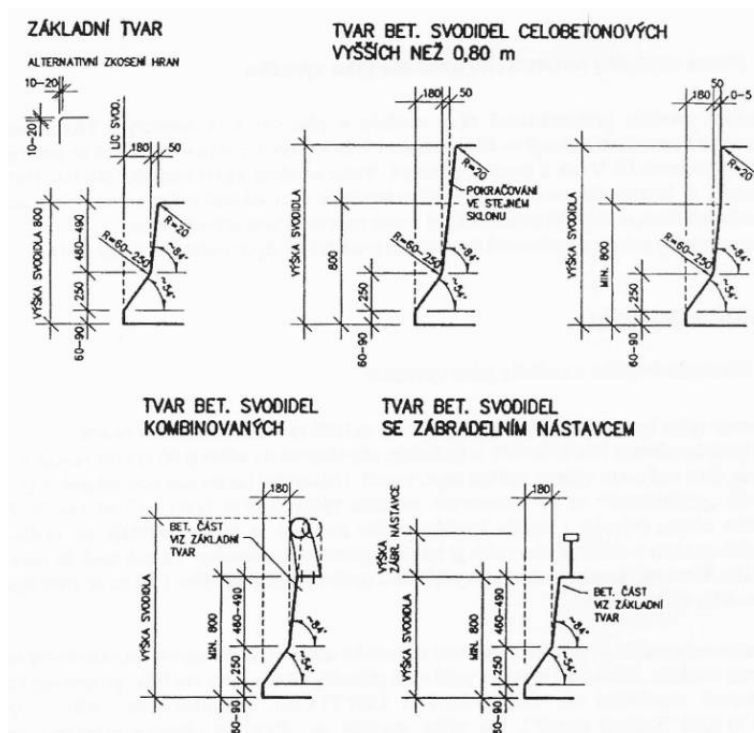
### 2.1 Svodidlo a druhy svodidel

Svodidlo je definováno jako silniční záchytný systém pro vozidla, který je instalovaný ve středním dělicím pásu silnice nebo podél vnějších okrajů silnice [1].

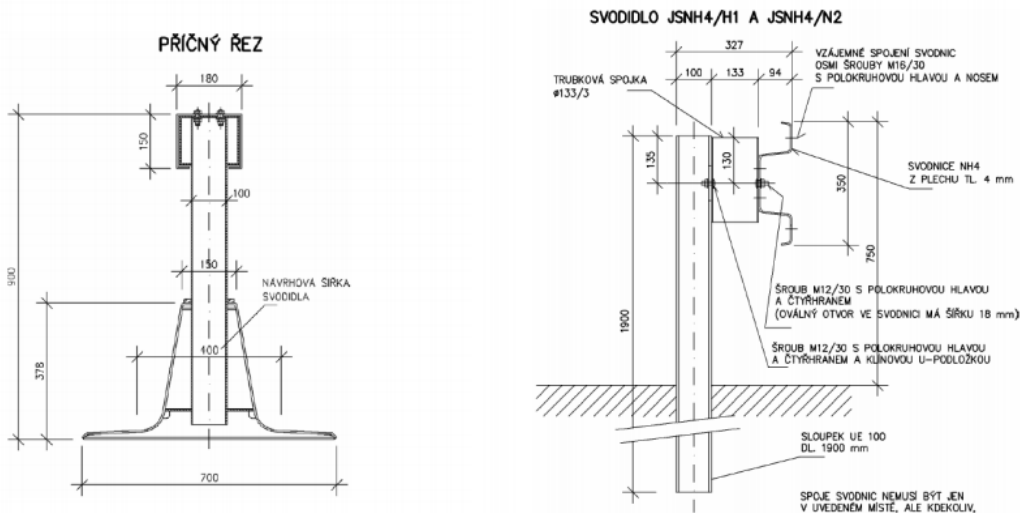
Podle Nařízení vlády č. 163/2002 Sb. a Zákona č. 22/1997 Sb. se svodidla dělí na:

- Svodidla s označením jako „schválená“ – vyrábí se za účelem opakovaného použití na silničních komunikacích. Platí pro ně normy ČSN EN 1317-5 a ČSN EN 1317-2
- Svodidla s označením jako „jiná“ – tzv. kusová výroba [2][3].

Svodidla mohou být vyrobena z různých materiálů (beton, ocel, dřevo), a také jejich kombinací (dřevobeton). V závislosti na materiálu, výrobcí a kladených technických požadavcích se tvary svodidel liší. Na českých silničních komunikacích jsou používány různé typy svodidel, viz obrázky níže.



Obr. 1 Základní druhy svodidel z betonu které se používají na silničních komunikacích v ČR [4]



Obr. 2 Základní druhy svodidel z oceli, které se používají na silničních komunikacích v ČR [5]

## 2.2 Účel instalace svodidel

Svodidla, která jsou instalována na pozemních silničních komunikacích, mají sloužit k usměrnění neovládaného vozidla a udržení tohoto vozidla ve směru jízdy. Svodidlo by mělo být navrženo tak, aby splnilo tento účel a zároveň zajistilo dostatečnou bezpečnost všech uživatelů pozemních silničních komunikací, tedy v okolí neovládaného vozidla (chodci na chodníku za svodidlem, a pod.), a také samotné posádky vozidla.

## 2.3 Úrovně zadržení

V závislosti na celkové hmotnosti a typu vozidla, rychlosti nárazu a úhlu nárazu je současnou legislativou definováno několik úrovní zadržení vozidla. Třída úrovně zadržení svodidel se volí v závislosti na požadovaném stupni ochrany provozu na pozemní silniční komunikaci a jejím okolí. Úroveň zadržení pro posuzování „schválených“ svodidel je uvedena v Tab. 1. Svodidla „jiná“ se posuzují v souladu s požadavky podle tabulky [1] [2] [6].



Tab. 1 - Úroveň zadržení „schválených“ svodidel

Úroveň zadržení		Požadované zkoušky
Nízké zadržení	T1	TB 21
	T2	TB 22
	T3	TB 41 a TB 21
Běžné zadržení	N1	TB 31
	N2	TB 32 a TB 11
Vyšší zadržení	H1	TB 42 a TB 11
	H2	TB 51 a TB 11
	H3	TB 61 a TB 11
Velmi vysoké zadržení	H4a	TB 71 a TB 11
	H4b	TB 81 a TB 11

Tab. 2 - Úroveň zadržení „jiných“ svodidel

Úroveň zadržení	Síla [kN]	Výška působivé síly nad přilehlou vozovkou [m]
A	100	0,65
B	200	0,10 m pod horní hranou svodidla, avšak nejvýše 1,10 m
C	400	0,10 m pod horní hranou svodidla, avšak nejvýše 1,10 m
D	600	1,25

### 3 Charakteristiky silničních záchytných systémů

Uvedení nového typu svodidla je vzhledem k významu záchytných systémů pro bezpečnost provozu na silničních komunikacích poměrně složitý a zdouhavý proces. Musí být splněna řada požadavků.

Za úspěšné působení svodidla při nárazu vozidla lze považovat případy, kdy střet vzhledem k vozidlu i k jeho posádce nebyl příliš „tvrdý“. Kritéria přijatelnosti nárazových zkoušek jsou stanovena v příslušné ČSN [2]. Při nárazových zkouškách jsou ověřovány předepsané požadavky.

#### 3.1 Chování svodidla

Svodidlo musí být schopné zadržet přesměřované vozidlo, aby nedošlo k úplnému zničení základních podélných prvků svodidla. Nesmí dojít k oddělení žádné větší části svodidla. Prvky svodidla rovněž nesmí proniknout do prostoru pro cestující ve vozidle (kabiny). Musí být splněny podmínky normy pro dynamickou deformaci svodidla. Pro účel přiměřené ochrany osob za svodidlem (kolemjdoucí chodci na chodníku) musí být dodržena maximální velikost výchylky.

Je nutné, aby v průběhu nárazu a také po nárazu vozidlo setrvalo ve vzpřímené poloze. K zastavení vozidla může dojít během kontaktu jedoucího vozidla se svodidlem. Vozidlo musí dále zůstat v původním směru jízdy. Nesmí dojít k vybočení vozidla do vedlejších jízdních pruhů. Vozidlo nesmí ohrozit ostatní účastníky provozu na pozemní silniční komunikaci, ani v její blízkosti (osoby za svodidlem, a pod.).

#### 3.2 Index prudkosti nárazu

Podmínkou toho, aby nedošlo k život ohrožujícímu poranění posádky vozidla a ani k nadměrnému poškození vozidla, je tzv. dostatečně „měkký“ náraz.

#### 3.3 Návrh

Technické podmínky schválené Ministerstvem dopravy ČR jsou základní metodickou pomůckou určenou pro navrhování svodidel – TP 101 Výpočet svodidel [6]. V těchto podmínkách jsou uvedeny komentáře a doporučení pro zjednodušené výpočty svodidel. Nárazové zkoušky jsou však upřednostňovány pro účely procesu

samotného schvalování svodidel.

Instalace konkrétního typu svodidla pro daný úsek silniční komunikace je ovlivněna různými aspekty, mezi které patří třída komunikace, požadavek úrovně zadržení (komunikace ve městech, běžná komunikace, dálnice, křížení se železnicí, mosty,...), pořizovací cena, cena údržby, životnost, rychlost výměny zničených částí a podobně. Tyto aspekty návrhu svodidla nebudou v práci sledovány ani hodnoceny. Pozornost bude věnována především teoretickému a technickému prokazování úrovně zadržení pojednávaných svodidel.

### 3.4 Výpočet a posouzení

Metodickou pomůckou pro navrhování svodidel jsou technické podmínky – Výpočet svodidel (TP 101). Ve svých částech se zaměřují především na určení velikosti síly, kterou se nahrazuje náraz, určení deformačních a silových účinků této náhradní síly působící na svodidlo, na stanovení mezních stavů svodidel jako nosných konstrukcí. V neposlední řadě i na ověřování spolehlivosti pojednávaných svodidel proti překročení definovaných mezních stavů. Jenom požadavky na globální tuhost a únosnost svodidel jsou uvedeny v TP 101. Kritéria vhodnosti, pokyny a doporučení související s jinými požadavky, například pokyny ohledně komplexní „úspěšnosti zadržení“ či zajištění „přijatelnosti nárazu“, zde nejsou uvedeny.

Předpis vznikl v polovině 90. let 20. století. S uvážením tehdejších možností, prostředků pro modelování a řešení nelineárních úloh, interakce vozidla se zádržným systémem svodidel představují TP 101 výraznou kvalitativní změnu oproti předchozím pomůckám. Autoři dokumentu předkládají ucelený náhled na problematiku návrhu i posuzování svodidel. Řešení nacházejí v energetické bilanci nárazu a pro kvalitu a použitelnost výsledků výpočtu kladou důraz na přesné popsání vztahů jednotlivých složek energie. Celý výpočet je založen na základní rovnici:

$$E = \frac{1}{2} m(v \cdot \sin\varphi)^2 = \int F(w)dw + [Ed], \quad (3.1)$$

kde:

$m$  je hmotnost vozidla,

$v$  je rychlost nárazu,

$\varphi$  je úhel nárazu,

$F(w)$  je odpor svodidla v závislosti na deformaci svodidla,

$E_d$  je další energie blíže nespecifikovaného odporu.

V dalším textu je uveden podrobnější popis metodiky návrhu, včetně řešených příkladů.

V další pomůcce schválené Ministerstvem dopravy (TP 114) z roku 2005 [7] jsou k problematice zatížení svodidel mimo jiné uvedeny tři způsoby vyjádření pro zatížení svodidel:

- statickou silou
- konkrétním nárazem
- kinetickou energií  $E_k$  dle vztahu (3.1)

Pomůcka [7] dále předkládá níže uvedenou tabulku konkrétních údajů pro nárazové zkoušky.

Tab. 3 - Zadržetí „schválených“ svodidel

Označení nárazu (test č.)	Nárazová rychlost [km/h]	Úhel nárazu [°]	Celková hmotnost vozidla [kg]	Kinetická energie $E_k$ [kJ]
TB11	100	20	900	40,6
TB21	80	8	1300	6,2
TB22	80	15	1300	21,5
TB31	80	20	1500	43,3
TB32	110	20	1500	81,9
TB41	70	8	10000	36,6
TB42	70	15	10000	126,6
TB51	70	20	13000	287,5
TB61	80	20	16000	462,1
TB71	65	20	30000	572,0
TB81	65	20	38000	724,6

V předpise je k zatížení svodidel „jiných“ poskytnuta pouze výše uvedená tabulka s obsahem doplňkové informace o úhlu působící dosedací síly, její ploše a roznášení tloušťkou zatíženého prvku.

V teoretické části stávajícího systému posuzování (ve výpočtu) jsou používány velmi nedostatečně výstižné aproximace kontaktu svodidla s vozidlem. Aproximace

jsou omezeny pouze na náhradní statickou sílu, v některých případech i na kinetickou energii.

## 4 Metodika výpočtu

Za účelem provedení výpočtů byla využita explicitní metoda konečných prvků [21]. Princip explicitního algoritmu metody konečných prvků spočívá v řešení globální rovnice dynamické rovnováhy diskretizované pomocí metody konečných prvků. Pro případ nestacionární dynamické úlohy s tlumením lze tuto diskretizovanou pohybovou rovnici matematicky zapsat jako:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{f}(t) \quad (4.1)$$

kde  $\mathbf{M}$  je matice hmotnosti,  $\mathbf{C}$  je matice tlumení,  $\mathbf{K}$  je matice tuhosti,  $\ddot{\mathbf{u}}$  je vektor uzlových zrychlení,  $\dot{\mathbf{u}}$  je vektor uzlových rychlostí,  $\mathbf{u}$  je vektor uzlových posunů a  $\mathbf{f}(t)$  je vektor zatížení. Globální rovnice dynamické rovnováhy reprezentuje soustavu nelineárních parciálních diferenciálních rovnic, které jsou závislé na čase  $t$ . Tuto soustavu obecně není možné řešit analytickými metodami, a proto je nutné využít numerické řešení prostřednictvím některé z explicitních metod časové integrace. Řešič využívá pro explicitní časovou integraci tzv. metodu centrálních diferencí.

Podstata explicitních metod časové integrace spočívá v tom, že počítají hodnoty uzlových posunů, rychlostí a zrychlení v čase  $t_{i+1} = t_i + \Delta t$  pouze na základě znalosti hodnot těchto veličin v čase  $t_i$  či  $t_{i-1} = t_i - \Delta t$ . Globální rovnice dynamické rovnováhy s vlivem tlumení má v čase  $t_i$  tvar:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_i + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}_i + \mathbf{K}\mathbf{u}_i = \mathbf{f}_i \quad (4.2)$$

Aplikací metody centrálních diferencí se aproximují první a druhé derivace posunů, tedy rychlosti a zrychlení ve tvaru:

$$\dot{\mathbf{u}}_i = \frac{\mathbf{u}_{i+1} - \mathbf{u}_{i-1}}{2\Delta t} \quad (4.3)$$

$$\ddot{\mathbf{u}}_i = \frac{\dot{\mathbf{u}}_{i+\frac{1}{2}} - \dot{\mathbf{u}}_{i-\frac{1}{2}}}{\Delta t} = \frac{\frac{\mathbf{u}_{i+1} - \mathbf{u}_i}{\Delta t} - \frac{\mathbf{u}_i - \mathbf{u}_{i-1}}{\Delta t}}{\Delta t} = \frac{\mathbf{u}_{i+1} - 2\mathbf{u}_i + \mathbf{u}_{i-1}}{\Delta t^2} \quad (4.3)$$

Následným dosazením do globální rovnice dynamické rovnováhy v čase  $t_i$  a provedením patřičných úprav je získána rovnice pro výpočet posunů v čase  $t_{i+1}$  ve formě:

$$\left(\frac{\mathbf{M}}{\Delta t^2} + \frac{\mathbf{C}}{2\Delta t}\right)\mathbf{u}_{i+1} = \mathbf{f}_i - \mathbf{K}\mathbf{u}_i + \frac{\mathbf{M}}{\Delta t^2}(2\mathbf{u}_i - \mathbf{u}_{i-1}) + \frac{\mathbf{C}}{2\Delta t}\mathbf{u}_{i-1} \quad (4.4)$$

přičemž samotný výpočet začíná vždy v čase  $t_0 = 0$  s časovým krokem  $\Delta t$

a počátečními podmínkami definovanými jako:

$$\mathbf{u}(t_0) = \mathbf{u}(0) = \mathbf{u}_0 \quad (4.5)$$

$$\dot{\mathbf{u}}(t_0) = \dot{\mathbf{u}}(0) = \dot{\mathbf{u}}_0 \quad (4.6)$$

Velkou výhodou explicitních metod časové integrace je to, že matice tuhosti, tlumení a hmotnosti mohou být také, stejně jako vektory uzlových posunů, rychlostí a zrychlení, proměnlivé v závislosti na čase  $t_i$ . Další výhodou je také to, že při explicitní časové integraci není nutné provádět inverzi matice tuhosti a je možné počítat s diagonální maticí hmotnosti.

Základním předpokladem pro aplikaci metody centrálních diferencí je, že rozdíl hodnot veličin mezi dvěma časovými úseky bude natolik malý, že nebude mít vliv na přesnost výpočtu. Toho lze prakticky dosáhnout pouze při velmi malém časového kroku  $\Delta t$ , což obvykle vede k extrémně vysokému počtu výpočetních kroků. Z tohoto důvodu je metoda centrálních diferencí vhodná pouze pro numerické simulace fyzikálních dějů, které se odehrávají ve velmi krátkých časových intervalech. Simulace takovýchto dějů jsou navíc v podstatě vždy spojeny se silnými geometrickými a fyzikálními nelinearitami. Zásadní vlastností metody centrálních diferencí je její podmíněná stabilita, která souvisí s délkou časového kroku  $\Delta t$ . Aby byl výpočet stabilní, musí být splněna podmínka

$$\Delta t \leq \Delta t_{krit} \quad (4.7)$$

ve které  $\Delta t_{krit}$  představuje kritickou velikost časového kroku, která se stanovuje na základě rovnice:

$$\Delta t_{krit} = \frac{L}{c} \quad (4.8)$$

kde parametr  $L$  je charakteristická délka konečného prvku a parametr  $c$  je rychlost šíření napěťové vlny v daném materiálu (prostředí).

Délka časového kroku, se stanovuje tak, že se nejprve v daném výpočetním kroku určí hodnoty časového kroku pro všechny konečné prvky obsažené ve výpočtovém modelu, a poté se z těchto hodnot vybere nejmenší hodnota, která se dále ještě z numerických důvodů vynásobí koeficientem o hodnotě 0,9. Je tedy zřejmé, že pokud se v síti konečných prvků bude nacházet byť jen jediný, výrazně menší prvek oproti ostatním, dojde k výraznému prodloužení času potřebnému pro kompletní výpočet. U výpočtů založených na explicitní numerické metodě je nutno dbát na rovnoměrnost sítě konečných prvků bez větších rozdílů v jejich velikostech

prvků.

Čas simulace numerického experimentu je pro všechny provedené výpočty nastaven na hodnotu od 0,6 s do 1,5 s. Celkový čas potřebný pro kompletní proběhnutí výpočtu se u jednotlivých simulací mírně lišil, přičemž se pohyboval v rozmezí od 56 do 96 h.

## 5 Materiálové modely

Konstrukce silničních záchytných systémů nejsou navrhovány a zkoušeny podobně jako jiné stavební konstrukce s vysokou mírou spolehlivosti. Téměř vždy je u většiny konstrukčních částí během nárazu překročena mez kluzu ocelových prvků nebo je velmi výrazně překročena pevnost betonu v tažené i tlačené oblasti. Při výpočtech je nutné používat nelineární materiálové závislosti pro ocelové i betonové konstrukce. Ve výpočtech byl využit pro beton nelineární materiálový model se spojitou plochou plasticity a pro ocel bilineární pracovní diagram s kinematickým zpevněním.

### 5.1 Nelineární model betonu se spojitou plochou plasticity

Materiálové chování betonových dílců bylo v rámci numerických analýz modelováno prostřednictvím modelu se spojitou povrchovou plochou plasticity [8]. Jedná se o nelineární materiálový model založený na pružno-plastické konstitutivní teorii a konceptu mechaniky poškození, který umožňuje v rámci materiálového chování modelovat tahové a tlakové změkčování a degradaci tuhosti a pevnosti při cyklickém zatěžování. Zohlednění vlivu rychlosti poměrných přetvoření je v rámci modelu realizováno prostřednictvím visko-plastické formulace. Model je určen převážně pro modelování betonu či betonu blízkých kvazi-křehkých materiálů, nicméně jej lze použít také pro modelování materiálů vyskytujících se v geotechnice, jakými jsou např. různé druhy hornin či zemin.

Funkce plasticity je v rámci materiálového modelu definována v závislosti na třech invariantech napětí a parametru modelu izotropního zpevnění. V rámci své formulace kombinuje funkci smykového porušení s funkcí izotropního zpevnění materiálu. Funkce plasticity je hladkou funkcí, jejíž matematické vyjádření je následující [9]

$$f(I_1, J_2, J_3, \kappa) = J_2 - \mathfrak{R}^2 F_f^2 F_c \quad (5.1)$$

kde  $I_1$  je první invariant tenzoru napětí,  $J_2$  a  $J_3$  jsou druhý a třetí invariant deviatorické části tenzoru napětí,  $\kappa$  je parametr modelu izotropního zpevnění,  $\mathfrak{R}$  je redukční faktor závisející na prvním invariantu tenzoru napětí a třetím invariantu deviatorické části tenzoru napětí,  $F_f$  je funkce smykového porušení a  $F_c$  je funkce modelu izotropního zpevnění.

Funkce smykového porušení je definována rovnicí

$$F_f(I_1) = \alpha - \lambda \exp^{-\beta I_1} + \theta I_1 \quad (5.2)$$

ve které jsou parametry  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\lambda$ , a  $\theta$  materiálovými konstantami, jejichž hodnoty se obecně odvozují na základě experimentálních dat získaných ze zkoušek v třísém tlaku provedených na betonových válcových vzorcích bez přidané výztuže. Matematicky se funkce smykového porušení uplatňuje v oblastech jednoosého tahového a tlakového namáhání a víceosého tlakového namáhání s nízkou intenzitou. Funkce plastického potenciálu se rovná funkci plasticity, proto materiálový model využívá tzv. asociovaný zákon plastického tečení. Pro další stavy napětí, ke kterým dochází v důsledku třísého tahového namáhání nebo namáhání kroucením, se funkce smykového porušení násobí výše zmíněným redukčním faktorem  $\mathfrak{R}$  dle konkrétního způsobu namáhání. Pro namáhání v třísém tahu platí vztah

$$\mathfrak{R}F_f = Q_2 F_f \quad (5.3)$$

kde

$$Q_2 = \alpha_2 - \lambda_2 \exp^{-\beta_2 I_1} + \theta_2 I_1 \quad (5.4)$$

a pro namáhání kroucením vstupuje v platnost výraz

$$\mathfrak{R}F_f = Q_1 F_f \quad (5.5)$$

ve kterém

$$Q_1 = \alpha_1 - \lambda_1 \exp^{-\beta_1 I_1} + \theta_1 I_1 \quad (5.6)$$

Hodnoty parametrů  $\alpha_2$ ,  $\beta_2$ ,  $\lambda_2$ , a  $\theta_2$  z rovnice (5.4) lze obecně odvodit na základě experimentálních dat získaných ze zkoušek v třísém tahu provedených na betonových válcových vzorcích bez vyztužení. Podobně je tomu také v případě odvozování hodnot parametrů  $\alpha_1$ ,  $\beta_1$ ,  $\lambda_1$ , a  $\theta_1$  z rovnice (5.6), kdy se pro změnu využívají experimentální data získaná ze zkoušek v kroucení provedených taktéž na betonových válcových vzorcích bez vyztužení.

