

Experimentální Analýza Napětí 2003

DAMAGE LOCALIZATION OF REINFORCED CONCRETE BEAMS AND THEIR MODELS BASED ON MODE SHAPES CHANGES

LOKALIZACE POŠKOZENÍ ŽELEZOBETONOVÝCH TRÁMŮ A JEJICH MODELŮ NA ZÁKLADĚ ZMĚNY VLASTNÍCH TVARŮ

Tomáš Plachý¹

The ability to monitor deterioration degree and detect damage of a structure at the earliest possible stage is very important. Current damage detection methods require that the vicinity of the damage is known a priori and that the portion of the structure being inspected is readily accessible. The need for methods that can be applied to complex structures led to the development of methods that examine changes in the vibration characteristics of the structure. It's suitable to check these methods and techniques on simple structural elements where we know the level of damage. This is why the study of influence of damage on dynamic behaviour of structures on three reinforced concrete beams with dimensions 0.2 m x 0.3 m x 4.5 m was done. The change of modal characteristics was monitored and confronted with the damage state of the beams. They were simply supported beams with the span 4.0 m with cantilevered ends 0.25 m on both sides. The basic assumption is that damage can be directly related to a decrease of stiffness of the structure. The damage of the beams was induced by static and dynamic load in ten different steps but not all steps were applied to each beam. After each step a complete modal analysis of the beam was done to determine its modal characteristics (natural frequencies and mode shapes). Modal characteristics of the beams, which were measured after each loading step, were mutually compared. Changes of natural frequencies $\Delta f_{(i)}$ and changes of damping frequencies $\Delta f_{b(i)}$ of the beams were computed. For the comparison of natural modes, modal assurance coefficients $MAC_{(i,j)}$, coordinate modal assurance criterions $COMAC_{(p)}$, changes of a mode surface curvature $CAMOSUC_{(i),x}$, changes of a modal flexibility matrix $\Delta[\delta]$ and curvatures of changes of a modal flexibility matrix $\Delta[\delta]''$ were used. FE models of the beam were created using program MSC.Marc. The changes $\Delta f_{(i)}$, $\Delta f_{b(i)}$, $\Delta[\delta]$, $\Delta[\delta]''$, $CAMOSUC_{(i),x}$ and coefficients $MAC_{(i,j)}$, $COMAC_{(p)}$ were computed also for the models. Damage localization based on modal characteristic changes of beams and models was done. Tests of the beams were carried out in laboratories of Civil Engineering Faculty CTU in Prague.

Keywords

Natural mode, natural frequency, MAC, COMAC, modal flexibility matrix, modal surface curvature, curvature of a modal flexibility matrix, modal analysis, vibration based damage detection

Klíčová slova

Vlastní frekvence, tvary vlastního kmitání, MAC, COMAC, matice modální poddajnosti, křivost vlastních tvarů, křivost matice modální poddajnosti, modální analýza, detekce poškození

¹ Ing. Tomáš Plachý: Katedra stavební mechaniky, České vysoké učení technické; Thákurova 7, 166 29 Praha 6, tel.: +420-2-2435 4483, e-mail: plachy@fsv.cvut.cz

Úvod

Detekce poškození v co možná nejméně poškozeném stavu stavební konstrukce je velmi důležitá. Pro použití současných metod detekce poškození je nutné znát přibližnou polohu poškození a toto místo musí být snadno přístupné. Potřeba metod, které by mohly být použity na konstrukci jako celek vedla k vývoji metod detekce poškození založených na změně modálních charakteristik stavební konstrukce. Tyto nové metody a postupy je vhodné ověřovat na jednoduchých stavebních prvcích. V rámci studie byly sledovány změny modálních charakteristik tří železobetonových trámů v závislosti na míře jejich poškození. Po té byl vytvořen MKP model trámu a opět byly sledovány změny jeho modálních charakteristik v závislosti na míře jeho poškození. Závislost byla vyhodnocena pomocí koeficientů $MAC_{(j)}$, $COMAC_{(p)}$, změny křivosti tvarů vlastního kmitání $CAMOSUC_{(i),x}$, změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ a také křivosti změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$.

Popis zkoušených trámů

Pro účely tohoto projektu byly vyrobeny tři železobetonové trámy o rozměrech 0,2 m x 0,3 m x 4,5 m. Nosníky byly vyrobeny z betonu B25. Hlavní výztuž sestávala ze čtyř tyčí (typu R) průměru 12 mm. Prvky byly uloženy na ocelolitinová ložiska, aby bylo dosaženo co nejvěrněji teoretických okrajových podmínek. Ložiska byla uspořádána tak, aby trám působil jako prostý nosník o rozpětí 4,00 m s převislými konci 0,25 m na obou stranách.