Pro modelování materiálu v oblasti víceosého tlakového namáhání s vysokou



intenzitou či v oblasti na přechodu mezi nízkou a vysokou intenzitou víceosého tlakového namáhání není funkce smykového porušení dostačující, protože není schopna postihnout efekt plastických objemových změn, který je spjat s fenoménem tzv. kolapsu pórů v materiálu. Za tímto účelem je do modelu přidána eliptická funkce, prostřednictvím které lze výše zmíněný efekt postihnout. Jedná se o funkci popisující model izotropního zpevnění, která je dána rovnicí

$$F_c(I_1, \kappa) = 1 - \frac{[I_1 - L(\kappa)][|I_1 - L(\kappa)| + I_1 - L(\kappa)]}{2[X(\kappa) - L(\kappa)]^2} \quad (5.7)$$

ve které

$$L(\kappa) = \kappa \text{ pro } \kappa > \kappa_0 \quad (5.8)$$

$$L(\kappa) = \kappa_0 \text{ pro } \kappa \leq \kappa_0 \quad (5.9)$$

$$X(\kappa) = L(\kappa) + RF_f(L(\kappa)) \quad (5.10)$$

Funkce  $F_c$  sestává z celkem dvou částí. Jedna část je rovna konstantní funkci s hodnotou 1, druhá část má tvar elipsy. Pro  $L(\kappa) \geq h$  je funkce  $F_c$  právě rovna konstantní funkci s hodnotou 1. Pro  $L(\kappa) < h$  nabývá funkce  $F_c$  právě tvaru elipsy. Parametr  $\kappa_0$  v rovnicích (5.8) a (5.9) odpovídá hodnotě prvního invariantu tenzoru napětí pro napjatost bezprostředně před započítáním procesu zpevnění materiálu. Konstanta  $R$  v rovnici (5.10) je poměrovým parametrem modelu izotropního zpevnění.

Za účelem postihu efektu plastických objemových změn je dále nutné definovat zákon plastického objemově-deformačního zpevnění, který je popsán rovnicí

$$\varepsilon_{p,v} = W(1 - \exp^{-D_1(X(\kappa) - X_0) - D_2(X(\kappa) - X_0)^2}) \quad (5.11)$$

kde  $\varepsilon_{p,v}$  je plastické objemové přetvoření, konstanty  $D_1$  a  $D_2$  jsou tvarovými parametry (lineární a kvadratický),  $W$  je maximální plastické objemové přetvoření a parametr  $X_0$  je roven parametru  $X(\kappa)$  pro  $\kappa = \kappa_0$ .

Nelineární chování materiálu při jednoosém tlakovém namáhání ještě před dosažením jednoosé pevnosti v tlaku je v rámci materiálového modelu řízeno prostřednictvím parametrů  $N_H$  (parametr ovlivňující počátek zpevnění) a  $C_H$  (parametr ovlivňující intenzitu zpevnění). Zmíněné parametry definují počáteční smykovou plochu plasticity. Pro případ izotropního zpevnění nabývají parametry  $N_H$  a  $C_H$  nulových hodnot.

Charakteristickou vlastností betonu je, že v důsledku poškození, které se akumuluje po dosažení pevnosti v tlaku či tahu vykazuje poškození, jako součást odezvy na další zatěžování. V rámci materiálového modelu je poškození zavedeno

prostřednictvím parametru poškození  $d$ , který převádí visko-plastický tenzor napětí bez poškození  $\sigma^{vp}$  na tenzor napětí s poškozením  $\sigma^d$  podle rovnice (koncept mechaniky poškození) [8], [9].

$$\sigma^d = (1 - d)\sigma^{vp} \quad (5.12)$$

Parametr poškození  $d$  nabývá hodnot na intervalu  $\langle 0, 1 \rangle$ . Hodnota 0 značí nepoškozený materiál, zatímco hodnota 1 značí kompletně poškozený materiál. V důsledku odlišné akumulace poškození pro oblasti tlakového a tahového namáhání se v rámci modelu uplatňují dvě odlišné formulace poškození (pro duktilní a křehké poškození) [10].

Formulace pro duktilní poškození je aplikována v situaci, kdy namáhání je tlakové a hodnota parametru iniciace duktilního poškození  $r_{0d}$  je překročena hodnotou energetického parametru pro akumulaci duktilního poškození  $\tau_d$ , jehož výpočet je dán vztahem

$$\tau_d = \sqrt{\frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}} \quad (5.13)$$

kde  $\sigma_{ij}$  jsou prvky tenzoru napětí počítané před aplikací poškození a zohledněním vlivu rychlosti přetvoření a  $\varepsilon_{ij}$  jsou prvky tenzoru celkového přetvoření.

Formulace pro křehké poškození se uplatňuje v případě, kdy namáhání je tahové a hodnota parametru iniciace křehkého poškození  $r_{0b}$  je překročena hodnotou energetického parametru pro akumulaci křehkého poškození  $\tau_b$ , jenž je dán matematickým výrazem

$$\tau_b = \sqrt{E\varepsilon_{max}^2} \quad (5.14)$$

ve kterém konstanta  $E$  značí modul pružnosti materiálu a  $\varepsilon_{max}$  maximální hlavní přetvoření.

V průběhu tlakového nebo tahového změkčování materiálu dochází k akumulaci poškození. Parametr poškození  $d$  tedy narůstá z minimální nulové hodnoty na maximální hodnotu 1 v závislosti na příslušném energetickém parametru. Závislost parametru poškození na příslušném energetickém parametru je dána funkcí změkčení. Pro formulaci duktilního poškození nabývá funkce změkčení tvar

$$d(\tau_d) = \frac{d_{max}}{B} \left[ \frac{1+B}{1+B \exp^{-A(\tau_d - r_{0d})}} - 1 \right] \quad (5.15)$$

a pro formulaci křehkého poškození je funkce změkčení dána rovnicí

$$d(\tau_b) = \frac{0.999}{D} \left[ \frac{1+D}{1+D \exp^{-C(\tau_b - r_{0b})}} - 1 \right] \quad (5.16)$$

Proměnné  $A$ ,  $B$ ,  $C$  a  $D$  obsažené ve funkcích změkčení výše představují tzv. parametry tvaru změkčení. Parametr  $d_{max}$  v rovnici (5.15) patří mezi interně počítané proměnné, přičemž představuje maximální úroveň poškození, kterou lze dosáhnout. Výsledná hodnota parametru poškození  $d$ , která je aplikována na složky napětí, se vždy rovná větší hodnotě parametru poškození z hodnot získaných pro obě zmíněné formulace poškození.

Pro regulaci závislosti výsledků na síti konečných prvků materiálový model využívá koncept zachování konstantní lomové energie nezávislé na velikosti konečného prvku [9]. Zmíněná lomová energie je definována jako plocha pod křivkou části pracovního diagramu materiálu od maximální pevnosti po dosažení nulového reziduálního napětí. Dosažení její konstantnosti vyžaduje interní výpočet parametrů tvaru změkčení  $A$  a  $C$ , které závisí na počátečních parametrech iniciace poškození  $\tau_{0c}$  a  $\tau_{0t}$ , dále interní výpočet parametrů tvaru změkčení  $B$  a  $D$  a charakteristické délky  $L$  konečného prvku (počítá se jako třetí odmocnina z objemu konečného prvku) a v neposlední řadě je vyžadována také interně počítaná lomová energie  $G_f$ . Výpočetní vztah pro lomovou energii  $G_f$  se odvíjí od aplikované formulace poškození. Pro formulaci duktilního poškození nabývá výpočetní vztah tvar

$$G_f = G_{fs} + k_c(G_{fc} - G_{fs}) \quad (5.17)$$

v rámci kterého je parametr  $k_c$  definován jako

$$k_c = \left( \frac{I_1}{\sqrt{3}J_2} \right)^{pwrc} \quad (5.18)$$

Pro formulaci křehkého poškození je výpočetní vztah dán rovnicí

$$G_f = G_{fs} + k_t(G_{ft} - G_{fs}) \quad (5.19)$$

kde

$$k_t = \left( \frac{-I_1}{\sqrt{3}J_2} \right)^{pwrt} \quad (5.20)$$

Hodnoty interních parametrů  $k_c$  a  $k_t$  se mohou pohybovat pouze v rozmezí intervalu  $\langle 0, 1 \rangle$ .  $G_{fc}$  v rovnici (5.17) je lomová energie pro jednoosý tlak,  $G_{ft}$  v rovnici

(5.19) je lomová energie pro jednoosý tah,  $G_{fs}$  v rovnicích (5.17) a (5.19) je lomová energie pro čistý smyk a konstanty  $pwrc$  a  $pwrt$  v rovnicích (5.18) a (5.20) jsou tzv. přechodové parametry.

Pro zohlednění závislosti stavu napětí na rychlosti deformace materiálový model využívá visko-plastickou formulaci, kterou lze popsat tenzorovou rovnicí [9]

$$\sigma^{vp} = (1 - \gamma)\sigma^T + \gamma\sigma^P \quad (5.21)$$

kde

$$\gamma = \frac{\Delta t / \eta}{1 + \Delta t / \eta} \quad (5.22)$$

Princip visko-plastické formulace spočívá v tom, že se v každém výpočtovém (časovém) kroku interpoluje mezi neviskózními složkami napětí  $\sigma^P$  (bez vlivu rychlosti přetvoření) a složkami napětí počítanými za předpokladu čistě elastického inkrementu  $\sigma^T$  za účelem výpočtu visko-plastických složek napětí  $\sigma^{vp}$  (s vlivem rychlosti přetvoření). Z rovnice (5.22) je zřejmé, že interpolace závisí na celkem dvou parametrech. Prvním parametrem je časový krok  $\Delta t$  a druhým parametrem je efektivní koeficient fluidity  $\eta$ . Pro případy, kdy dochází k akumulaci poškození, závisí výpočet efektivního koeficientu na aplikované formulaci poškození. V případě, kdy nedochází k akumulaci poškození rozhoduje o výpočtu koeficientu, je-li namáhání tlakové či tahové. Pro formulaci duktilního poškození v tlakovém namáhání je výpočet efektivního koeficientu fluidity  $\eta$  definován rovnicí

$$\eta = \eta_s + k_c(\eta_c - \eta_s) \quad (5.23)$$

a pro formulaci křehkého porušení v tahovém namáhání je výpočetní vztah dán jako

$$\eta = \eta_s + k_t(\eta_t - \eta_s) \quad (5.24)$$

Parametry  $k_c$  a  $k_t$  v rovnicích (5.22) a (5.23) korespondují s interními parametry z rovnic (5.18) a (5.20). Matematické vyjádření parametrů  $\eta_c$ ,  $\eta_t$  a  $\eta_s$  z rovnic (5.23) a (5.24) je dáno prostřednictvím následujících vztahů

$$\eta_c = \frac{\eta_{0c}}{\varepsilon_{sr}^{N_c}} \quad (5.25)$$

$$\eta_t = \frac{\eta_{0t}}{\varepsilon_{sr}^{N_t}} \quad (5.26)$$

$$\eta_s = S_{rate}\eta_t \quad (5.27)$$

ve kterých proměnné  $\eta_{0c}$  a  $\eta_{0t}$  představují parametry vlivu rychlosti deformace pro jednoosé tlakové a tahové namáhání, proměnné  $N_c$  a  $N_t$  představují exponenty rychlosti deformace pro jednoosé tlakové a tahové namáhání,  $S_{rate}$  je parametr poměru mezi koeficienty fluidity pro čistý smyk a jednoosý tah a  $\varepsilon_{sr}$  je efektivní rychlost deformace, která je definována jako

$$\varepsilon_{sr} = \sqrt{\frac{2}{3} \left[ (\varepsilon_{sr,x} - \varepsilon_{sr,y})^2 + (\varepsilon_{sr,y} - \varepsilon_{sr,z})^2 + (\varepsilon_{sr,z} - \varepsilon_{sr,x})^2 + \varepsilon_{sr,xy}^2 + \varepsilon_{sr,xz}^2 + \varepsilon_{sr,yz}^2 \right]} \quad (5.28)$$

kde  $\varepsilon_{sr,x}$ ,  $\varepsilon_{sr,y}$ ,  $\varepsilon_{sr,z}$ ,  $\varepsilon_{sr,xy}$ ,  $\varepsilon_{sr,xz}$  a  $\varepsilon_{sr,yz}$  jsou složky rychlosti deformace.

Při velmi vysoké rychlosti deformace, kdy parametr  $\varepsilon_{sr}$  překročí hodnotu 100, může visko-plastický model velmi značně až nežádoucím způsobem ovlivnit stav napětí. Za účelem limitace tohoto jevu jsou do materiálového modelu implementovány parametry *overc* a *overt* pro tlakové a tahové namáhání, které omezují výpočet efektivního koeficientu fluidity  $\eta$  podle pravidla, které říká, že pokud

$$E\varepsilon_{sr}\eta > over \quad (5.29)$$

pak

$$\eta = over / (E\varepsilon_{sr}) \quad (5.30)$$

kde parametr *over* = *overc*, v případě tlakového namáhání, nebo *over* = *overt*, pro tahové namáhání.

Materiálový model také umožňuje zahrnout fenomén nárůstu lomové energie  $G_f$  v závislosti na efektivní rychlosti deformace  $\varepsilon_{sr}$ . Za tímto účelem se využívá následující výpočetní vztah

$$G_{f,rate} = G_f \left( 1 + \frac{E\varepsilon_{sr}\eta}{f'} \right)^{repow} \quad (5.31)$$

v rámci kterého lze  $G_{f,rate}$  popsat jako lomovou energii se zahrnutím vlivu rychlosti deformace,  $f'$  je interně počítaný parametr lze popsat jako pevnost na mezi vzniku plastických přetvoření před zahrnutím vlivu rychlosti deformace a parametr *repow* představuje exponent rychlosti deformace pro nárůst lomové energie. Výraz v závorkách v rovnici (5.31) zahrnuje přibližný poměr dynamické ku statické pevnosti.

Hodnota výrazu může být pouze rovna nebo větší než 1.

Materiálový model je používán ve dvou verzích [8]. Základní verze modelu vyžaduje pro svou funkčnost po uživateli definovat hodnoty celkem 46 vstupních parametrů, ve kterých jsou zahrnuty neinterní parametry modelu zmíněné v teoretickém pozadí výše, parametry ovlivňující tuhost a hmotnost, a pak také řídicí parametry modelu. Druhá, modifikovaná verze modelu vyžaduje pouze tři hodnoty dalších vstupních materiálových parametrů, přičemž se konkrétně jedná o objemovou hmotnost, pevnost v jednoosém tlaku a maximální velikosti zrna kameniva. Celkem tedy tato verze modelu zahrnuje pouze 12 vstupních parametrů. Hodnoty ostatních parametrů popsanych v teoretickém pozadí výše, které je nutné při použití základní verze stanovit, jsou zde u modifikované verze modelu automaticky generovány podle tří výše zmíněných materiálových parametrů.

## 5.2 Bilineární model s kinematickým zpevněním materiálu

Materiálové chování ocelových konstrukcí (např. zámků se spojkami, všech výztuží a ocelových sloupků s úchyty) bylo v rámci numerické analýzy svodidla modelováno prostřednictvím bilineárního materiálového modelu s kinematickým zpevněním. Jedná se o materiálový model založený na pružno-plastické konstitutivní teorii, která zahrnuje celkem dvě lineární větve (bilineární model). V rámci první (pružné) větve je chování materiálu řízeno Hookovým zákonem, přičemž tento stav trvá až do okamžiku dosažení hodnoty napětí na mezi kluzu. Druhá (plastická) větev je charakterizována vznikem plastických přetvoření a napětím materiálu za mezi kluzu nebo minimálně rovnajícím se mezi kluzu. Přímá úměra mezi plastickým přetvořením a napětím materiálu je v rámci plastické větve řízena hodnotou pružno-plastického modulu, kterým lze do modelu také přímo zavést zpevnění materiálu. Zmíněné zpevnění materiálu lze v rámci modelu zohlednit jako kinematické, izotropní či kombinované.

Materiálový model je určen převážně pro modelování oceli, nicméně jej lze využít také pro modelování jiných materiálů vykazujících, podobně jako ocel, tvárnou odezvu při zatěžování.

### 5.3 Lineární materiálový model

Pro modelování materiálového chování betonových pohltivých panelů a spojovacích prostředků (ocelových šroubů) byl v rámci numerických výpočtů svodidla použit lineární materiálový model [8]. Jedná se pochopitelně o materiálový model, ve kterém je závislost napětí materiálu na přetvoření řízena výhradně Hookovým zákonem. Tento materiálový model byl pro výše zmíněné komponenty použit z toho důvodu, že se u nich nepředpokládal vznik plastických přetvoření.

### 5.4 Cowper-Symonds materiálový model

Pro ocelové materiály je také definován vztah, tzv. Cowper-Symondsův materiálový model. Podle tohoto vztahu dochází k určitému zpevnění materiálu při plastických deformacích. Zpevnění závisí na velikosti změny poměrných přetvoření v čase  $\dot{\varepsilon}$  a je vyjádřeno vztahem, kterým se násobí mez kluzu oceli:

$$1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}} \quad (4.32)$$

Cowper-Symonds (C-S) materiálový model s bilineární charakteristikou byl definován s následujícími parametry: elastický modul  $E$ , Poissonovo číslo  $\nu$ , tečný modul  $E_t$ , zpevňující koeficient  $\beta$ , objemová hmotnost  $\rho$ , a parametry  $C$  a  $p$  které popisují závislost meze kluzu  $\sigma_y$  na rychlosti poměrných deformací  $\dot{\varepsilon}$ :

$$\sigma_y = \left(\sigma_0 + \beta \frac{E_t E}{E - E_t} \varepsilon_{eff}^p\right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}}\right] \quad (4.33)$$

Kde  $\sigma_0$  je referenční hodnota meze kluzu,  $\varepsilon_{eff}^p$  je efektivní plastická poměrná deformace,  $\dot{\varepsilon}_0$  je referenční rychlost poměrných deformací. Tok napětí je pak určen:

$$\sigma_{flow} = \sigma_y + E_t \cdot \varepsilon_{eff}^p = \left(\sigma_0 + \beta \frac{E_t E}{E - E_t} \varepsilon_{eff}^p\right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}}\right] + E_t \cdot \varepsilon_{eff}^p \quad (4.34)$$

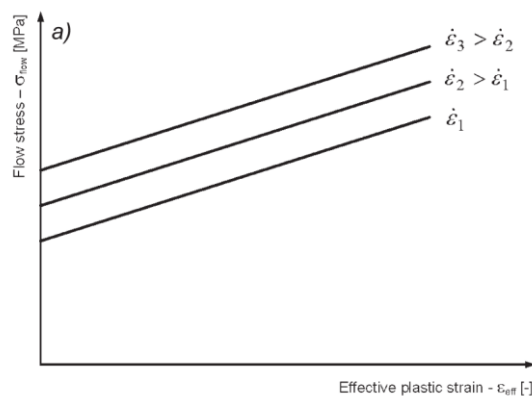
Pro C-S materiálový model rychlosti přetvoření ovlivňují jenom mez kluzu  $\sigma_y$ . Důsledkem toho jsou plastické křivky toku napětí jako funkce poměrných deformací rovnoběžné. Čím větší je rychlost poměrných deformací, tím výše je křivka toku napětí viz Obr. 3.

Cowper-Symonds materiálový model je jedním z využívaných modelů pro explicitní dynamické simulace do hodnot rychlostí poměrných deformací (řádově

$\dot{\epsilon} = 10^4 \text{ Hz}$ ) [12] [13]. Hlavní problém materiálových parametrů, které zohledňují vlivy rychlostí poměrných deformací, je fakt, že tyto parametry nejsou snadno měřitelné, a obvykle jsou empiricky určeny pomocí speciálních experimentálních a optimalizačních procesů. Kupříkladu hodnoty parametrů pro měkkou ocel byly zkoumány [14], [15] a [16], pro vysoko pevnostní ocel pak v [17], hliníkové a nebo titanové slitiny [18]. Prozatím žádné závislosti mezi hodnotami těchto parametrů a chemickým složením materiálu nebyly nalezeny, a proto tyto parametry musí být stanoveny individuálně pro každý materiál [19].

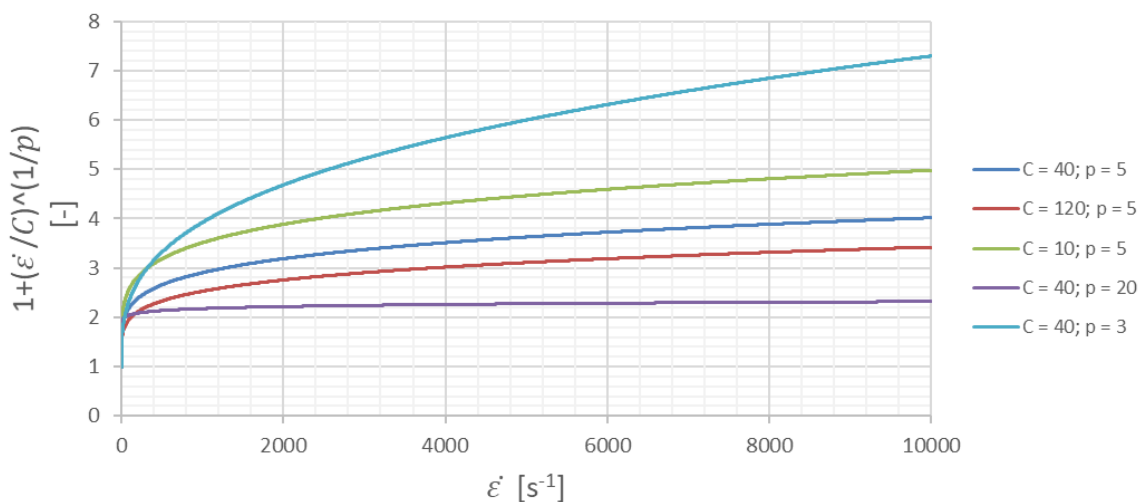
Pro aplikace vysokých rychlostí poměrných deformací obvykle parametry  $C$  a  $p$  (rovnice výše) nejsou určeny z tahových zkoušek z důvodu omezení existujících testovacích zařízení. Hodnoty těchto parametrů byly určeny na základě studie [20]. Parametry  $C$  a  $p$  jsou pro ocelový materiál uvažovány:  $C = 40 \text{ [s}^{-1}\text{]}$ , a  $p = 5 \text{ [-]}$ .

Závislost zpevnění materiálu na rychlosti změny poměrných přetvoření  $\dot{\epsilon}$  je pro vybrané kombinace parametrů  $C$  a  $p$  vyobrazená na Obr. 4.



Obr. 3 Tok napětí pro Cowper-Symonds materiálový model





Obr. 4 Zpevnění materiálu dle Cowper-Symonds pro kombinace parametrů C a p

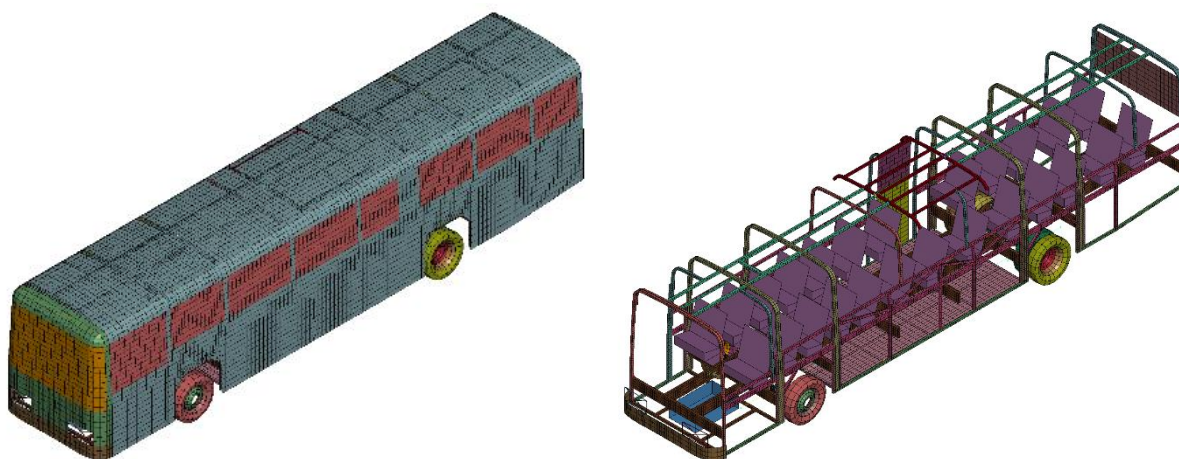
## 6 Modely vozidel používané pro simulaci nárazových zkoušek

Pro účely nárazových zkoušek jsou vyvinuty konečně prvkové modely vozidel. Modely vozidel jsou určeny k provádění parametrických studií k posouzení vlivu různých faktorů, které mohou při nárazu vzniknout. Modely vozidel jsou vyvinuty s ohledem na provádění nárazových testů podle evropských platných předpisů [1], [2], [3] a jsou charakterizovány velikostí vozidla, konstrukcí nosných částí a hmotností vozidla. K dispozici jsou čtyři základní typy vozidel. Jedná se o malé osobní vozidlo určené pro zkoušku TB11, autobus pro zkoušku TB51, nákladní vozidlo pro zkoušku TB61, které lze modifikovat pro zkoušku TB71 zvýšením jeho hmotnosti a tahač s návěsem pro zkoušku TB81. Vozidla se mohou pohybovat libovolnou rychlostí a simulovat náraz do konstrukce svodidla pod libovolným úhlem.

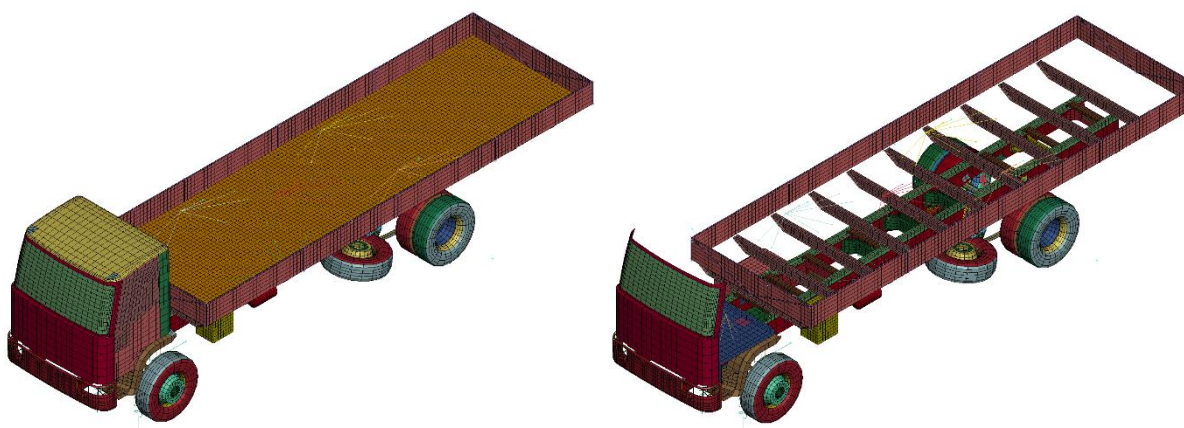
Konečněprvkový model vozidla je vždy součástí výpočtového modelu nárazové zkoušky. Vozidlu je vždy definována počáteční rychlost, počáteční rychlost otáčení kol a interakce mezi vozidlem a silničním záchytným systémem včetně úhlu nárazu do zkoumané konstrukce. Ve výpočtu je následně sledováno snížení kinetické energie vozidla, akumulace vnitřní energie vozidla během nárazu a paralelně hodnota rychlosti vozidla v průběhu zkoušky. Konečně prvkové modely vozidel jsou na Obr. 5, Obr. 6, Obr. 7, a Obr. 8.



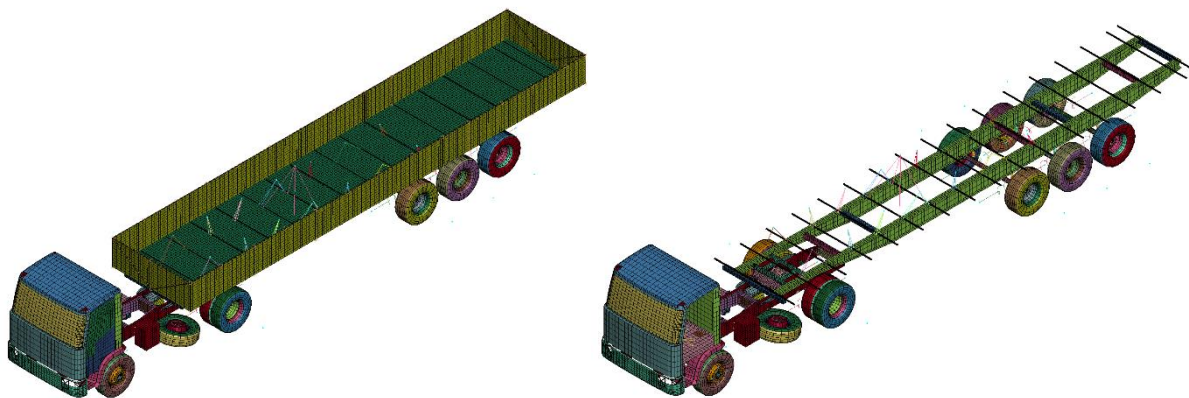
Obr. 5 Malé osobní vozidlo o hmotnosti 900 kg



Obr. 6 Autobus o hmotnosti 13 000 kg



Obr. 7 Nákladní vůz o hmotnosti 16 000 kg



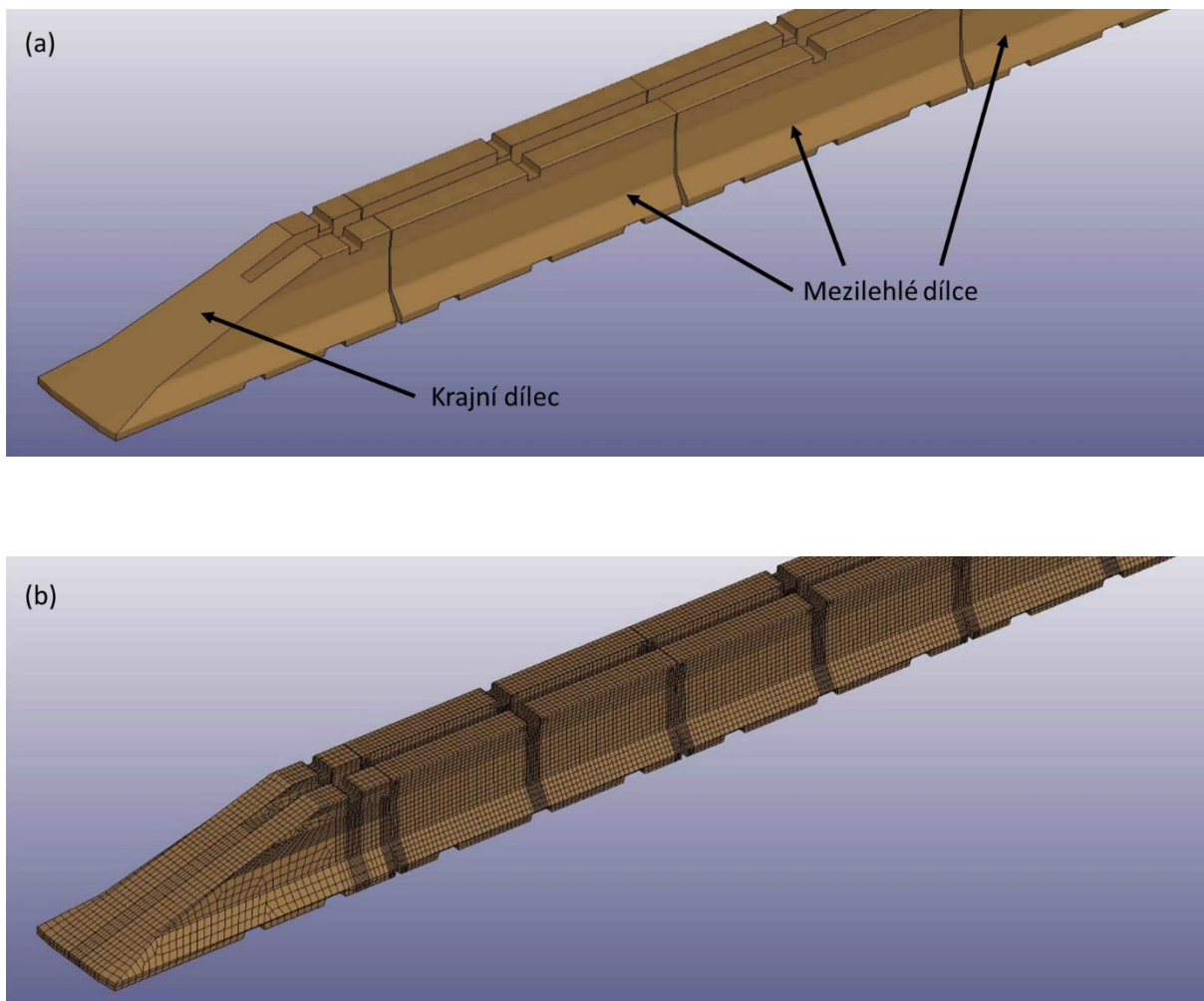
*Obr. 8* Tahač s návěsem o hmotnosti 38 000 kg

## 7 Dočasné železobetonové svodidlo s protihlukovými stěnami

Kapitola je zaměřena na nelineární numerickou analýzu oboustranného železobetonového svodidla se zabudovanými protihlukovými stěnami. Analýza byla provedena s využitím explicitní metody konečných prvků a jejím záměrem bylo posouzení svodidla z hlediska použitelnosti při nárazu osobního vozidla a s tím související vyšetření vnitřních sil a napjatostí jednotlivých konstrukčních prvků, které tvořily celkovou konstrukci svodidla. Za účelem naplnění záměrů numerické analýzy bylo nejprve potřeba vytvořit odpovídající výpočtový model svodidla a v rámci něj definovat konstitutivní vztahy prostřednictvím komplexních materiálových modelů tak, aby se numerické chování jednotlivých konstrukčních prvků přiblížilo realitě. Jako první tedy následují podkapitoly, které jsou věnovány popisu použitých materiálových modelů a celkově popisu výpočtového modelu svodidla.

V rámci sestavení kompletního výpočtového modelu pro analýzu zájmového svodidla bylo nejprve potřeba vytvořit geometrické a posléze konečněprvkové modely jednotlivých komponent svodidla, betonové dílce, ocelové zámky se spojkami, výztuže, ocelové sloupky s úchyty, betonové pohltivé panely a ocelové šrouby, které utvářely celkovou strukturu samotného svodidla. Bylo potřeba do celkového výpočtového modelu zahrnout také konečněprvkový model osobního vozidla pro simulaci nárazu do svodidla a namodelovat vozovku pod model svodidla i vozidla.

Po vytvoření geometrie a diskretizaci jednotlivých částí výpočtového modelu sítí konečných prvků byly definovány interakce mezi jednotlivými prvky modelu ve smyslu nadefinování kontaktů a vazeb s propojením mezi některými z nich. Ve výpočtech byla zohledněna vlastní tíha jednotlivých komponent výpočtového modelu skrze tíhové zrychlení, a počáteční rychlost modelu vozidla za účelem jeho rozpohybování a nárazu do modelu svodidla příslušnou rychlostí. V neposlední řadě bylo také potřeba do výpočtového modelu zahrnout tlumení, a to jak globálně, tak lokálně pro jednotlivé prvky modelu svodidla.



Obr. 9 Detaily: (a) geometrický model betonových dílců; (b) konečněprvkový model betonových dílců

Geometrický model železobetonové části svodidla sestával z celkem devíti dílců dvou krajních a sedmi mezilehlých. Diskretizace tohoto geometrického modelu byla provedena prostřednictvím sítě prostorových explicitních strukturálních konečných prvků, přičemž byly použity osmiuzlové konečné prvky s redukovanou jednobodovou integrací a konstantním napětím na prvku. V explicitním algoritmu metody konečných prvků jsou osmiuzlové konečné prvky s jedním integračním bodem velmi náchylné na tzv. efekt přesýpacích hodin (hourglassing). Jedná se o druh numerické nestability, při kterém redukováný prvek nabývá tvar přesýpacích hodin ve smykovém módu s nulovou deformační energií. Za účelem stabilizace efektu přesýpacích hodin v rámci výpočtů byla ke konečněprvkovému modelu betonových dílců přiřazena formulace podle Flanagana a Belytschka [21], která je určena pro kontrolu a omezení hourglassingu, s koeficientem rovnajícím se doporučené hodnotě 0,1. Detaily

geometrického a konečněprvkového modelu betonových dílců jsou znázorněny na Obr. 9 (a) a (b).

*Vstupní parametry modifikované verze modelu, jejich popisy, hodnoty použité v numerických simulacích a jednotky jsou přehledně uvedeny v Tab. 4,*

*Tab. 4 – Model se spojitou plochou plasticity – vstupní parametry modifikované verze*

<i>Parametr</i>	<i>Popis parametru</i>	<i>Hodnota</i>	<i>Jednotka</i>
MID	Identifikační číslo		–
NPLOT	Parametr pro nastavení výstupu v rámci komponenty 7 uložené do souboru d3plot	1	–
INCRE	Maximální přírůstek poměrného přetvoření	0	–
IRATE	Parametr zohledňující rychlost deformace	0	–
ERODE	Parametr odstraňující konečné prvky z výpočtu v závislosti na jeho poškození	1,05	–
RECOV	Parametr řídící tuhost prvku při poškození	0	–
ITRETRC	Parametr určující zpevnění modelu materiálu	0	–
PreD	Parametr počátečního poškození	0	–
UNITS	Parametr pro nastavení použité sady jednotek	2	–
RO	Objemová hmotnost	$2342 \cdot 10^{-12}$	<i>Mg/mm<sup>3</sup></i>
f <sub>c</sub>	Pevnost v jednoosém tlaku v rozmezí $20 \text{ MPa} \leq f_c \leq 58 \text{ MPa}$	37	<i>MPa</i>
Dagg	Maximální velikost zrna kameniva $8 \text{ mm} \leq D_{agg} \leq 32 \text{ mm}$	19	<i>mm</i>

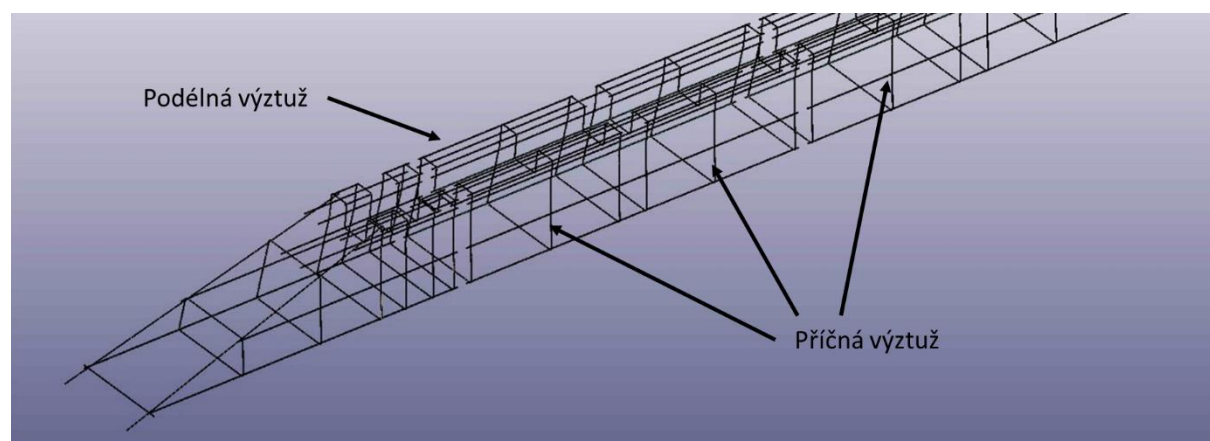
Tab. 5 – Bilineární materiálový model s kinematickým zpevněním – vstupní parametry

Parametr	Popis parametru	Hodnota	Jednotka
MID	Identifikační číslo		–
RO	Objemová hmotnost	$7850 \cdot 10^{-12}$	$Mg/mm^3$
E	Modul pružnosti	210000	$MPa$
PR	Poissonovo číslo	0,3	–
$f_y$	Mez kluzu	293,75 – pro úchyty; 281,00 – pro zámky, spojky a sloupky; 575,00 – pro výztuže	$MPa$
Etan	Modul zpevnění	546,00 – pro úchyty; 436,00 – pro zámky, spojky a sloupky; 730,00 – pro výztuže	$MPa$
BETA	Parametr zpevnění materiálu, který musí být zadán v rozmezí $0 \leq BETA \leq 1$ ; BETA = 0 → kinematické zpevnění; BETA = 1 → izotropní zpevnění	0	–
C	Parametr vlivu rychlosti deformace C; C = 0 → bez vlivu rychlosti deformace	0	–
p	Parametr vlivu rychlosti deformace p; p = 0 → bez vlivu rychlosti deformace	0	–
FS	Efektivní plastické přetvoření pro erozi konečných prvků	-	–
VP	Parametr určující, zda se bude Cowper-Symondsovým faktorem násobit pouze hodnota meze kluzu (0) nebo celá funkce plasticity (1)	0	–

Tab. 6 – Lineární materiálový model – vstupní parametry

Parametr	Popis parametru	Hodnota	Jednotka
MID	Identifikační číslo		–
RO	Objemová hmotnost	2342.10 <sup>-12</sup> – pro panely; 7850.10 <sup>-12</sup> – pro šrouby	Mg/mm <sup>3</sup>
E	Youngův modul pružnosti	32000 – pro panely; 210000 – pro šrouby	MPa
PR	Poissonovo číslo	0,2 – pro panely; 0,3 – pro šrouby	–

Vyztužení betonových dílců bylo modelováno prostřednictvím explicitních strukturálních konečných prutových prvků, které byly založeny na Belytschko-Schwer formulaci s neredukovanou integrací průřezu ve tvaru mezikruží [21]. Jelikož bylo cílem modelovat tyčovou výztuž, vnitřní průměr byl v rámci specifikace průřezu definován nulovou hodnotou. Vnější průměr byl definován hodnotou 10 mm pro podélnou výztuž a hodnotou 8 mm pro příčnou výztuž. Detail konečněprvkového modelu vyztužení betonových dílců je znázorněn na Obr. 10.

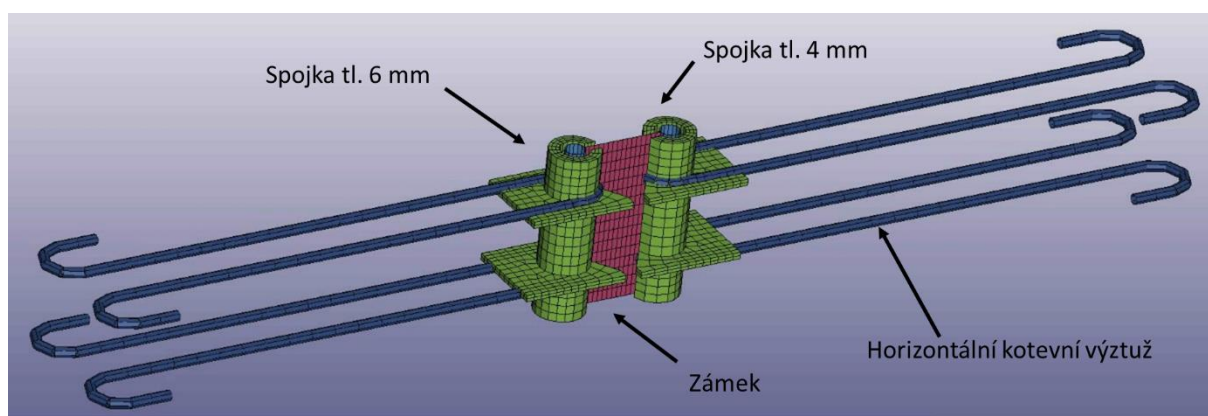


Obr. 10 Detail konečněprvkového modelu vyztužení betonových dílců

Za účelem modelování ocelových zámků se spojkami a s nimi související horizontální kotevní výztuže byly použity explicitní strukturální prostorové, skořepinové i prutové konečné prvky. Diskretizace geometrického modelu ocelového zámků byla



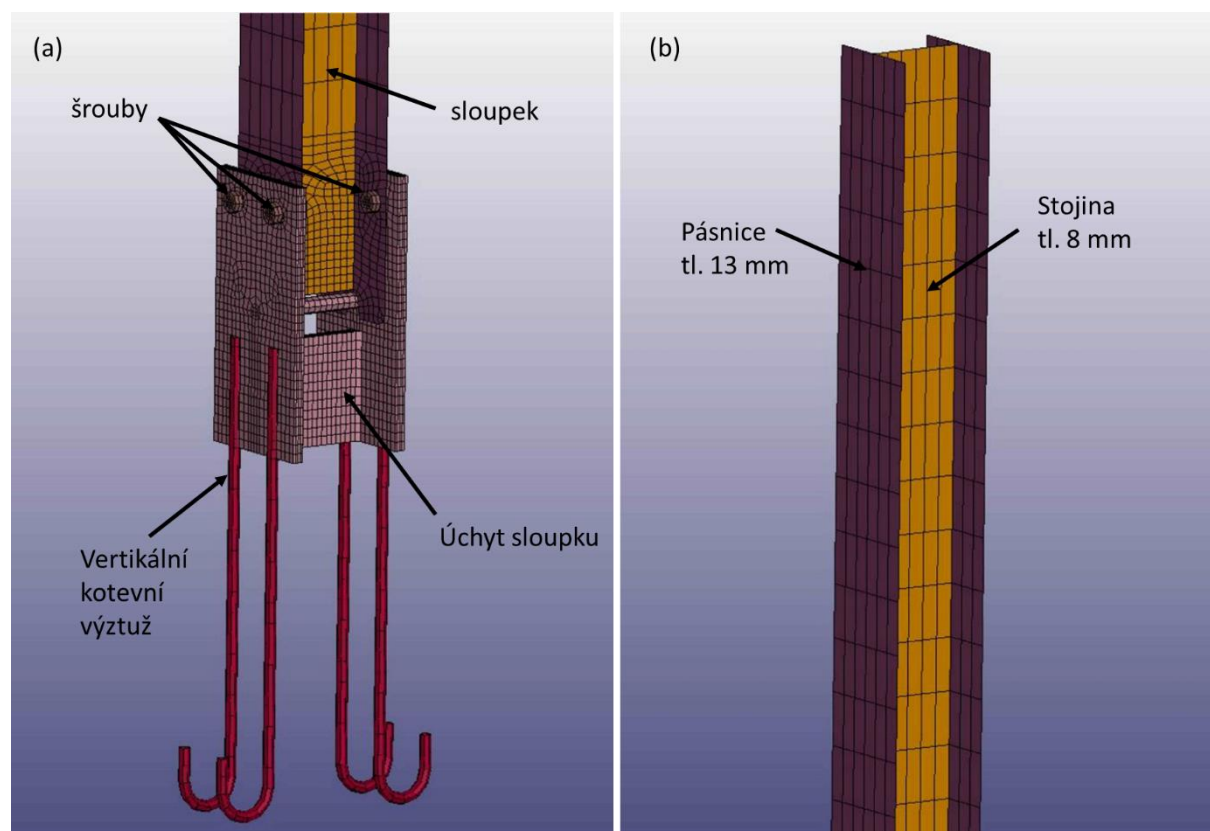
provedena právě s využitím prostorových prvků. Na rozdíl od modelu betonových dílců se zde jednalo o osmiuzlové konečné prvky s plnou neredukovanou integrací. Skořepinové konečné prvky byly využity pro diskretizaci geometrického modelu ocelové spojky. I u těchto prvků byla využita formulace s plnou integrací. Tloušťky jednotlivých částí modelu ocelové spojky byly v rámci specifikace průřezů definovány hodnotami 4 mm a 6 mm (viz Obr. 11). Horizontální kotevní výztuž byla modelována prostřednictvím prutových konečných prvků založených na stejné formulaci, jako tomu bylo u výztuže betonových dílců. Jednalo o tyčovou výztuž, tedy v rámci specifikace průřezu byl vnitřní průměr definován nulovou hodnotou, přičemž vnější průměr byl v tomto případě definován hodnotou 12 mm. Konečněprvkový model ocelového zámku se spojkou a kotevní výztuží byl v rámci celkového modelu svodidla vytvořen celkem osmkrát a je uveden na Obr. 11.



Obr. 11 Detail konečněprvkového modelu vyztužení betonových dílců

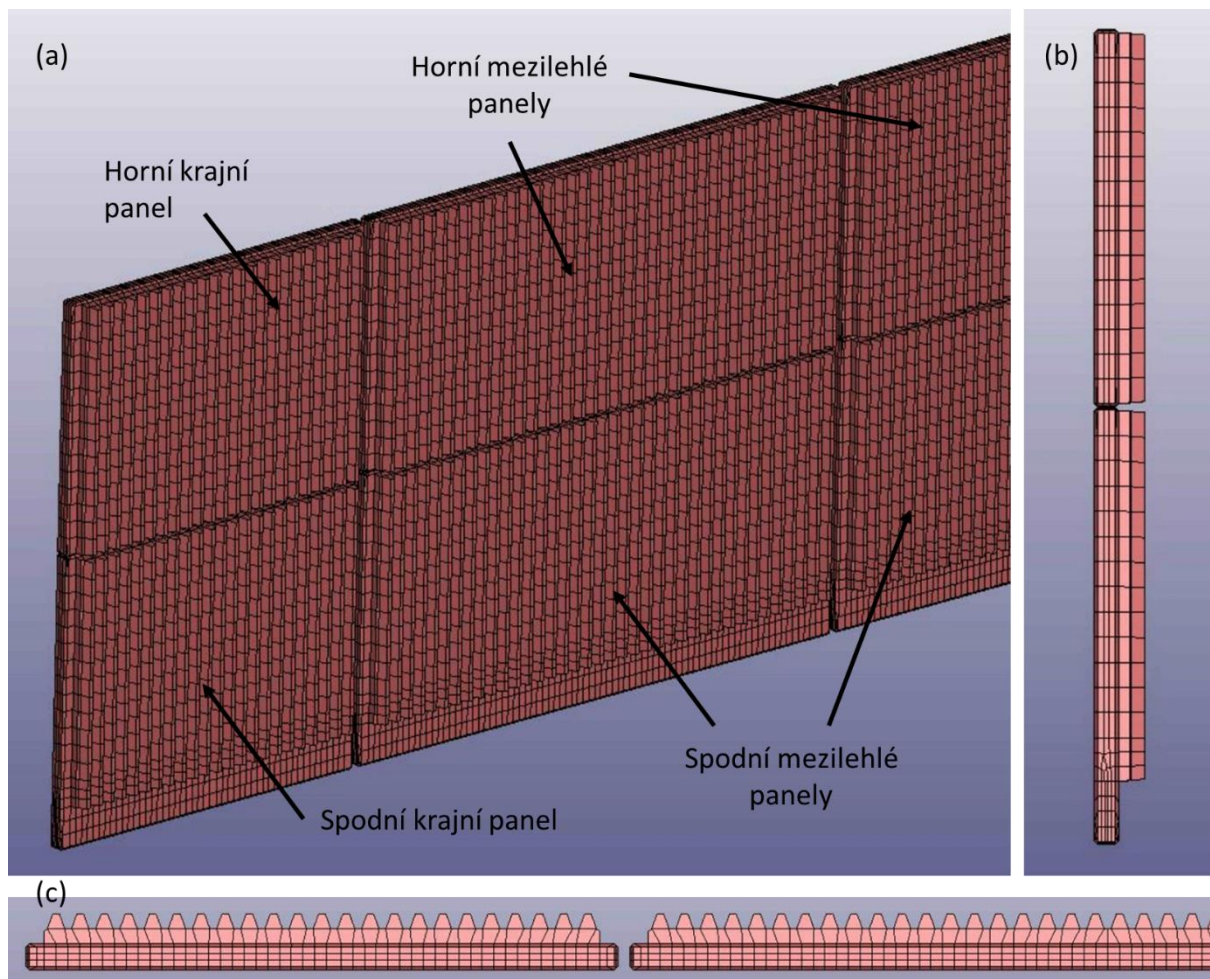
Při vytváření konečněprvkového modelu ocelového sloupku (HEB profil délky 3,72 m) spojeného s úchytem ocelovými šrouby a související vertikální kotevní výztuže byly použity stejné typy konečných prvků jako u modelu zámku se spojkami a horizontální výztuží. Také formulace jednotlivých typů konečných prvků byly shodné. Konkrétně byly prostorové prvky použity pro modelování šroubů a ocelového úchytu, skořepinové prvky pro modelování pásnice a stojiny sloupku, prutové konečné prvky pro modelování vertikální kotevní výztuže. Tloušťka pásnice, respektive stojiny, modelu sloupku byla v rámci specifikace průřezu definována hodnotou 13 mm, respektive 8 mm (viz Obr. 12 (b)). Hodnoty odpovídaly průřezu HEB 160. Vnější průměr vertikální kotevní výztuže byl v rámci specifikace průřezu definován hodnotou

16 mm, přičemž vnitřní průměr byl, stejně jako u všech dříve zmíněných výztuží, definován hodnotou 0. Konečněprvkový model ocelového sloupku s úchytem, ocelovými šrouby a vertikální kotevní výztuží byl v rámci celkového modelu svodidla vytvořen celkem devětkrát a je naznačen na Obr. 12 (a) a (b).



Obr. 12 Konečněprvkový model ocelového sloupku s úchytem, ocelovými šrouby a kotevní výztuží: (a) spodní část; (b) horní část

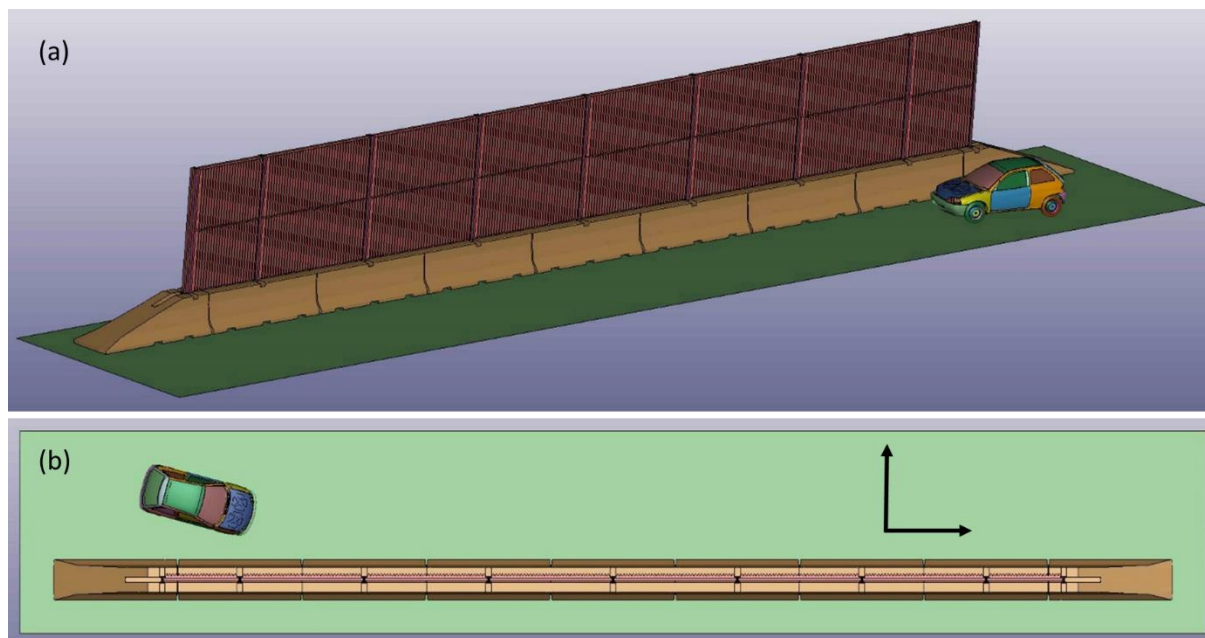
Model betonových pohltivých panelů byl vytvořen s využitím konečných prvků stejného typu a se stejnou formulací, jako tomu bylo u modelu betonových dílců. Vzhledem k přítomnosti konečných prvků s redukovanou jednobodovou integrací bylo i zde vhodné nastavit nástroj pro stabilizaci efektu přesýpacích hodin v rámci výpočtů. Za tímto účelem byla k modelu přiřazena, stejně jako u modelu betonových dílců, tuhostní formulace Flanagan-Belytschko s koeficientem o doporučené hodnotě 0,1. Konečněprvkový model betonových pohltivých panelů zahrnoval celkem 16 kusů panelů (8 horních a 8 spodních, z čehož 4 panely byly krajní a 12 bylo mezilehlých) a je znázorněn na Obr. 13 (a), (b) a (c). Výška horního panelu, respektive spodního, byla rovna hodnotě 1,73 m, respektive 2 m. Šířka krajního panelu, respektive mezilehlého, byla 2,45 m, respektive 3,95 m.



Obr. 13 Konečněprvkový model betonových pohltivých panelů: (a) axonometrie; (b) boční pohled; (c) pohled shora

Model vozidla byl do výpočtového modelu umístěn tak, aby při rychlosti 80 km/h došlo k prvnímu kontaktu mezi ním a modelem svodidla za cca 0,16 s po překonání dráhy cca 3,5 m, přičemž jeho orientace odpovídala nárazu v ostrém úhlu o hodnotě 15°.

Model zahrnující všechny výše zmíněné komponenty a části je znázorněn na Obr. 14 (a) a (b) (pro lepší viditelnost je zobrazen geometrický model namísto konečněprvkového).



Obr. 14 Výsledný geometrický model: (a) axonometrie; (b) pohled shora

Za účelem zajištění spolupůsobení (vazeb) mezi jednotlivými komponenty či částmi byla do výpočtového modelu nadefinována celá řada kontaktů. Ty byly dány hodnotami statického a dynamického součinitele smykového tření. Z hlediska hodnot součinitelů smykového tření se v modelu vyskytovaly celkem tři verze kontaktů. První verze zahrnovala kontakty mezi ocelí a betonem (kontakt *úchyt sloupku – betonový dílec*; kontakt *zámek – betonový dílec*). V této verzi byly oba součinitelé smykového tření (statický i dynamický) uvažovány hodnotou 0,6. Druhá verze kontaktů zahrnovala veškeré zbylé kontakty v rámci samotného svodidla. U těchto kontaktů byl statický součinitel smykového tření uvažován hodnotou 0,01, zatímco dynamický součinitel tření byl nulový. Třetí verze kontaktů zahrnovala pouze kontakt *vozidlo – betonový dílec*. V rámci tohoto kontaktu měl statický a dynamický součinitel smykového tření stejnou hodnotu, přičemž pro první výpočet byla uvažována hodnota 0,1, pro druhý 0,2 a pro třetí výpočet 0,3. Numerická simulace nárazu automobilu do svodidla tedy byla provedena celkem třikrát pro různé úrovně tření mezi vozidlem a betonovým dílcem.

Kontakt mezi spodkem betonových dílců a podkladní plochou modelován pomocí jednostranný vazeb s Coulombovým koeficientem tření. Pro tento koeficient byla uvažována hodnota 0,05.

Soudržnost výztuže podélné, příčné i kotevní s betonem byla modelována s použitím doplňkových vazeb mezi prutovými a prostorovými prvky. Vazby zajišťují

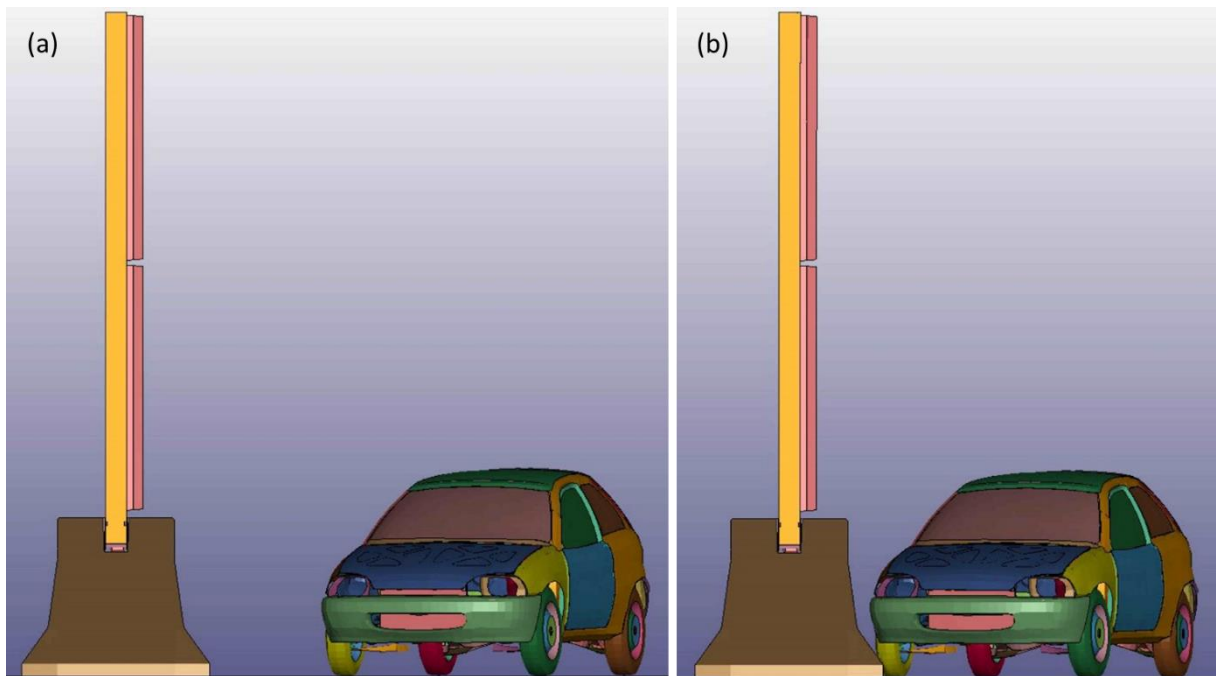
spojitost sítě konečných prvků pro vyztužení a betonové dílce, která byla jinak nespojitá, protože se používají různé délky konečných prvků, zdvojené či nesouhlasné uzly aj.

Počáteční rychlost byla pro model vozidla definována skrze složky ve směrech globálních os  $x$  a  $y$  tak, aby její hodnota ve směru výslednice byla 22222,22 mm/s (= 80 km/h).

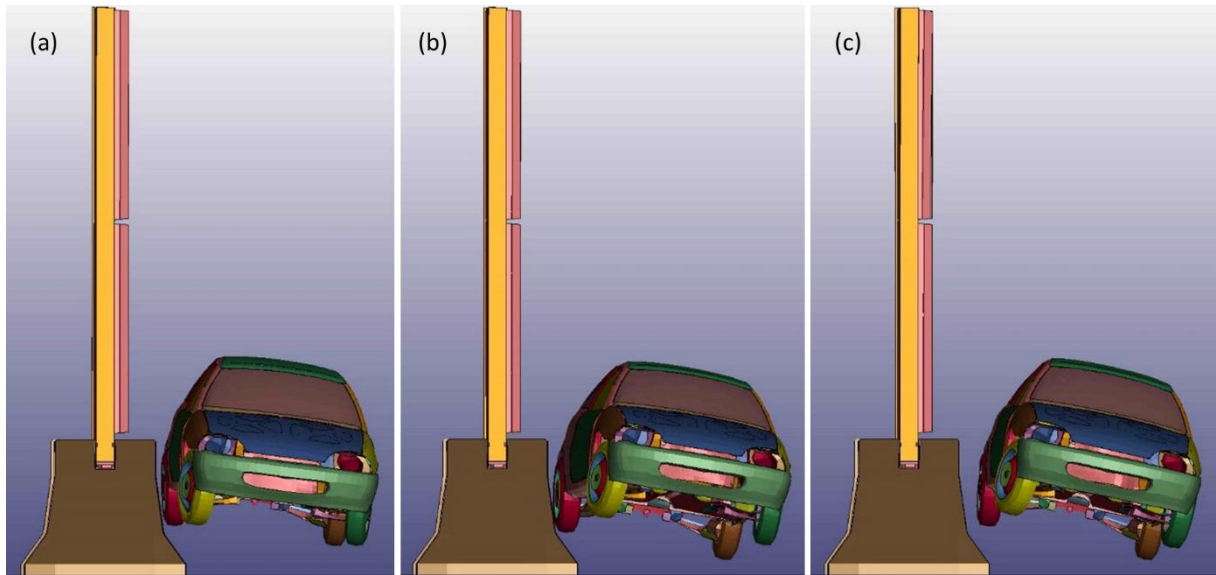
Tlumení bylo do výpočtového modelu zahrnuto lokálně i globálně. Bylo definováno Rayleighovy koeficienty o hodnotě  $\beta = 0,01$  a  $\alpha = 0,50$ .

Účelem výsledků provedených výpočtů bylo posoudit analyzované svodidlo z hlediska použitelnosti při nárazu osobního automobilu v ostrém úhlu a vyšetřit vnitřní síly, napjatost a deformace na jednotlivých konstrukčních prvcích, které tvořily celkovou konstrukci analyzovaného svodidla.

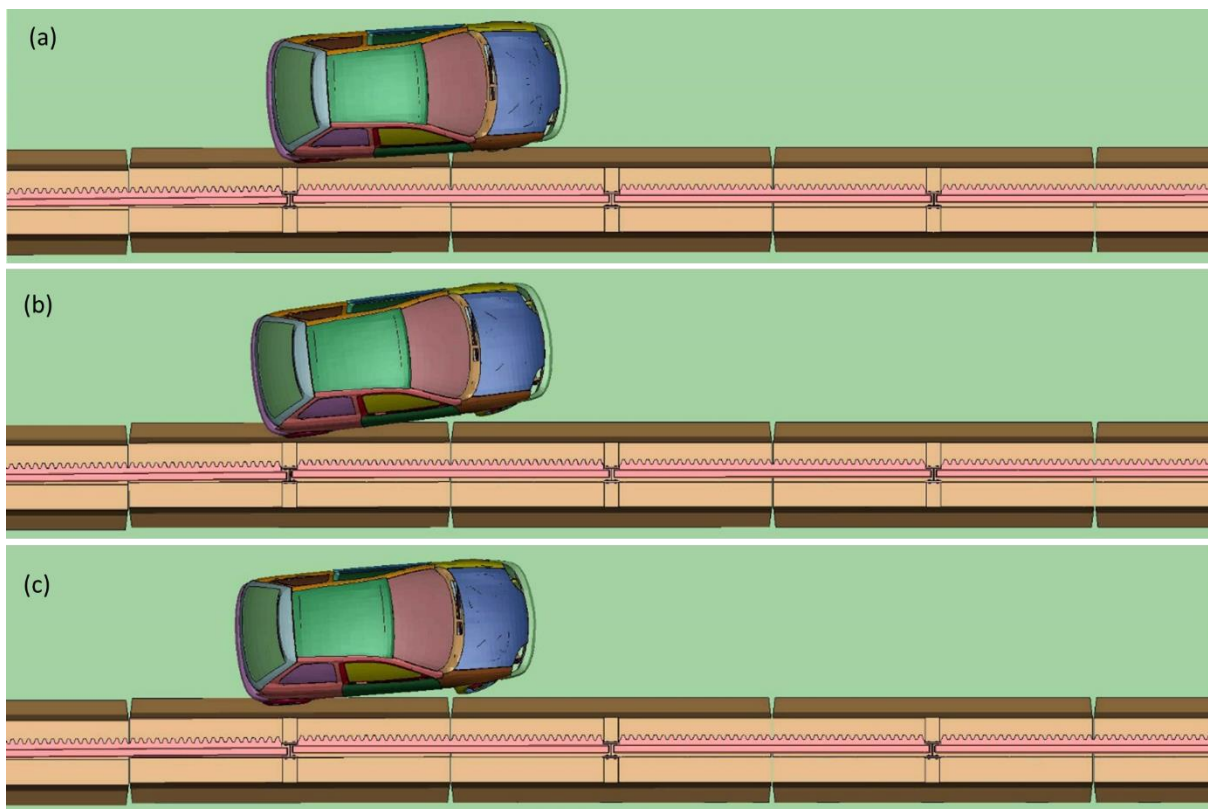
Z hlediska použitelnosti bylo u svodidla významné posoudit, jestli osobní vozidlo po nárazu do betonového dílce svodidla neodrazí přímo do protisměru jízdy. Bylo potřeba sledovat, zda se automobil po nárazu do svodidla udrží ve svém jízdním pruhu a bude se tedy pohybovat víceméně po hraně svodidla. Trajektorii vozidla v rámci řešeného časového úseku 0,6 s dokumentují Obr. 15 (a), (b), Obr. 16 (a), (b), (c), Obr. 17 (a), (b), (c). Výsledky jsou vyobrazeny pro všechny tři provedené výpočty, které se lišily v úrovni tření mezi vozidlem a betonovým dílcem. Varianta a) –  $\mu_s = \mu_d = 0,1$ ; varianta b) –  $\mu_s = \mu_d = 0,2$ ; varianta c) –  $\mu_s = \mu_d = 0,3$ ; kde  $\mu_s$  je statický a  $\mu_d$  dynamický součinitel smykového tření mezi vozidlem a betonem. Z Obr. 16 (a), (b), (c), Obr. 17 (a), (b), (c) je vidět, že v rámci numerických simulací nedošlo k přímému odrazu automobilu do protisměru jízdy. Z hlediska použitelnosti tedy lze analyzované svodidlo jeho návrh a geometrii považovat za zcela vyhovující.



Obr. 15 Poloha vozidla před nárazem: na počátku řešení (čas 0 s); v okamžiku prvního kontaktu pravé přední pneumatiky se svodidlem (čas 0,16 s, rychlost 80 km/h)

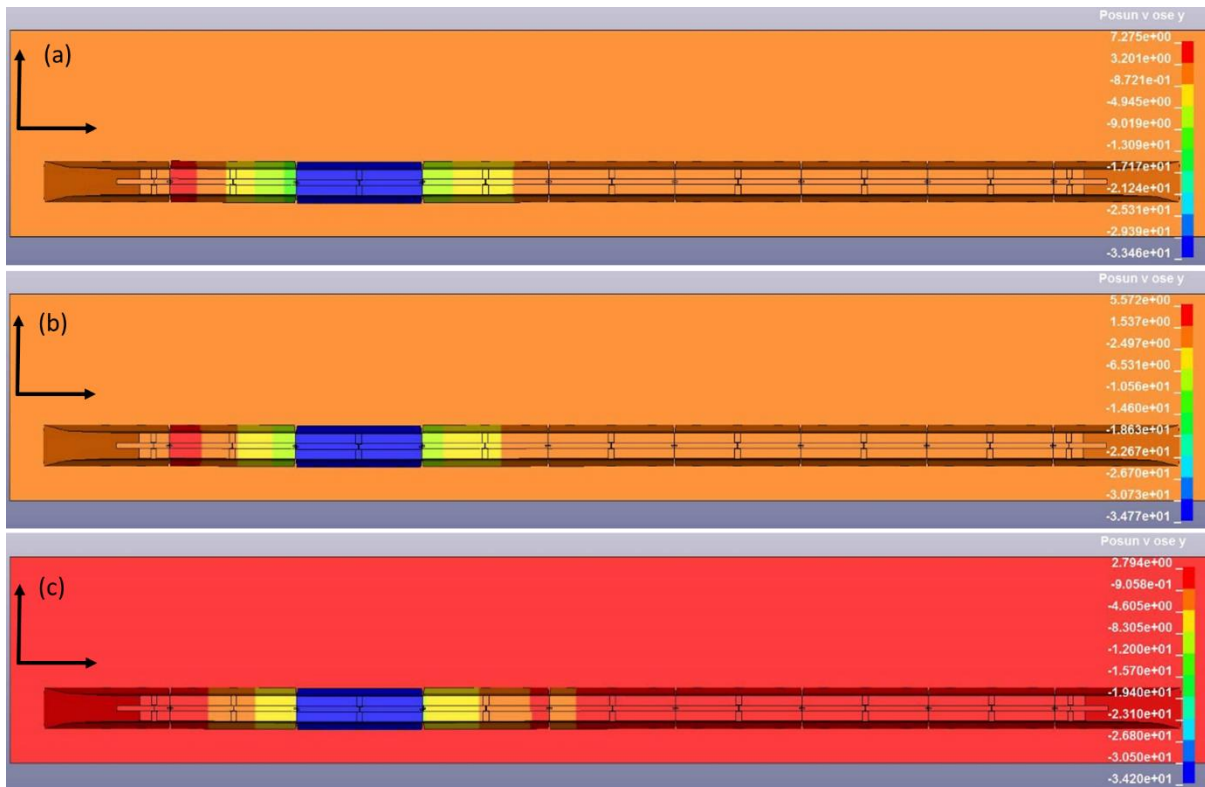


Obr. 16 Poloha vozidla po nárazu, koncový čas 0,6 s, boční pohled: varianta a); varianta b); varianta c)

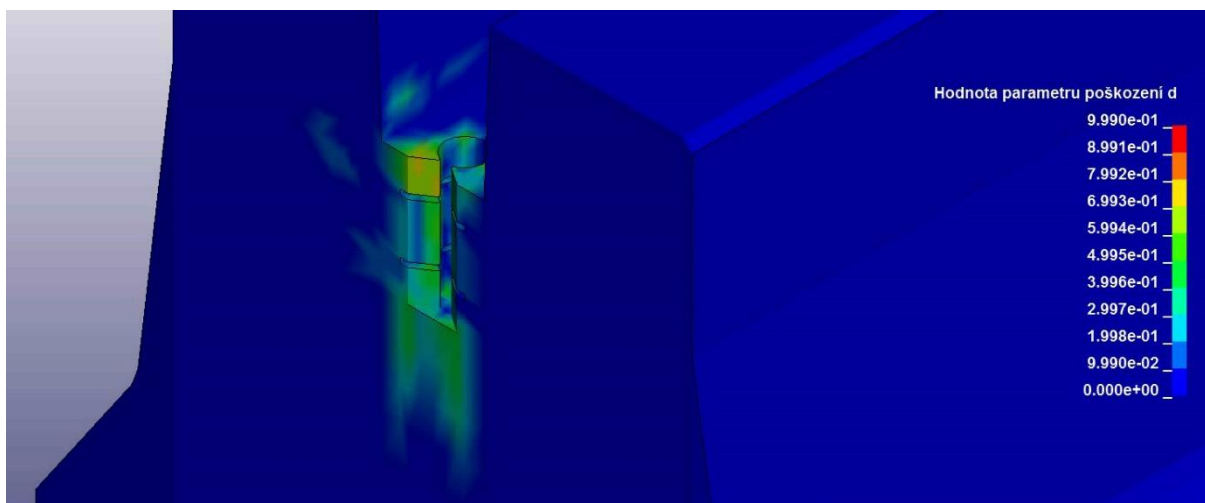


Obr. 17 Poloha vozidla po nárazu (koncový čas 0,6 s, pohled shora: varianta a); varianta b); varianta c)

K nejmarkantnějším posunům svodidla po nárazu automobilu došlo ve směru osy  $y$  u železobetonových dílců, přičemž se posunul hlavně dílec, do kterého vozidlo přímo narazilo (druhý mezilehlý dílec zleva při pohledu shora, třetí dílec zleva celkově), a okolní dílce v důsledku vzájemného spojení skrze ocelové zámky se spojkami, viz Obr. 18 (a), (b), (c). Je vidět, že maximální posun dílce ve směru osy  $y$  se v provedených simulacích pohyboval v rozmezí cca od 33,46 mm do 34,77 mm pro koncový čas 0,6 s. K porušení betonu došlo v oblastech styku s ocelovými zámky. Tato skutečnost je znázorněna na Obr. 19, ve kterém je v inkriminované oblasti vidět přítomnost nenulových hodnot parametru poškození  $d$ , které souvisely s překročením tahové či tlakové pevnosti materiálu. Na Obr. 19 jsou znázorněny pouze výsledky 1. výpočtu, přičemž pro ostatní provedené výpočty byly výsledky týkající se parametru poškození  $d$  velice podobné a nejsou uvedeny. Osově síly ve výztuži betonových dílců byly velmi malé. Nedošlo tedy k překročení meze kluzu materiálu, a tudíž ani ke vzniku plastických přetvoření u výztužných prutů.



Obr. 18 Posuny železobetonových dílců ve směru osy y (koncový čas 0,6 s, pohled shora): varianta a); varianta b); varianta c)

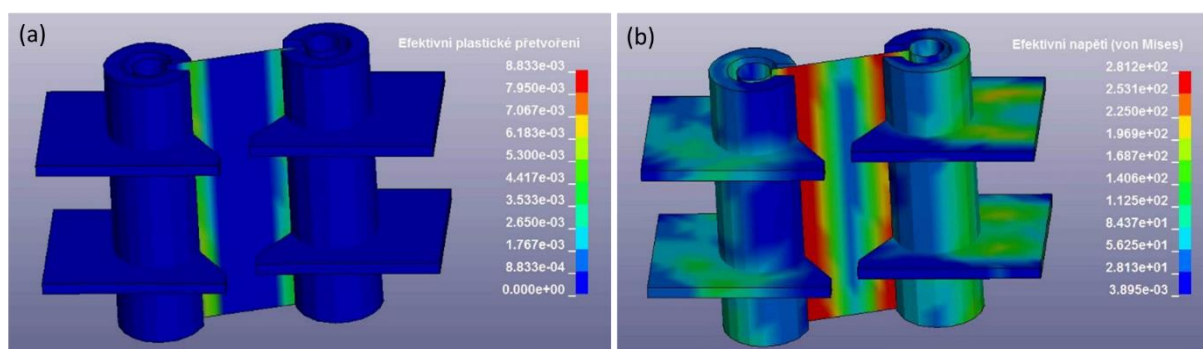


Obr. 19 Lokalizace porušení betonu v místě styku s ocelovým zámkem (koncový čas 0,6 s)

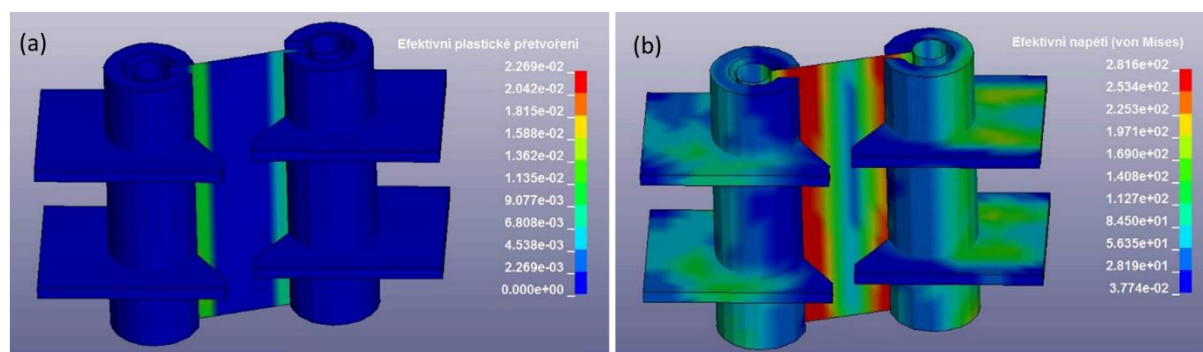
Nejnámáhanějšími částmi analyzovaného svodidla byly bezpochyby spoje mezi železobetonovými dílci v oblasti nárazu automobilu, což dokumentuje Obr. 19. Jak již



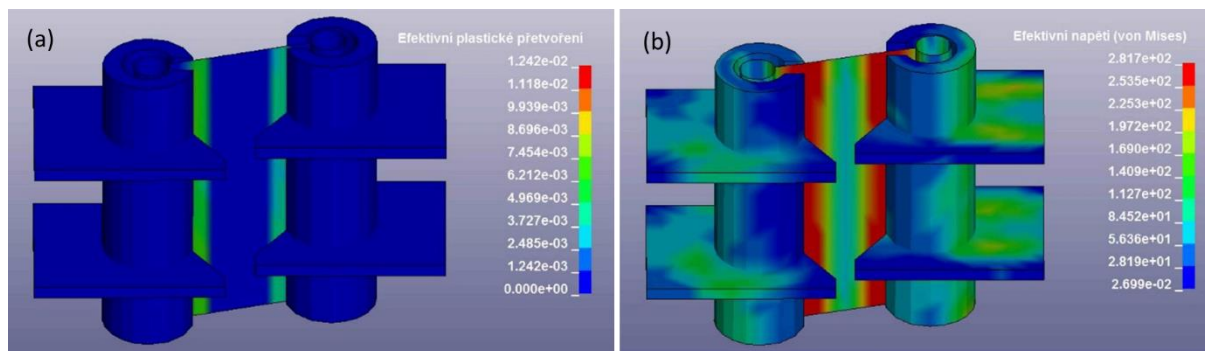
bylo uvedeno, tyto spoje byly tvořeny ocelovými zámky se spojkami z plechů různých tloušťek (4 a 6 mm). Po nárazu vozidla do železobetonového dílce došlo ke vzájemnému odsunutí v něm zabudovaných ocelových zámků v sousedních dílcích. To u konkrétního spoje způsobilo ohybové namáhání části spojky z plechu tl. 6 mm, která jednotlivé zámky v dílcích propojovala, přičemž došlo k překročení meze kluzu materiálu (281 MPa) a ke vzniku nevratných plastických přetvoření na spojce, viz ukázky pro nejvíce namáhaný spoj u všech provedených výpočtů na Obr. 20 (a) a (b), Obr. 21 (a) a (b) a Obr. 22 (a) a (b). Nedošlo nicméně k dosažení meze pevnosti materiálu, tudíž nebyla využita celková plastická rezerva spoje. Z tohoto důvodu lze spoj železobetonových dílců ve tvaru dvou ocelových zámků propojených skrze spojku z plechů tl. 4 a 6 mm u analyzovaného svodidla považovat za vyhovující. Osově síly v horizontální výztuži, která kotvila zámky do železobetonových dílců, byly velmi malé. Nedošlo tedy k překročení meze kluzu materiálu, a tudíž ani ke vzniku plastických přetvoření u horizontálních kotevních prutů.



Obr. 20 Zámky se spojkou (výsledky pro 1. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,348 s)



Obr. 21 Zámky se spojkou (výsledky pro 2. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,305 s)



Obr. 22 Zámky se spojkou (výsledky pro 3. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,291 s)

U zbývajících prvků analyzovaného svodidla (sloupky, úchyty sloupků, šrouby, vertikální kotevní výztuž, betonové pohltivé panely) byly stavy napětí a přetvoření nevýznamné vzhledem k pevnostním charakteristikám uvažovaných materiálů. Výsledky pro tyto prvky zde tedy nejsou uvedeny.

Analyzované železobetonové svodidlo sestávalo z celé řady komponentů (konstrukčních prvků).

Základním prvkem svodidla byly prefabrikované betonové dílce vyztužené podélnou a příčnou tyčovou výztuží. Propojení jednotlivých železobetonových dílců bylo zajištěno prostřednictvím ocelových zámků se spojkami. Tyto zámky byly předem zabetonovány a zajištěny horizontálním kotevním proti vytržení.

Jak již bylo zmíněno, součástí svodidla byly také protihlukové stěny, které byly tvořeny prefabrikovanými betonovými pohltivými panely. Tyto panely byly usazeny do drážek v železobetonových dílcích a do ocelových sloupků. Kotvení ocelových sloupků do železobetonových dílců bylo zajištěno prostřednictvím předem zabetonovaných ocelových úchytů, ke kterým byla přivařena vertikální kotevní výztuž zabraňující jejich případnému vytržení z betonu v důsledku působení tahových sil. Ocelové sloupky a úchyty byly vzájemně spojeny prostřednictvím ocelových šroubů.

Pro všechny výše zmíněné komponenty svodidla bylo za účelem provedení numerických výpočtů potřeba definovat patřičné konstitutivní vztahy.

## 8 Ocelové svodidlo pro úroveň zadržení H2

Je popsána příprava na provedení nárazové zkoušky na úroveň zadržení H2. Zkoumána byla konstrukce ocelového svodidla, které má dvě základní nosné části ocelový sloupek a podélnou svodnici. Nejprve bylo zkoumáno chování ocelového sloupku včetně kotvení do betonu na volný pád břemene o hmotnosti 500 kg z výšky 4 m. Následně se zkoumala celá konstrukce svodidla při nárazu jedoucím autobusem rychlostí 70 km/h.

### 8.1 Pádová zkouška konstrukce ocelového sloupku

Pádová zkouška slouží k ověření funkčnosti hlavní nosné části ocelového svodidla. Testuje se konstrukce ocelového sloupku svodidla, která je kotvená do betonové římsy dvěma kotevními šrouby. Výpočty je zkoumáno namáhání kotev a porušení ocelového profilu, šikmé výztuhy sloupku včetně patního plechu.

Sloupek je konstrukce ve tvaru konzoly profilu UPN 140 délky 890 mm z oceli třídy S235, osazený výztuhou šířky 60 mm tloušťky 10 mm viz Obr. 23. Sloupek je přivařen k patnímu plechu, viz. Obr. 24 po celém obvodu svého průřezového profilu. Patní plech je do betonového bloku ukotven dvojicí šroubů se závitem M24. Kotevní šrouby jsou opatřeny roznášecí podložkou a maticí. Šrouby nejsou s betonovým blokem propojeny soudržně (nejsou zabetonovány). Na protilehlé straně betonového bloku jsou tyto šrouby opatřeny roznášecími podložkami a maticemi. Šrouby přichytávají patní plech na úrovni horní pásnice profilu sloupku. Přenos sil a ohybových momentu je zabezpečen dvojicí šroubů a tlakem patního plechu do betonového bloku.

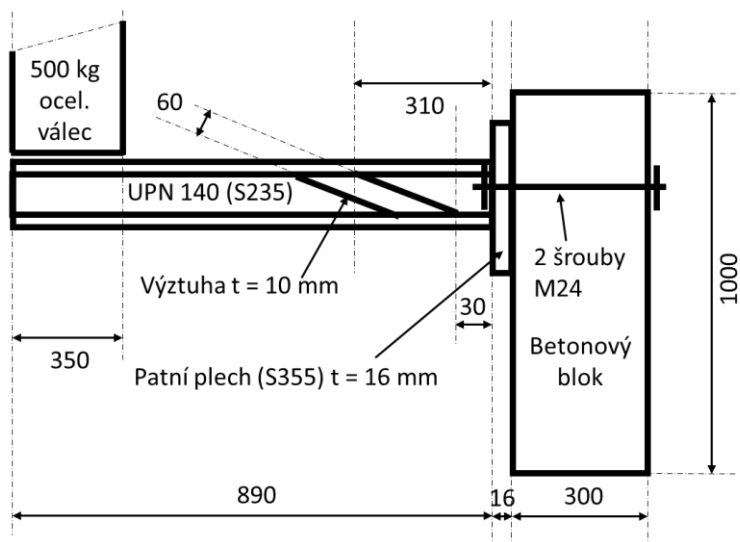
Na konec takové konzoly je volným pádem spuštěné závaží o hmotnosti 500 kg z výšky 4 m, který má tvar ocelového válce o průměru 350 mm.

Betonový blok, patní plech a zatěžovací ocelový válec jsou modelovány pomocí 3D objemových prvků. UPN profil, výztuha a roznášecí podložky matic jsou modelována skořepinovými prvky. Kotvy jsou modelované prutovými prvky.

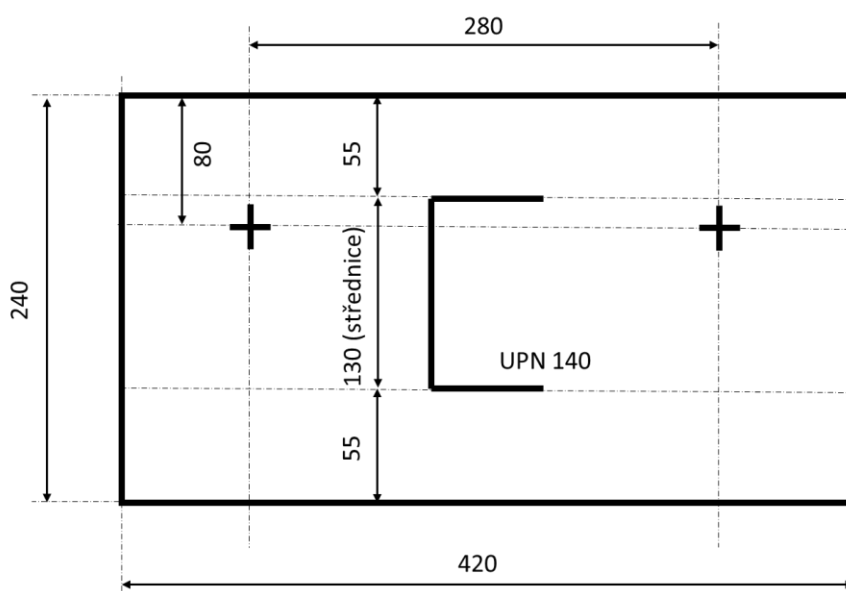
Pro betonový blok je použitý lineární elastický materiál,  $E = 30 \text{ GPa}$ ; součinitel příčné kontrakce  $\nu = 0,2$  s hustotou  $\rho = 2200 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ .

Ocelové materiály byly modelovány jako nelineární s předem stanovenou mezí kluzu a hodnotou zpevnění materiálu po překonání meze kluzu. Pro UPN profil je mez kluzu 304 MPa, pro patní plech 455 MPa. Hodnoty zpevnění jsou pro UPN profil

509 MPa a pro patní plech 578 MPa. Kotvícím prvkům byla přiřazena mez kluzu oceli 940 MPa. Hustota všech ocelových částí je uvažována jako  $7800 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ , modul pružnosti  $E = 210 \text{ GPa}$  a součinitel příčné kontrakce  $\nu = 0,3$ . Pro ocelový materiál je také specifikována Cowper-Symondsův materiálový vztah, viz. Tab. 7.



Obr. 23 Schéma konstrukce



Obr. 24 Schéma patního plechu

Kontakty jsou uvedeny mezi zatěžovacím válcem a UPN profilem; mezi patním plechem a betonovým blokem; mezi maticemi kotev a patním plechem; mezi maticemi

kotev a betonovým blokem. Jsou také definovány vazby mezi ocelovými kotvami a betonovým blokem i patním plechem.

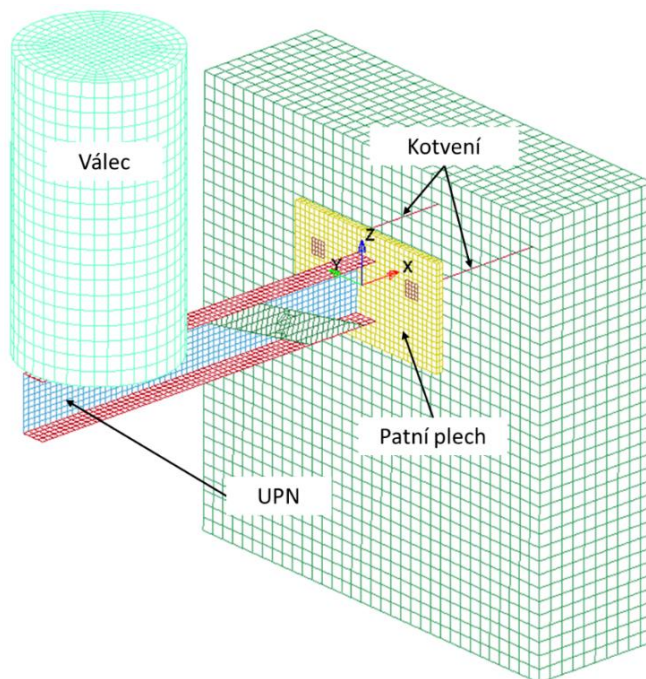
Zatěžovací válec je uvažován jako tzv. dokonale tuhé těleso. Zatěžovací válec je modelovaný v těsné blízkosti (1 mm) nad povrchem UPN profilu a všem jeho uzlům je určena počáteční rychlost, Obr. 25:

$$v = \sqrt{2 g h} = \sqrt{2 * 9,81 * 4} = 8,859 \text{ m/s} \quad (8.1)$$

Počáteční energie systému je rovna kinetické energii válce spouštěného volným pádem z výšky 4m, která je určena jako:

$$E_p = g m h = 9,81 * 500 * 4 = 19\,620 \text{ J} = 19,6 \text{ kJ} \quad (8.2)$$

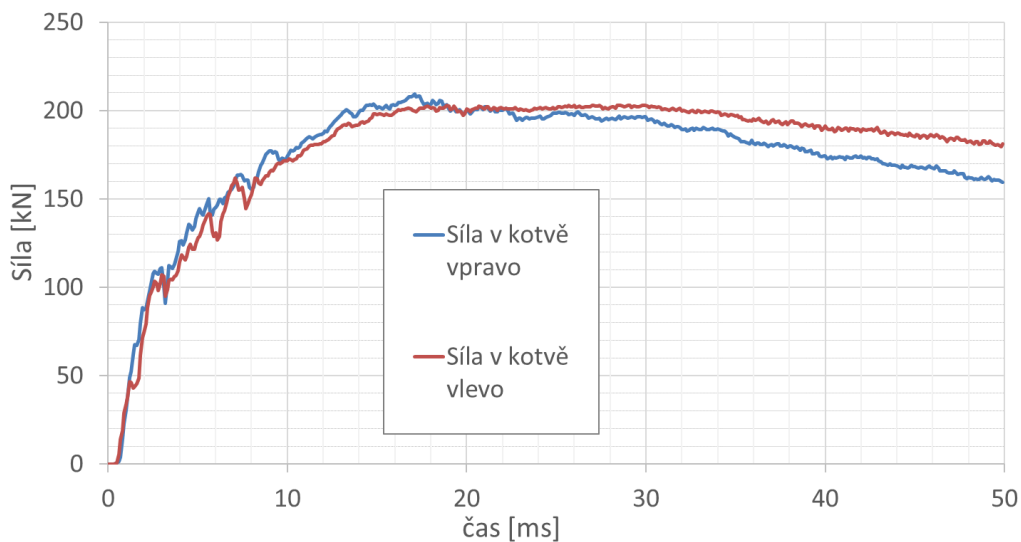
Časové průběhy tahových sil v kotvení (pro kotvu pravou a levou) jsou vyobrazeny pomocí grafů. Maximální hodnota síly je přibližně 200 kN, Obr. 26. Průběhy sil v pravé i levé kotvě jsou vzájemně velice podobné a tedy dochází k rovnoměrnému roznesení kotvicí síly do obou kotev.



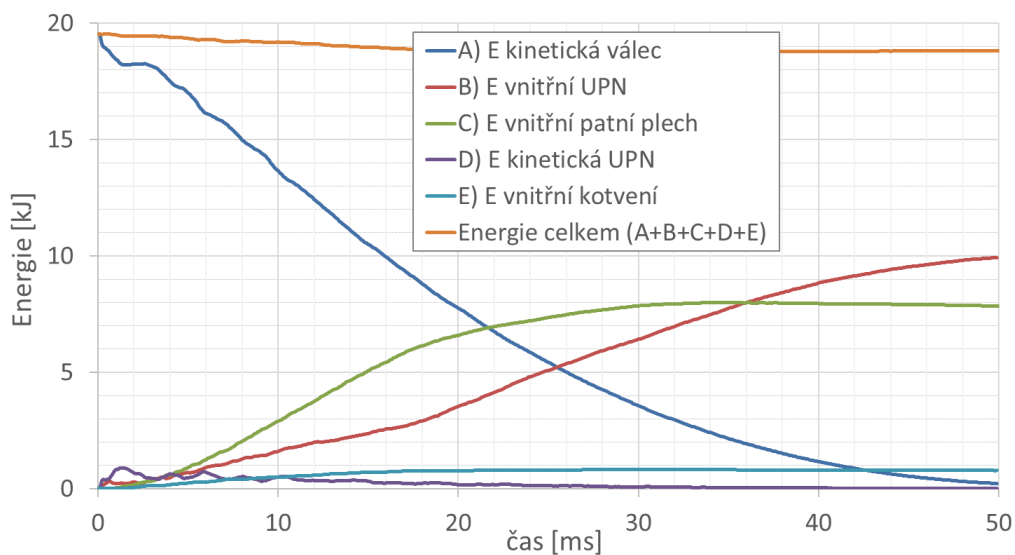
Obr. 25 Geometrie modelu

Možno konstatovat, že počáteční energie systému je v souladu s předpokladem zadání. V grafu níže jsou sledovány nejvýznamnější složky energií jednotlivých konstrukčních částí, a pak celková energie jako jejich vzájemný součet. Hodnota této energie mírně klesá. Lze konstatovat, že hodnota celkové energie systému

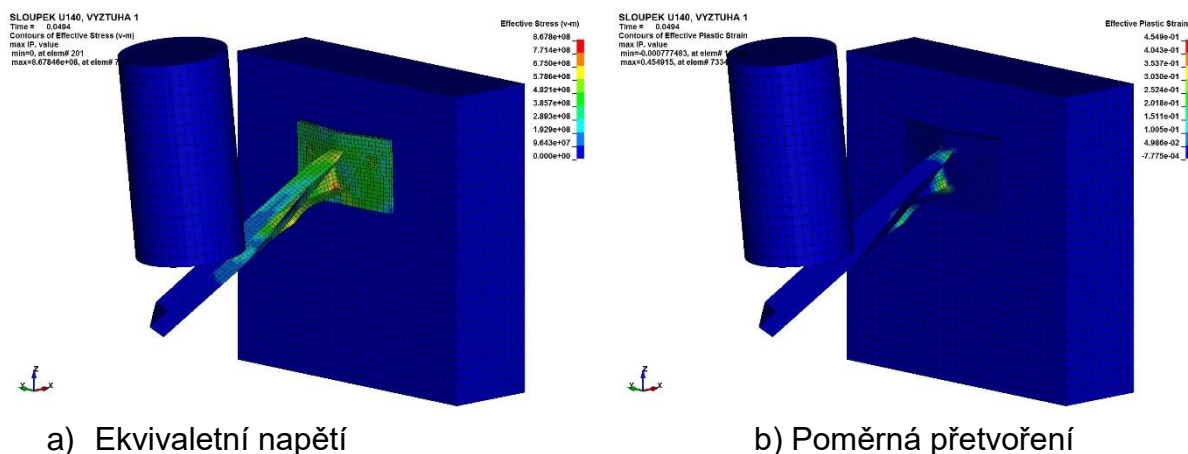
je zachována a je v soulady s předpoklady výpočtu Obr. 27.



Obr. 26 Síly v kotvení ocelového sloupku



Obr. 27 Energie jednotlivých konstrukčních částí



Obr. 28: Výsledné namáhání ocelového sloupku v čase 0,0494 s [Pa]

## 8.2 Nárazová zkouška svodidla pro úroveň zadržení H2

Je popsána konstrukce a výsledky zkoušky mostního svodidla pro třídu zadržení H2. Do svodidla narazí osobní automobil rychlostí 100 km/h, zkouška TB11 a poté autobus rychlostí 70 km/h, zkouška TB51. Jedná se o nízké mostní svodidlo kotvené do betonové římsy. Hlavní nosný prvek svodidla tvoří svařený ocelový sloupek viz. kap. 8.1. Ke sloupku je pomocí dvou vrutů připojen distanční díl a následně k distančnímu dílu je připojena typizovaná ocelová svodnice. Konce svodnice i ocelové tyče jsou pevně uchyceny a je zabráněno posunutí v podélném směru. Součástí konstrukce svodidla je ocelová tyč o průměr 26 mm, která je k horní části sloupku připojena pomocí dvojice šroubů a velmi pevných ocelových spojek.

Výpočtový model konstrukce svodidla je nelineární a byl vytvořen převážně ze skořepinových prostorových prvků. Skořepinovými prvky je modelována svodnice, profil UPN140, distanční díl a patní plech. Kotevní šrouby a ocelová tyč jsou modelovány pomocí prutových konečných prvků. Římsa a část vozovky je modelována pomocí prostorových šestistěnových prvků, viz Obr. 29, Obr. 30. Součástí výpočtového modelu jsou vazby mezi jednotlivými konstrukčními prvky. Svary ocelového sloupku, výtuhy a patního plechu jsou modelovány spojitou sítí bez dalších podrobnějších detailů. Šrouby mezi sloupkem a distančním dílem, distančním dílem a svodnicí jsou do výpočtu zavedeny pomocí vazeb, které předepisují v místě spoje stejné hodnoty posunutí. Součástí výpočtového modelu jsou také jednostranné vazby, které přenáší

pouze tlak. Tyto jednostranné vazby jsou definovány mezi patním plechem a římsou, mezi svodnicí a distančním dílem, distančním dílem a ocelovými sloupky. Jednostranné vazby jsou také předepsány mezi jedoucím vozidlem a ocelovou konstrukcí svodidla.

Pro výpočet byly použity nelineární materiálové charakteristiky oceli, jejichž hodnoty jsou tabulkově zpracovány v Tab 7. Ve vybraných prvcích byla uvažována také změna charakteristik pomocí závislostí definovaných materiálovým modelem Cowper-Symonds dle kapitoly 5.4. Materiál lana, kotev, říms i vozovky jsou uvažovány lineárně elastickými charakteristikami. Parametry vozovky odpovídají betonu třídy C20/25.

Model byl použit pro přípravu experimentu, kdy bylo zkoumáno několik variant geometrického uspořádání a materiálové záležitostí týkající se podélné svodnice. Pomocí výpočtů bylo nutno nejprve stanovit výšku svodnice na vozovkou. Zde je nutno najít kompromis, protože zvýšení polohy svodnice nad vozovkou zvyšuje únosnost svodidla. V našem případě příznivěji vychází zkouška TB51 náraz autobusem. Naproti tomu je nutno zabránit překonání svodidla podjetím malým osobním automobilem při nárazové zkoušce TB11. Z hlediska geometrie je nutno zvolit také vzdálenost sloupků z důvodu finančních úspor. Výpočty porovnávaly odolnost svodidla pro osovou vzdálenost sloupků 2 případně 3 m. Jedná se o svodidlo umístěné na mostní konstrukci, proto nebylo možno využít jiných hodnot vzdáleností ocelových sloupků svodidla z důvodů konstrukčního uspořádání mostních říms, do kterých je konstrukce kotvena. Z hlediska geometrie se ještě zkoumalo namáhání šikmé výztuhy ocelového sloupku. Byly sledovány dvě různé geometrie výztuhy a připojení výztuhy ke sloupku svařováním nebo šroubováním. Při přípravě experimentu posledním problémem bylo stanovit tloušťku svodnice a kvalitu materiálu, ze které je svodnice vyrobena. Zkoumány byly tři tloušťky svodnice 3,0 mm, 3,5 mm a 4,0 mm. Z hlediska kvality materiálu byl řešen problém svodnice navržené z oceli S235 a S355.

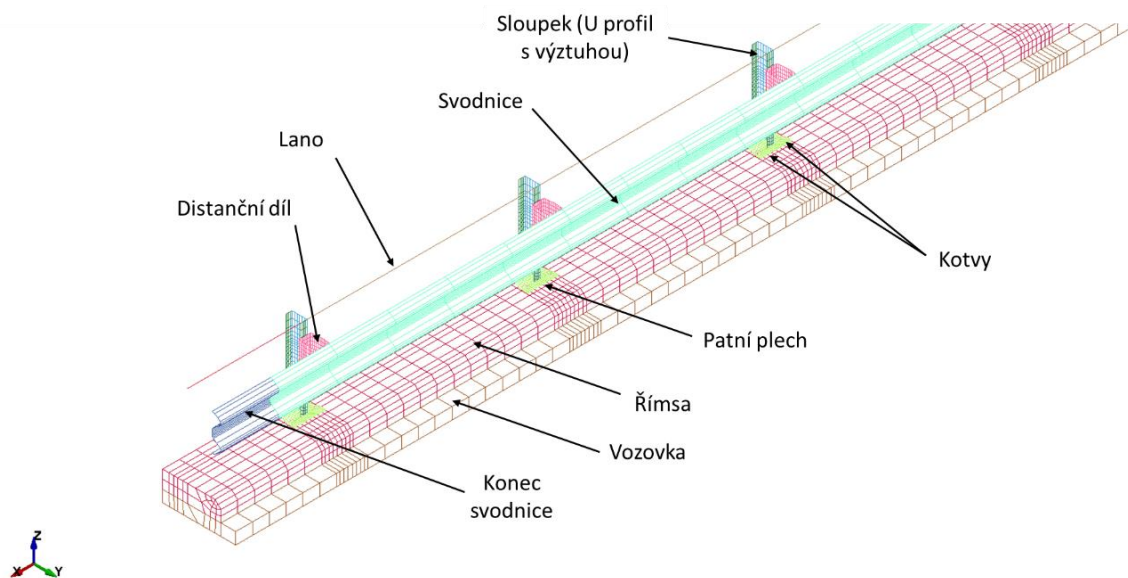
Byla provedena řada numerických simulací a bylo zjištěno, že významnými parametry, které ovlivňují chování svodidla při nárazu, je také počáteční utažení kotev a poloha prvního dotyku vozidla.

Pro zhodnocení výsledků byla nakonec vybrána konfigurace, kdy jedoucí autobus naráží do svodidla 500 mm před sloupkem, kotvy upevňující svodidlo do betonové římsy jsou utaženy předpínací silou o velikosti 30 kN. Protože se jedná

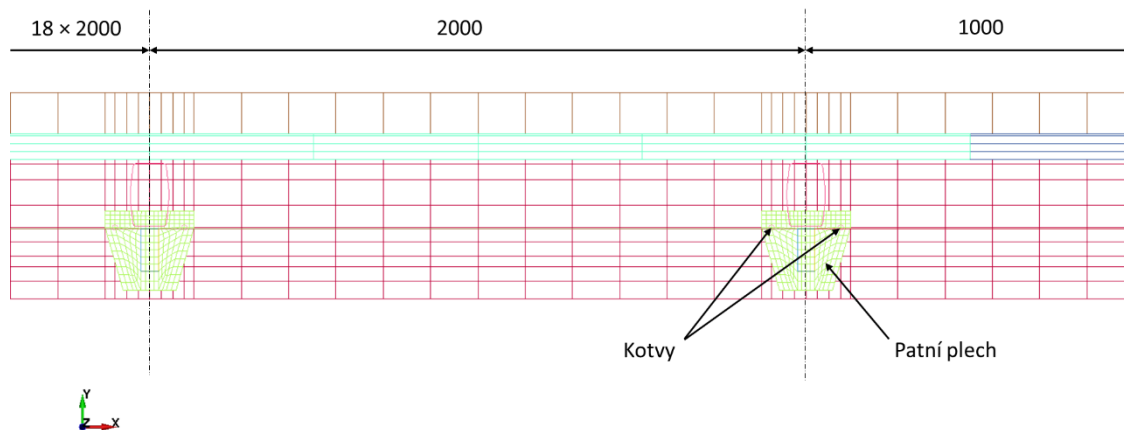


o výpočet, který je velmi nelineární, zejména v ocelové svodnici jsou výrazně překročeny hodnoty meze kluzu a nastává plastické přetváření byly ještě analýzy doplněny o chování konstrukce se dvěma hodnotami přípustné plastické deformace svodidla. Ve variantě a) je do výpočtu zavedena maximální hodnota poměrného přetvoření uvedená v materiálových listech. Analýzy předpokládají přetržení materiálu v souladu se statickou zkouškou. Ve variantě b) jsou hodnoty přípustných poměrných přetvoření zvýšeny třikrát.

Z výsledků je vyhodnoceno celkové chování svodidla při zkoušce TB51, viz. Obr. 34, energetická bilance nárazu pro obě zkoumané varianty, Obr. 35 a Obr. 36. Dále je z výsledků doplněno namáhání ocelové výztuhy, která je rozhodujícím zajišťujícím únosnost ocelového sloupku, viz. Obr. 38 a Obr. 39. Pro doplnění a ilustraci je možno porovnat porušení celé konstrukce po provedené zkoušce TB 51 s numerickým výpočtem, viz. Obr. 40.



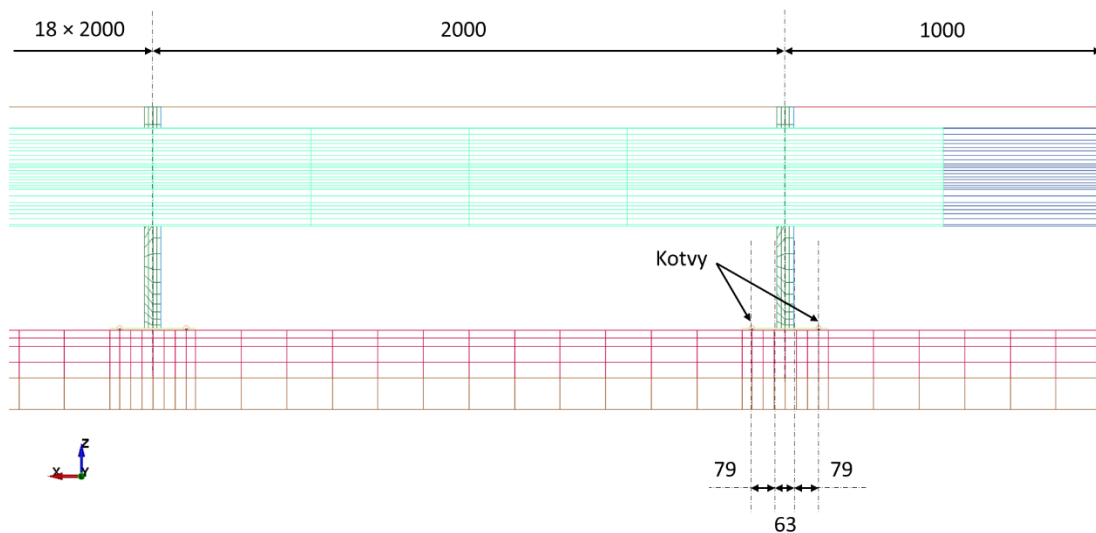
Obr. 29 Izometrický pohled na část konečněprvkového modelu



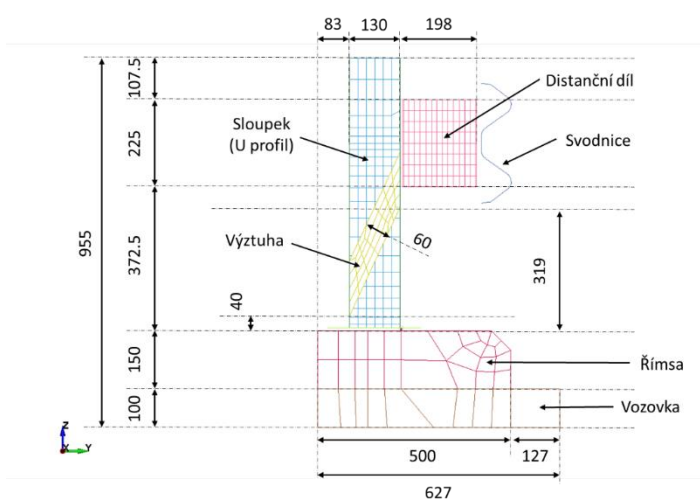
Obr. 30 Pohled na konečněprvkový model shora

Tab. 7 - Vstupní parametry

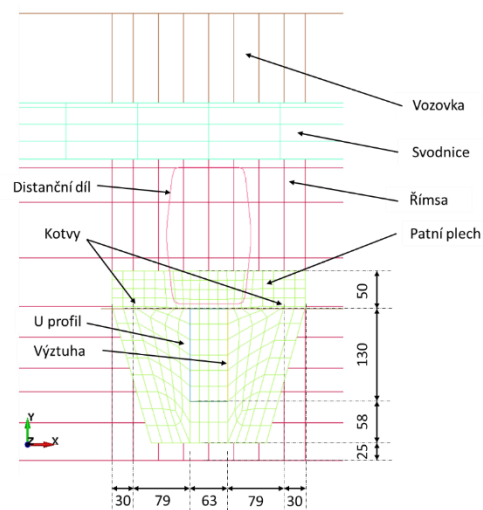
	Tloušťka / průměr [mm]	E [GPa]	$\nu$ [-]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\sigma_y$ [MPa]	$E_{tan}$ [MPa]	C	p
Svodnice	4	210	0,3	7850	304	509	40	5
Distanční díl	4	210	0,3	7850	304	509	40	5
Patní plech	14	210	0,3	7850	455	578	40	5
UPN140 – stojina	7	210	0,3	7850	304	509	40	5
UPN140 – pásnice	10	210	0,3	7850	304	509	40	5
UPN140 – výztuha	10	210	0,3	7850	304	509	40	5
Lano $\phi 26$	26	210	0,3	7850				
Kotvy M24	24	210	0,3	7850				
Římsa		30	0,2	2500				
Vozovka		30	0,2	2500				



Obr. 31 Pohled na konečněprvkový model zepředu

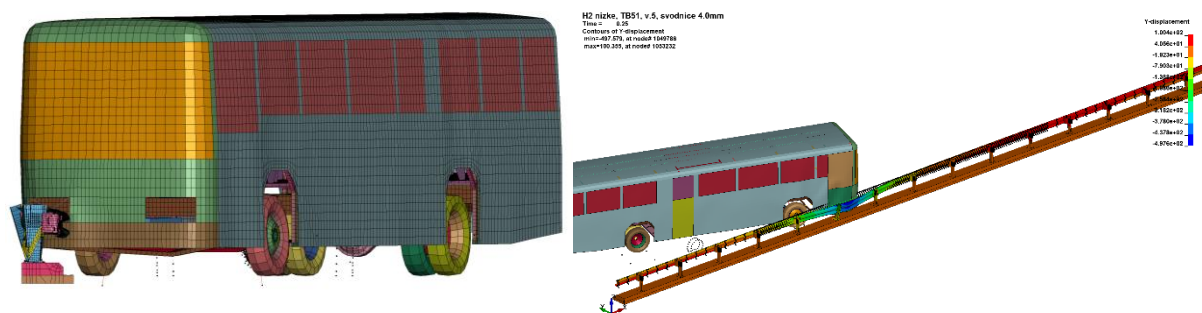


Obr. 32 Příčný řez



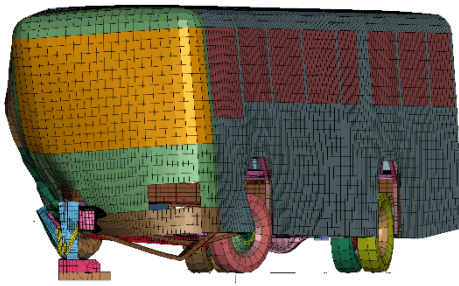
Obr. 33 Patní plech - detail

1,0mm

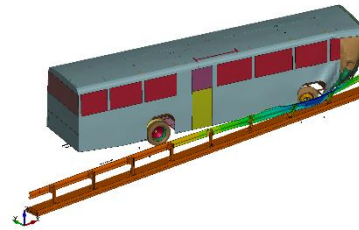


a) Čas 0,25 s

51, v.5, svodnice 4.0mm



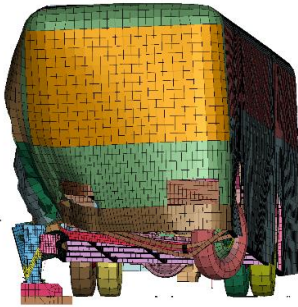
H2 nízke, TB51, v.5, svodnice 4.0mm  
Time = 0.5  
Contours of Y-displacement  
min=-758.815 at node# 100600  
max=102.967 at node# 100344



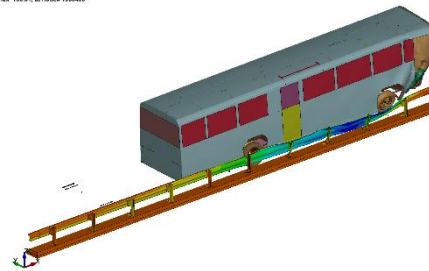
Y-displacement  
1.650e+02  
2.281e+01  
-6.777e+01  
-1.562e+02  
-3.124e+02  
-4.687e+02  
-6.250e+02  
-7.808e+02

b) Čas 0,50 s

51, v.5, svodnice 4.0mm



H2 nízke, TB51, v.5, svodnice 4.0mm  
Time = 0.75  
Contours of Y-displacement  
min=-811.025 at node# 1001100  
max=150.31 at node# 100340



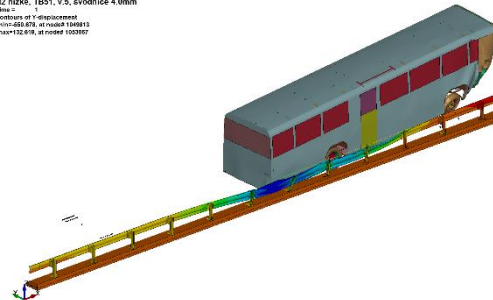
Y-displacement  
1.685e+02  
4.828e+01  
-6.742e+01  
-6.777e+01  
-1.562e+02  
-3.124e+02  
-4.687e+02  
-7.808e+02

c) Čas 0,75 s

51, v.5, svodnice 4.0mm



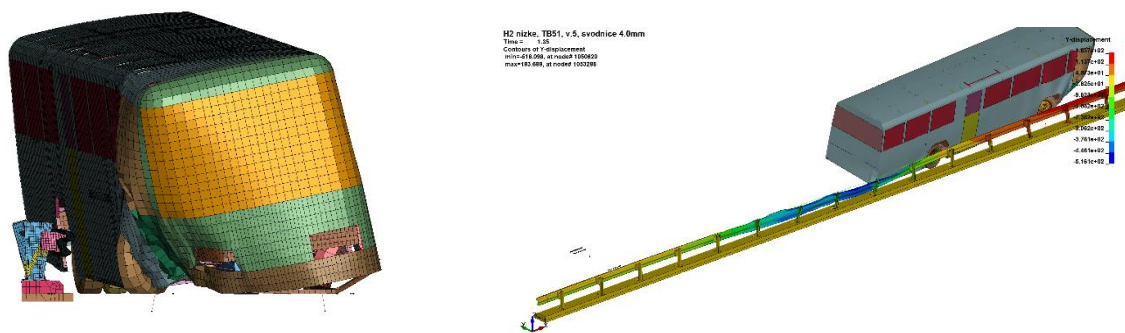
H2 nízke, TB51, v.5, svodnice 4.0mm  
Time = 1.00  
Contours of Y-displacement  
min=-858.878 at node# 1000010  
max=102.878 at node# 100307



Y-displacement  
1.526e+02  
8.428e+01  
-6.858e+01  
-3.207e+01  
-1.562e+02  
-3.124e+02  
-4.687e+02  
-6.250e+02

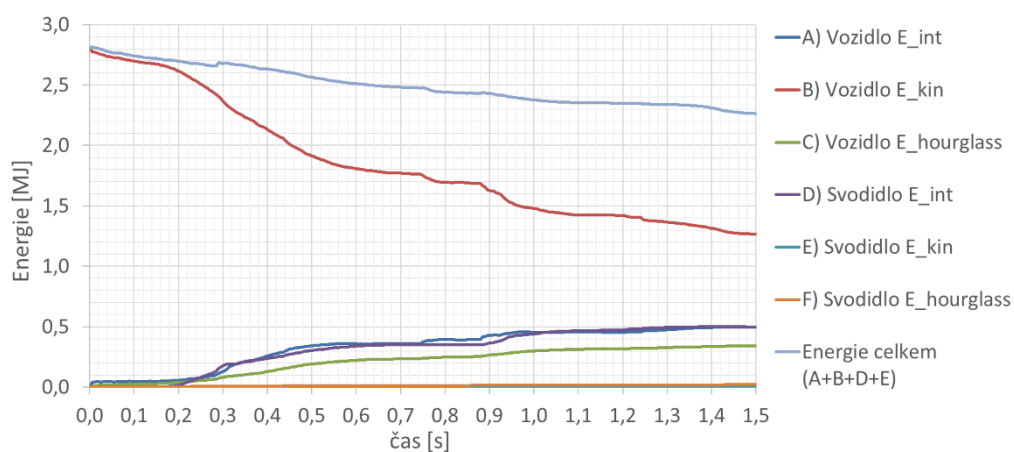
d) Čas 1,00 s

51, v.5, svodnice 4.0mm

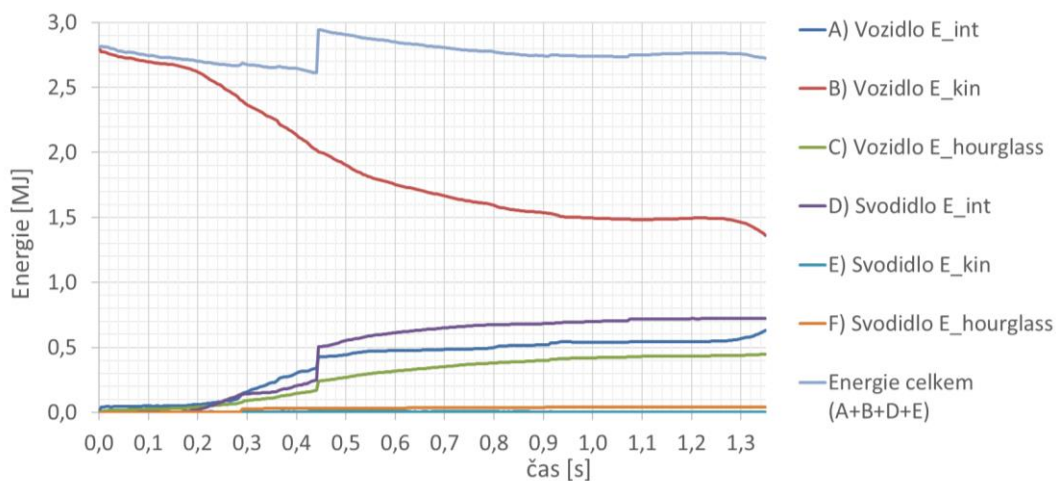


e) Čas 1,35 s

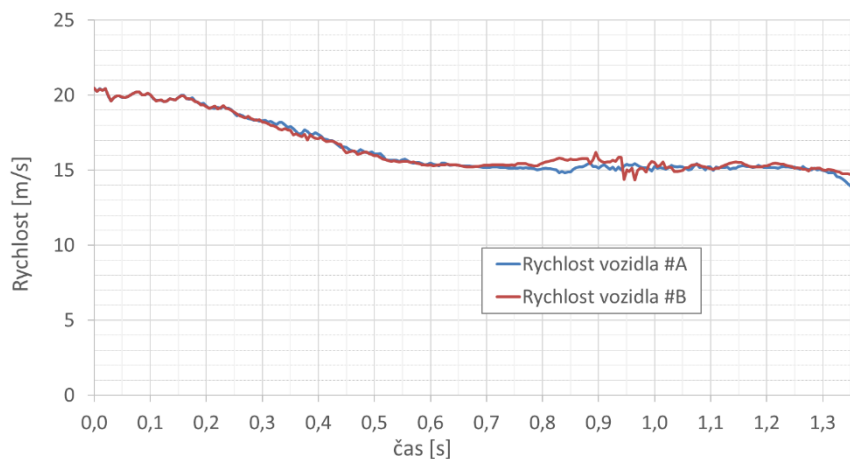
Obr. 34 Časový průběh nárazu vozidla do svodidla



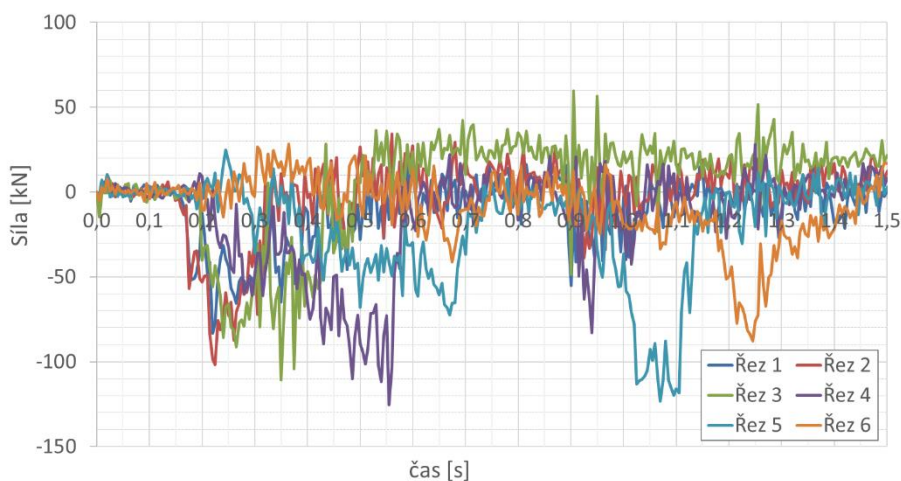
Obr. 35 Energie jednotlivých komponent, varianta a)



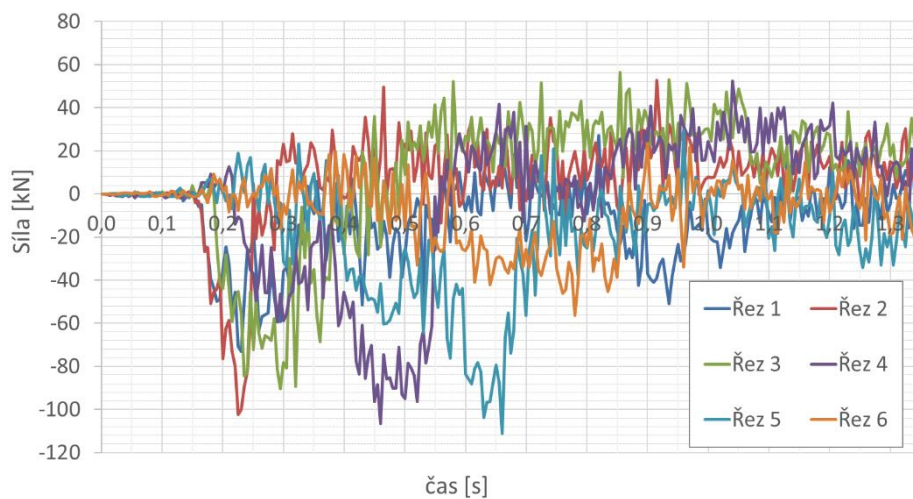
Obr. 36 Energie jednotlivých komponent, varianta b)



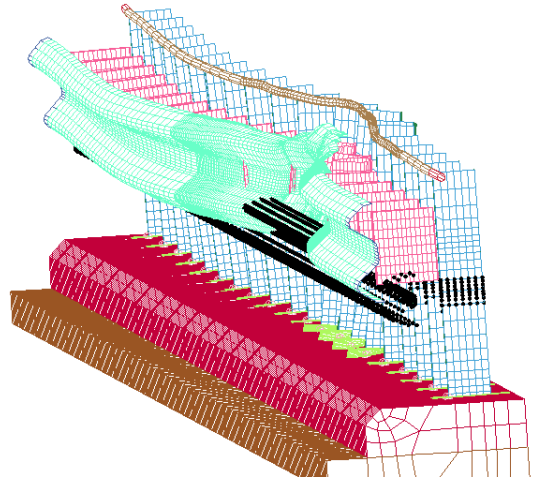
Obr. 37 Rychlost vozidla v čase v horním bodě na zadní straně karosérie



Obr. 38 Normálové síly v šikmých výztuhách sloupků, varianta a)



Obr. 39 Normálové síly v šikmých výztuhách sloupků, varianta b)



*Obr. 40 Porovnání zkoušky TB51 a numerické simulace*

## 9 Betonové svodidlo pro úroveň zadržení H4b

Nejvyšší úroveň zadržení svodidel je označována H4b. Jedná se svodidla, která mají odolávat podle zkoušek nárazům jedoucích nákladní souprav o hmotnosti 38 000 kg rychlostí 65 km/h. Svodidla pro úroveň zadržení se velmi často používají ve středním dělicím pruhu na dálničních komunikacích a jedním s cílů je zabránit velkým nákladním automobilů přejezdu do protisměrných dálničních pruhů. Schválené svodidlo pro úroveň zadržení H4b musí odolat nárazu nákladního tahače s připojeným návěsem a zkouška se označuje TB81.

Zkušební úsek je celkem 120 m dlouhý a je sestaven ze třiceti kusů betonových bloků ve tvaru New Jersey se zabetonovanou betonářskou výztuží. Všechny použité betonové bloky jsou identické a jsou volně uloženy na vozovce. Výjimku tvoří dva krajní kusy svodidla, které jsou navíc kotveny do vozovky pomocí osmi rozpěrných kotev M24. Spolupůsobení betonových bloků a přenos vodorovných sil od nárazu je zajištěn pomocí ocelových zámků. Ocelový zámek svodidla je rozebíratelná konstrukce umožňující spojit dvě sousední betonová svodidla. Ocelový zámek je konstruován ze dvou ocelových tyčí průměru 35 mm, které jsou zabetonovány v horní části svodidla a na konci opatřeny závitem. Na ocelovou tyč je na obou stranách svodidla připojena šrouby ocelová deska tl. 25 mm z oceli S355. Ocelový zámek se následně vytvoří dvojicí šroubů M27, které spojují dvě sousední ocelové desky, viz Obr. 40.

Výpočtový model konstrukce svodidla je vytvořen pomocí prostorových a prutových konečných prvků s plnou neredukovanou integrací. Pomocí prostorových konečných prvků jsou samostatně modelovány betonové konstrukce a samostatně zámek svodidla. Prutovými prvky je modelována betonářská výztuž. Spolupůsobení jednotlivých částí je zabezpečováno pomocí doplňkových vazeb. Ve výpočtech se předpokládá nelineární chování ocelového zámku pomocí zjednodušeného bilineárního pracovního diagramu a s uvážením změny poměrných deformací podle Cowper-Symondse. Vstupní parametry jsou uvedeny v Tab. 8.

Během přípravy nárazové zkoušky TB81 je sledována pevnost zámku svodidla, hodnota maximální tahové síly a posunutí konstrukce v příčném směru, které je v terminologii označováno jako dynamický průhyb. Celkem jsou k dispozici tři výpočty odezvy konstrukce na náraz tahače s návěsem. Výpočty se liší hodnotou součinitele tření mezi vozovkou a betonovými svodidla. Je uvažována hodnota součinitele tření

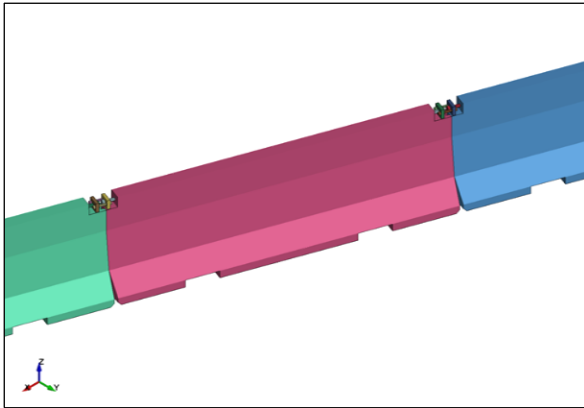


0,1 a 0,2. U třetího výpočtu byly změněny charakteristiky ocelového spoje tj. tyče, ocelových desek a spojovacích šroubů. Pro tento výpočet byly nelineární pracovní diagramy změněny na diagramy lineární. Důvodem bylo prozkoumat případné zpevnění ocelového zámku. Výpočty byl sledován časový úsek 0 až 1,5 s.

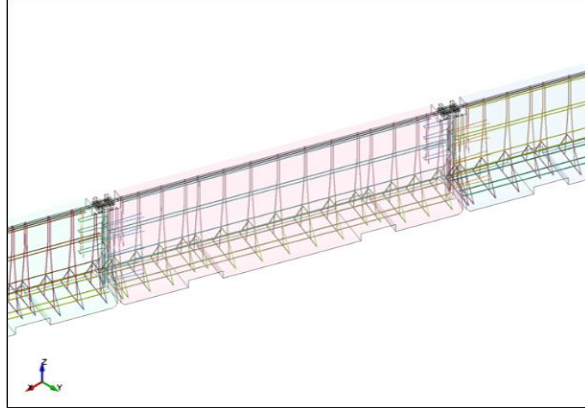
*Tab. 8 - Vstupní parametry*

	Tloušťka / průměr [mm]	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\sigma_y$ [MPa]	$E_{tan}$ [MPa]	C	$\rho$
Ocelová tyč 35 mm	35	210	0,3	7850	440	430	40	5
Ocelový plech	30	210	0,3	7850	355	720	40	5
Šrouby M27	27	210	0,3	7850	440	430	40	5
Betonářská výztuž	8, 10, 12	210	0,3	7850				

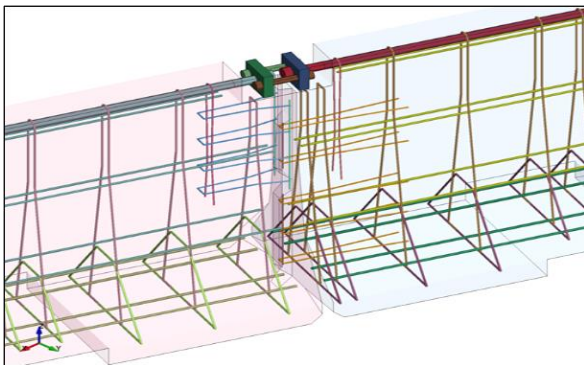
Výpočty bylo zjištěno, že ocelový zámek svodidla je schopen zabránit při havárii rozpojení konstrukce a udrží havarovaný návěs s přívěsem v jízdním pruhu. Z hlediska pevnosti a únosnosti je navržená konstrukce použitelná a vhodná k provedení nárazové zkoušky TB81, viz. Obr. 42. Z dalších parametrů, které se u konstrukcí sledují byla určována hodnota dynamického průhybu konstrukce a pracovní šířka při nárazu. Hodnota dynamického průhybu je v čase 1,5 s je přibližně 2,4 m. Pracovní šířku svodidla nelze stanovit, protože je nutno k dynamickému průhybu konstrukce doplnit vyklonění kabiny tahače nebo návěsu nad svodidlo. Z hlediska únosnosti je u této konstrukce limitující zámek, který přenáší maximální velikost tahové síly 550 kN. Nosnost zámku je ověřena výpočtem na celkovém výpočtovém modelu, i pomocí tahové zkoušky, která byla provedena ve zkušebně. Pro zvýšení spolehlivosti konstrukce svodidla by bylo vhodné zvýšit únosnost zámku svodidla. Detaily výpočtového modelu betonového svodidla, jeho výztuže a ocelového zámku jsou graficky zobrazeny na Obr. 41. Výsledky provedených výpočtů jsou uvedeny v grafické formě na Obr. 42, Obr. 43 a Obr. 44.



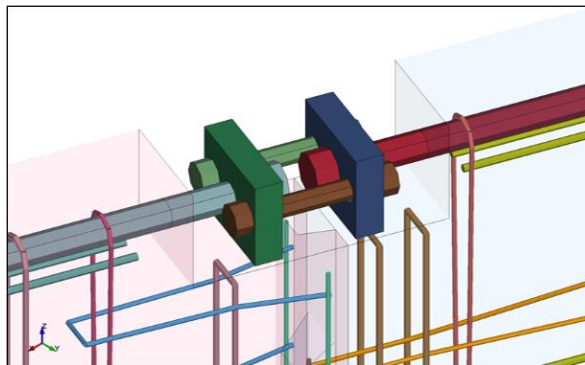
a) *Betonové svodidlo*



b) *Výztuž svodidla*

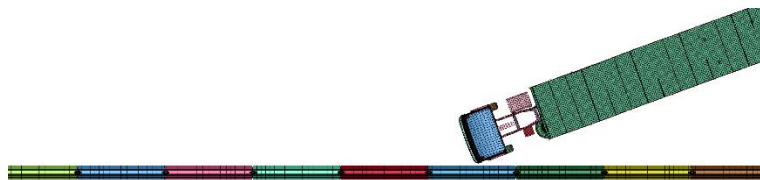
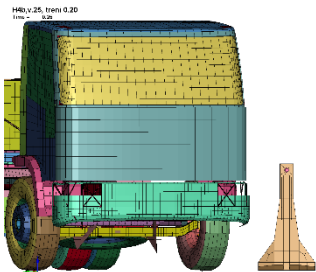


c) *Výztuž v okolí zámku*



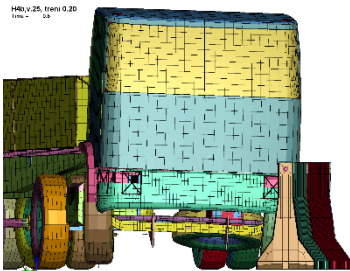
d) *ocelový zámek svodidla*

Obr. 41 *Betonové svodidlo, výztuž a konstrukce ocelového zámku*

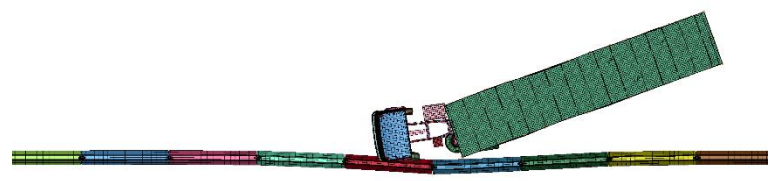


a) *Čas 0,25 s*

H4b.v.25, treni 0.20  
Time = 0.5

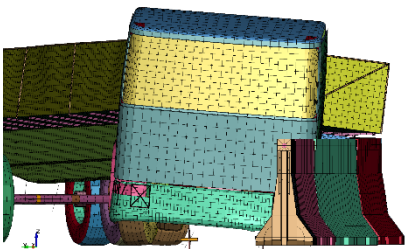


H4b.v.25, treni 0.20  
Time = 0.5

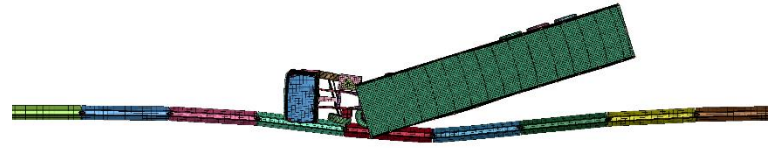


b) Čas 0,50 s

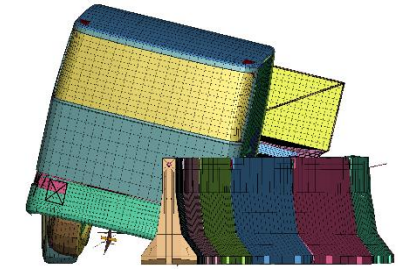
H4b.v.25, treni 0.20  
Time = 0.75



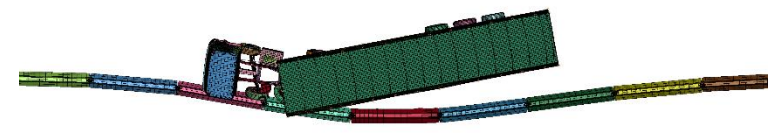
H4b.v.25, treni 0.20  
Time = 0.75



c) Čas 0,75 s



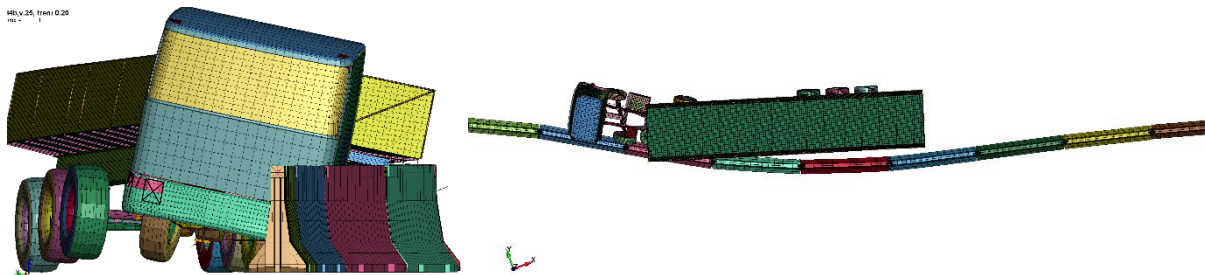
H4b.v.25, treni 0.20  
Time = 1



d) Čas 1,00 s

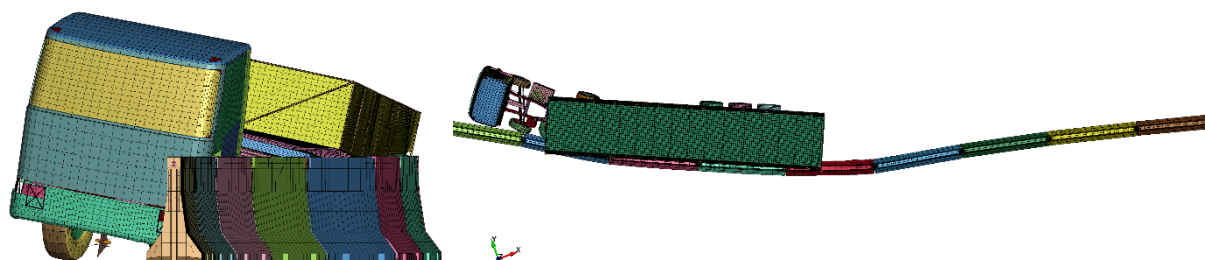
H4b.v.25, trení 0.20  
Time = 1.25

H4b.v.25, trení 0.20  
Time = 1.25



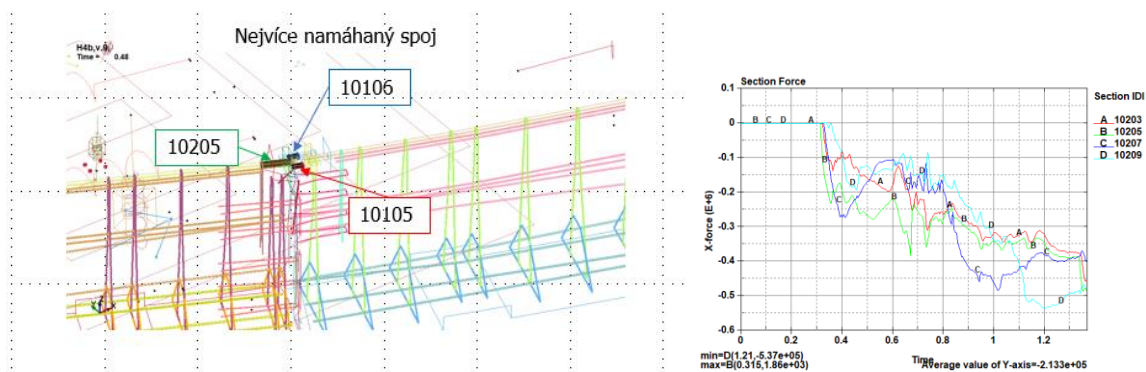
e) Čas 1,25 s

H4b.v.25, trení 0.20  
Time = 1.52



f) Čas 1,52 s

Obr. 42 Průběh nárazu tahače s návěsem, při zkoušce TB81



Obr. 43 Průběh sil v nejvíce namáhaném spoji

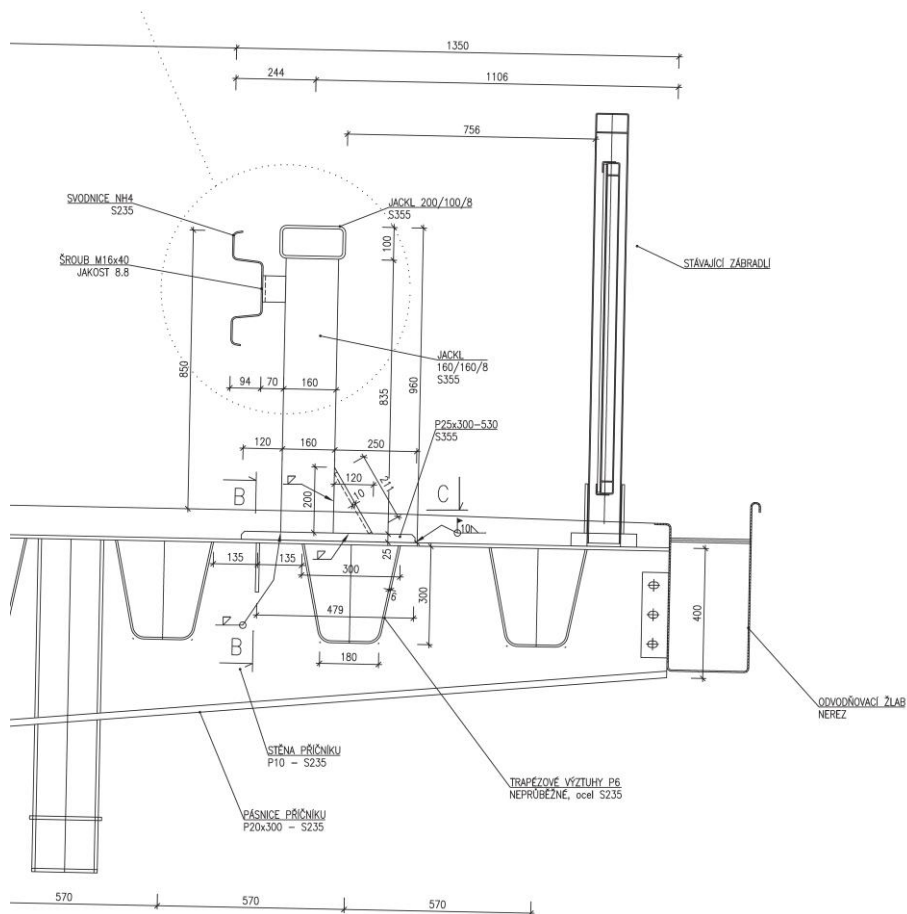
## 10 Jiné svodidlo na mostě Vysočina

Během rekonstrukce dálničního ocelového mostu u Velkého Meziříčí Vysočina byl proveden návrh a výpočet nového ocelového svodidla. Na této konstrukci nebylo možno použít z konstrukční důvodů schválený typ ocelového svodidla. Posouzení předpokládalo použití jiného svodidla navrženého na stupeň zadržení H3 podle TP 114. Pro tuto konstrukci byl proveden individuální návrh ocelového svodidla, které je přímo kotveno do ocelové mostovky. Podle současných předpisů je pro jiné svodidlo úrovně zadržení H3 nutno definovat náhradní kvazistatické zatížení působící po celou dobu kolmo na svodnici svodidla ve výšce 100 mm pod vrchní hranou svodnice intenzitou s výslednicí 400 KN. Silové zatížení je zadáno na uzlech v předepsané oblasti 500 x 200 mm.

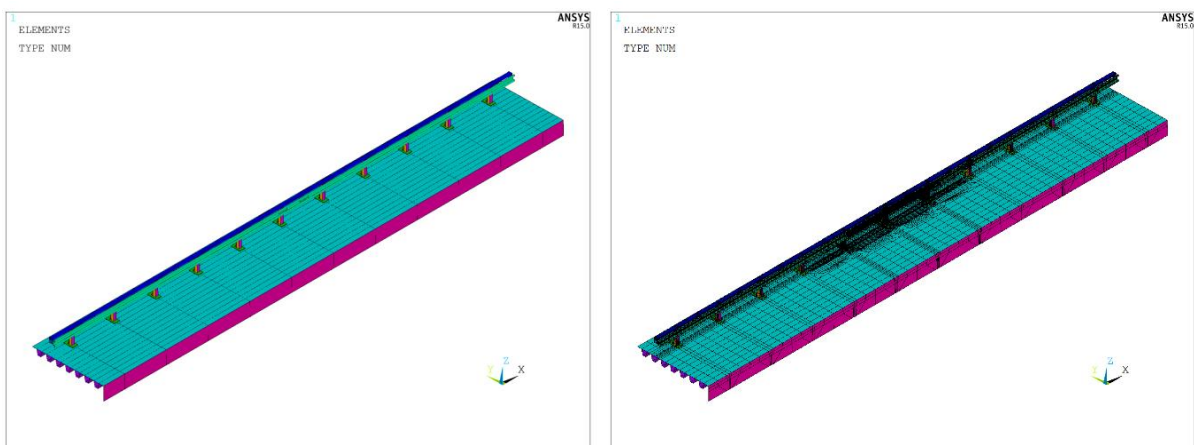
Konstrukce ocelového svodidla je součástí nosné ocelové konstrukce mostu „Vysočina“. Příčný řez mostem je zobrazen na Obr. 44. Je známo, že ocelová konstrukce mostu je v podélném směru pravidelně uspořádána, přičemž vzdálenost příčných výztuh je 2,5 m v celé délce mostu. Dále lze uvést, že v podélném směru je konstrukce mostu v mírném sklonu a půdorysně zakřivená (poloměr zakřivení 2200 m). Pro daný účel lze uvažovat konstrukci v podélném směru vodorovnou a půdorysně přímou. Geometrie v příčném směru je zachována.

Detaily konstrukčního uspořádání svodidla odpovídají konečnému návrhu konstrukce svodidla s doplněním uchycení svodnice ve střední oblasti mezi sloupky svodidla. Všechny části ocelové konstrukce svodidla jsou z oceli S355, vyjma svodnice vyráběné z oceli S235. Konstrukce svodidla se uvažuje jako svařená z ocelových plechů. Pouze svodnice je uchycena ke sloupku pomocí šroubu M16x40, jakost 8.8. Připojení sloupků k mostní konstrukci je realizováno svary k plechu mostovky.

Výpočtový model konstrukce je sestaven převážně ze čtyřuzlových stěnodeskových konečných prvků vhodných pro modelování středně tlustých skořepin. Pouze patní plechy jsou z důvodu jednoduššího zahrnutí excentricit do výpočtu modelovány osmiuzlovými prostorovými objemovými prvky. Výpočtový model s dělením na konečné prvky uvádí Obr. 45.



Obr. 44 Řez mostní konstrukcí

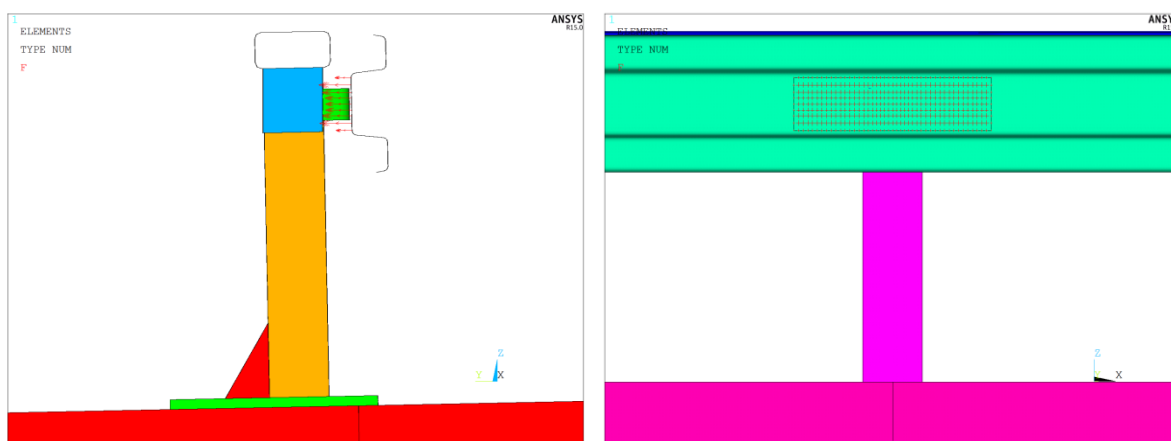


Obr. 45 Modelovaný segment mostu se svodidlem

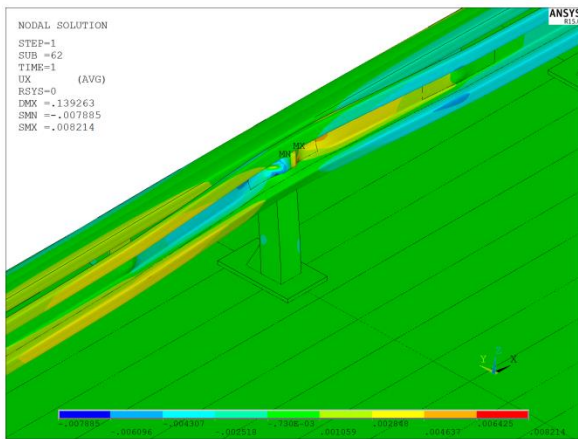
Výsek sledované konstrukce se svodidlem byl zvolen v takovém rozsahu, aby lokální účinek zatížení simulující náraz vozidla prakticky neovlivnil navazující konstrukce. Výpočtový model v místě napojení na komoru průřezu zahrnuje část

bočnice průřezu, je uchycen neposuvně ve všech směrech. V krajních řezech jsou pouze vazby bránící posunům v podélném směru mostu. Toto platí i pro svodidlo.

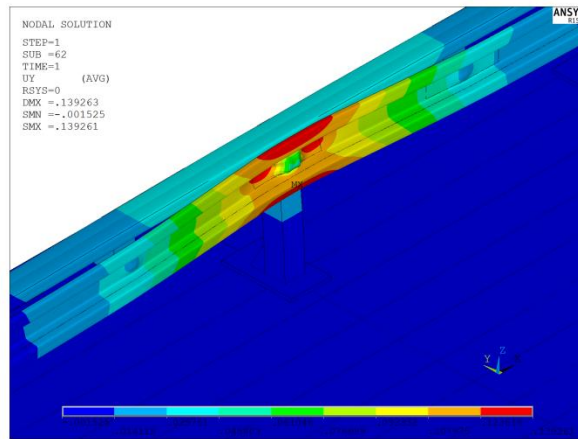
Výpočet je geometricky a materiálově nelineární s kontakty ve vybraných místech. Je použit řešič pro nelineární výpočet vhodný pro řešení geometricky nelineárních úloh s plasticitou. Jedná se o přírůstkovou metodu, kdy řešení se provádí po krocích. Tento postup výpočtu vyžaduje jemnou síť konečných prvků a malý přírůstek sil. Výpočtem byly získány výsledky v jednotlivých krocích výpočtů. Jako poslední je uvažován krok s plným zatížením. Jsou získána pole posunů, přetvoření a napětí. Zobrazení složek polí posunutí a ekvivalentních napětí v oblasti zatíženého sloupku zatížením 400 kN je na obrázcích Obr. 47 a Obr. 48. Extrémní posunutí je v příčném směru, kdy svodnice se vychýlí až 139,3 mm. Toto posunutí je prakticky shodné s vektorovým vyjádřením posunutí  $U_{sum}$  v témže bodě. Konstrukce svodidla byla realizována na dálničním mostě Vysočina u Velkého Meziříčí. Přestože konstrukce svodidla je přímo kotvená do ocelové mostovky a svodidlo je zatíženo příčnou silou o velikosti 400 kN v místě sloupku. Výpočty prokázaly, že konstrukce je schopna bezpečně přenést výše uvedené zatížení a nedojde k přetržení podélného nosného prvku a vodorovná síla je přenesena do nosné konstrukce mostovky.



Obr. 46 Schéma zatížení příčnou silou 400 kN v oblasti sloupku

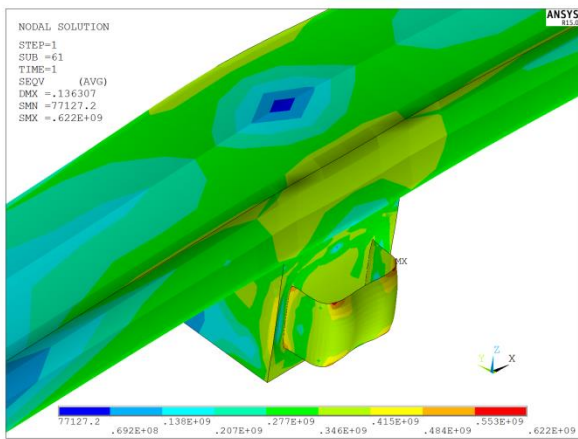


a) Pole posunutí  $u_x$

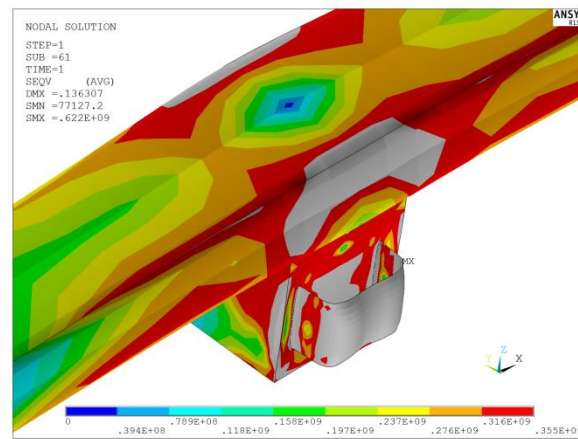


b) Pole posunutí  $u_y$

Obr. 47 Pole posunutí – segment mostu



a)  $\sigma_{ekv} \leq 470$  MPa



b)  $\sigma_{ekv} \leq 355$  MPa

Obr. 48 Ekvivalentní napětí ocelové konstrukce  $\sigma_{ekv}$



## 11 Závěry

Cílem práce bylo pomocí numerických metod analyzovat unikátní nárazové zkoušky silničních záchytných systémů se zřetelem na vyšší a velmi vysoké zadržení. Účelem numerických analýz je především příprava nosné konstrukce silničních záchytných systémů k certifikaci, která umožňuje opakovanému použití svodidel na silničních komunikacích. V rámci platné legislativy není možno použít numerickou analýzu zkoušky ke schválení konstrukce svodidla. Numerická analýza slouží tedy především k ověření chování vozidla během nárazu. Sleduje se, jestli vozidlo během nárazu překoná záchytný systém, pokračuje v jízdě v řádném jízdním pruhu, nedojde k vyjetí do protisměrného jízdního pruhu nebo zda dojde k porušení konstrukce svodidla přerušením podélného nosného prvku, případně nedojde k oddělení části konstrukce svodidla o hmotnosti větší než dva kilogramy.

Při výpočtech a návrhu konstrukcí není možno využít žádných součinitelů spolehlivosti při stanovení zatížení ani součinitelů spolehlivosti a bezpečnosti s ohledem na pevnost a trvanlivost materiálu. Při realizaci nárazových zkoušek do silničních záchytných systémů vždy dojde u konstrukcí k namáháním, která výrazně překračují u oceli skutečnou mez kluzu materiálů a nastává plastické přetváření konstrukcí během velmi krátkého času. Výpočty proto musí zahrnout popis nelineárního chování materiálů při různých rychlostech změn poměrných přetvoření. Při popisu chování betonu během nárazové zkoušky je velmi výrazně překračována mez vzniku trhlin a v některých částech konstrukce také mez pevnosti betonu v tlaku. Zkoumá se proto spolupůsobení betonu s betonářskou výztuží. Bylo zjištěno, že každý silniční záchytný systém je unikátní, a vyžaduje individuální numerickou analýzu včetně vyhodnocení.

Pro provedení analýz nárazových zkoušek svodidel jsou k dispozici čtyři numerické modely vozidel, malý osobní automobil o hmotnosti 900 kg, autobus o hmotnosti 13 000 kg, nákladní automobil s hmotností 16 000 kg, kterou lze zvýšit až na 30 000 kg a nákladní tahač s návěsem o hmotnosti 38 000 kg. Uvedená vozidla se mohou pohybovat po libovolné vozovce s předem zvolenou rychlostí a zvoleným směrem. Numerické modely vozidel jsou navrženy pro použití v numerických simulacích nárazových zkoušek, které se označují TB11, TB51, TB61, TB71 a TB81. Pro další zkoušky, které souvisí s návrhem svodidel nízkého a běžného zadržení

nebyly žádné prozatím modely vyvinuty.

Práce se zabývala numerickými simulacemi nárazových zkoušek, jejichž doba trvání je přibližně 0,5 až 2,0 s. Vlastní numerická simulace nárazové zkoušky s využitím nejmodernějších počítačů a zapojením paralelního počtu šestnácti procesorových jader trvá přibližně 72 až 120 hodin výpočtu a využije přibližně 5 GB dat na diskovém poli. Proto z praktického hlediska nelze provádět velké množství numerických parametrických studií a výpočtů.

Stávající a vyvinutá metodika použitelná pro výpočty nárazových zkoušek je nyní poměrně komplexní a umožňuje přispívat k návrhu silničních svodidel zejména v oblasti snížení nákladů na certifikaci systému, protože není nutno několikrát opakovat předepsané a nákladné zkušební testy v rámci certifikací jednotlivých systémů.

## 12 Odkazy na literaturu

- [1] ČSN EN 1317-1 Silniční záchytné systémy - Část 1: Terminologie a obecná kritéria pro zkušební metody. Praha: ČNI, 1999.
- [2] ČSN EN 1317-2 Silniční záchytné systémy - Část 2: Svodidla - Funkční třídy, kritéria přijatelnosti nárazových zkoušek a zkušební metody. Praha: ČNI, 2010.
- [3] ČSN EN 1317-5 Silniční záchytné systémy - Část 5: Požadavky na výrobky a posuzování shody záchytných systémů pro vozidla. Praha: ČNI, 2008.
- [4] TP 139 Betonové svodidlo. Ministerstvo dopravy a spojů ČR, 2000.
- [5] TP 167/2008 Ocelové svodidlo NH4. Ministerstvo dopravy ČR, 2008.
- [6] TP 101 Výpočet svodidel. Ministerstvo dopravy a spojů České republiky, 1997.
- [7] TP 114 Svodidla na pozemních komunikacích. Ministerstvo dopravy České republiky, 2005.
- [8] LS-DYNA, Keyword User's Manual Vol II, Livemore Software Technology Corporation, Livemore, California, 2021.
- [9] MURRAY, Y. D. User's Manual for LS-DYNA Concrete Material Model 159. Report No. FHWA-HRT-05-062, Federal Highway Administration, 2007.
- [10] MURRAY, Y. D., LEWIS, B. A. Numerical Simulation of Damage in Concrete. Technical Report Submitted to the Defense Nuclear Agency by APTEK, Contract No. DNA 001-91-C-0075, DNA-TR-94-190, 1995.
- [11] LS-DYNA, Keyword User's Manual Vol I, Livemore Software Technology Corporation, Livemore, California, 2021.
- [12] Kurtaran H., Buyuk, M., Eskandarian, A., (2003). Ballistic impact simulation of GT model vehicle door using finite element method. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 40, no. 2, p. 113-121, DOI:10.1016/S0167-8442(03)00039-9.
- [13] Schwer, L.E., Hacker, K., Poe, K. (2006). Perforation of metal plates: laboratory experiments and numerical simulations. *Proceedings to the 9th Annual LS DYNA Users Conference*.
- [14] Singh, N.K., Cadoni, E., Singha, M.K., Gupta, N.K. (2013). Mechanical behavior of a structural steel at different rates of loadings. *Proceedings of the International Symposium on Engineering under Uncertainty: Safety Assessment and Management*, p. 859-868, DOI:10.1007/978-81-322-0757-3\_57.
- [15] Marais, S.T., Tait, R.B., Cloete, T.J., Nurick, G.N. (2004). Material testing at high strain rate using the split Hopkinson pressure bar. *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 1, no. 3, p. 219-339.
- [16] Markiewicz, E., Ducrocq, P., Drazetic, P. (1998). An inverse approach to determine the constitutive model parameters from axial crushing of thin-walled square tubes. *International Journal of Impact Engineering*, vol. 21, no. 6, p. 433-449, DOI:10.1016/S0734-743X(98)00004-9.
- [17] Belingardi, G., Chiandussi, G., Ibba, A. (2006). Identification of strain-rate sensitivity parameters of steel sheet by genetic algorithm optimisation. *Brebbia, C.A. (ed), High Performance Structures and Materials III*. WIT Press, Wessex Institute of Technology, p. 201-210, DOI:10.2495/HPSM06021.
- [18] Rule, W.K. (1997). A numerical scheme for extracting strength model coefficients from Taylor test data. *International Journal of Impact Engineering*, vol. 19, no. 9-10, p. 797-810, DOI:10.1016/S0734-743X(97)00015-8.
- [19] Škrlec A., Klemenc J. (2016) Estimating the Strain-Rate-Dependent Parameters of the Cowper-Symonds and Johnson-Cook Material Models using Taguchi Arrays. *Journal of Mechanical Engineering* 62(2016)4, 220-230. DOI:10.5545/sv-jme.2015.3266.
- [20] Hernandez C., Maranon A., Ashcroft I.A., Casas-Rodriguez J.P. A computational determination of the

Cowper-Symonds parameters from a single Taylor test. *Applied Mathematical Modelling* 37 (2013) 4698-4708. ISSN:0307-904X. Doi:10.1016/j.apm.2012.10.010.

[21] LS-DYNA, Theory Manual, Livemore Software Technology Corporation, Livemore, California, 2019.

## 13 Seznam obrázků

Obr. 1 Základní druhy svodidel z betonu které se používají na silničních komunikacích v ČR [4].....	7
Obr. 2 Základní druhy svodidel z oceli, které se používají na silničních komunikacích v ČR [5] .....	8
Obr. 3 Tok napětí pro Cowper-Symonds materiálový model.....	24
Obr. 4 Zpevnění materiálu dle Cowper-Symonds pro kombinace parametrů C a p.....	25
Obr. 5 Malé osobní vozidlo o hmotnosti 900 kg.....	26
Obr. 6 Autobus o hmotnosti 13 000 kg.....	26
Obr. 7 Nákladní vůz o hmotnosti 16 000 kg .....	26
Obr. 8 Tahač s návěsem o hmotnosti 38 000 kg .....	27
Obr. 9 Detaily: (a) geometrický model betonových dílců; (b) konečněprvkový model betonových dílců .....	29
Obr. 10 Detail konečněprvkového modelu vyztužení betonových dílců .....	32
Obr. 11 Detail konečněprvkového modelu vyztužení betonových dílců .....	33
Obr. 12 Konečněprvkový model ocelového sloupku s úchytem, ocelovými šrouby a kotevní výztuží: (a) spodní část; (b) horní část.....	34
Obr. 13 Konečněprvkový model betonových pohltivých panelů: (a) axonometrie; (b) boční pohled; (c) pohled shora.....	35
Obr. 14 Výsledný geometrický model: (a) axonometrie; (b) pohled shora.....	36
Obr. 15 Poloha vozidla před nárazem: na počátku řešení (čas 0 s); v okamžiku prvního kontaktu pravé přední pneumatiky se svodidlem (čas 0,16 s, rychlost 80 km/h) .....	38
Obr. 16 Poloha vozidla po nárazu, koncový čas 0,6 s, boční pohled: varianta a); varianta b); varianta c) .....	38
Obr. 17 Poloha vozidla po nárazu (koncový čas 0,6 s, pohled shora: varianta a); varianta b); varianta c) .....	39
Obr. 18 Posuny železobetonových dílců ve směru osy y (koncový čas 0,6 s, pohled shora): varianta a); varianta b); varianta c).....	40
Obr. 19 Lokalizace porušení betonu v místě styku s ocelovým zámkem (koncový čas 0,6 s) .....	40
Obr. 20 Zámky se spojkou (výsledky pro 1. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,348 s) .41	
Obr. 21 Zámky se spojkou (výsledky pro 2. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,305 s) .41	
Obr. 22 Zámky se spojkou (výsledky pro 3. výpočet): (a) efektivní plastické přetvoření (koncový čas 0,6 s); (b) efektivní von Misesovo napětí (v okamžiku po překročení meze kluzu materiálu, čas 0,291 s) .42	
Obr. 23 Schéma konstrukce.....	44
Obr. 24 Schéma patního plechu .....	44
Obr. 25 Geometrie modelu.....	45
Obr. 26 Síly v kotvení ocelového sloupku .....	46
Obr. 27 Energie jednotlivých konstrukčních částí .....	46

Obr. 28: Výsledné namáhání ocelového sloupku v čase 0,0494 s [Pa] .....	47
Obr. 29 Izometrický pohled na část konečněprvkového modelu .....	49
Obr. 30 Pohled na konečněprvkový model shora.....	50
Obr. 31 Pohled na konečněprvkový model zepředu .....	51
Obr. 32 Příčný řez                      Obr. 33 Patní plech - detail .....	51
Obr. 34 Časový průběh nárazu vozidla do svodidla .....	53
Obr. 35 Energie jednotlivých komponent, varianta a) .....	53
Obr. 36 Energie jednotlivých komponent, varianta b) .....	53
Obr. 37 Rychlost vozidla v čase v horním bodě na zadní straně karosérie .....	54
Obr. 38 Normálové síly v šikmých výztuhách sloupků, varianta a) .....	54
Obr. 39 Normálové síly v šikmých výztuhách sloupků, varianta b) .....	54
Obr. 40 Porovnání zkoušky TB51 a numerické simulace.....	55
Obr. 41 Betonové svodidlo, výztuž a konstrukce ocelového zámku .....	58
Obr. 42 Průběh nárazu tahače s návěsem, při zkoušce TB81 .....	60
Obr. 43 Průběh sil v nejvíce namáhaném spoji .....	60
Obr. 44 Řez mostní konstrukcí .....	62
Obr. 45 Modelovaný segment mostu se svodidlem.....	62
Obr. 46 Schéma zatížení příčnou silou 400 kN v oblasti sloupku .....	63
Obr. 47 Pole posunutí – segment mostu .....	64
Obr. 48 Ekvivalentní napětí ocelové konstrukce $\sigma_{ekv}$ .....	64