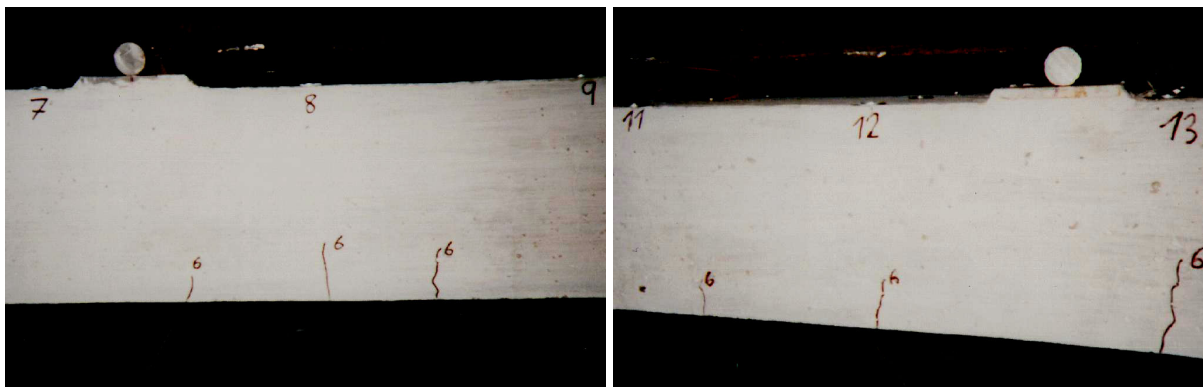
Zatěžování trámů

Poškození trámů bylo vyvoláváno statickým a dynamickým zatěžováním provedeným v několika stupních (Tab. 1). Statické zatěžování bylo provedeno ve čtyřech stupních (zatížení vlastní tíhou – stav A, zatížení do teoretické meze vzniku trhlin – stav B, zatížení do skutečného vzniku prvních trhlin – u trámu č. 1 stav D, u trámu č. 2 stav C a zatížení do poloviny mezního momentu únosnosti – stav E). Poté bylo provedeno dynamické únavové zatěžování, které u prvního trámu proběhlo ve dvou stupních (zatěžování do 1/2 teoretické únavové životnosti – stav I a do konce únavové životnosti). Protože u tohoto trámu došlo k vyčerpání únavové životnosti již při 260 000 zatěžovacích cyklech oproti předpokládaným 500 000 cyklů bylo u zbývajících dvou trámů dynamické zatěžování rozděleno na více stupňů po 65 000 cyklech (stavy F až J) (Tab. 2).

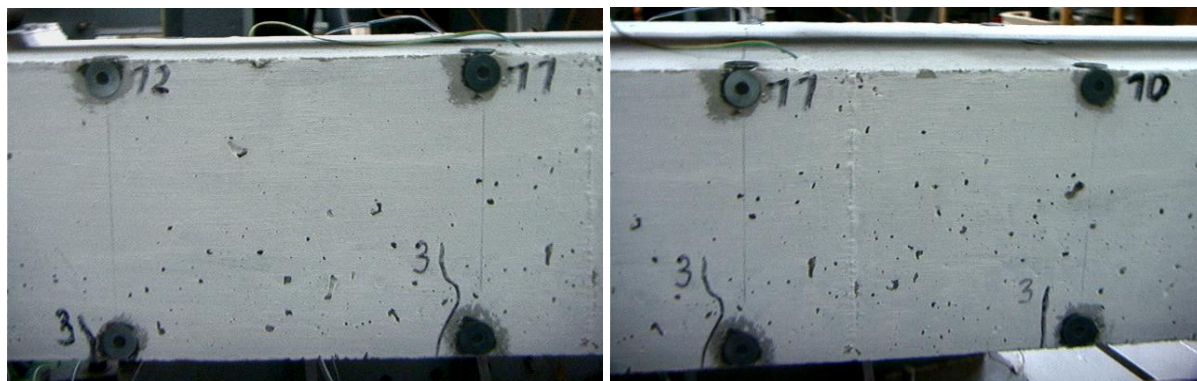
Lokalizace poškození trámů

Po každém stupni statického a dynamického zatěžování byla provedena experimentální modální analýza. Vzhledem k frekvenčnímu rozsahu provedené dynamické analýzy 0 až 200 Hz byly pro každý zatěžovací stav trámů č. 1 a 3 určeny celkem čtyři frekvence a tvary vlastního kmitání sledovaného prvku: první tři frekvence a tvary příslušné k svislému ohybovému vlastnímu kmitání a první frekvence a tvar vodorovného ohybového vlastního kmitání. Vzhledem k velkému vlivu kmitání trámu č. 2 na podporách nebyl u tohoto nosníku naměřen vodorovný ohybový tvar vlastního kmitání a také se nepodařilo v jednotlivých stavech jednoznačně identifikovat druhý svislý ohybový tvar vlastního kmitání.

Modální charakteristiky určené při jednotlivých zatěžovacích stupních byly vzájemně porovnány. Kromě výpočtu změny vlastních frekvencí mezi jednotlivými zatěžovacími stupni, koeficientů $MAC_{(j)}$, $COMAC_{(p)}$ a změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ byly k lokalizaci poškození také použity změna křivosti tvarů vlastního kmitání $CAMOSUC_{(i),x}$ definovaná v [2] a křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$ definovaná v [3]. Výsledky tohoto porovnání byly publikovány v [3] a [4].



Obr.1 Vznik trhlin na trámu č.1 po zatěžovacím stupni D



Obr.2 Vznik trhlin na trámu č.3 po zatěžovacím stupni B



Obr.3 Dosažení únavové životnosti trámů - trám č. 1 (vlevo), trám č. 2 (uprostřed) a trám č. 3 (vpravo). Řez č. 10 je ve středu rozpětí nosníku.

Označení stupně zatěžování	Hodnota ohybového momentu M	Účinnost momentu M k Mu	Popis stupně zatěžování trámu
	[kNm]	[%]	
A	2,85	8,5	Zatížení vlastní tíhou
B	6,31	18,8	Namáhání rovno teoretické mezi vzniku trhlin Vznik prvních trhlin v tažené oblasti trámů č. 3
C	7,64	22,8	Vznik prvních trhlin v tažené oblasti trámu č. 2
D	10,83	32,4	Vznik prvních trhlin v tažené oblasti trámů č. 1
E	18,81	56,2	Namáhání rovno 1/2 teoretického Mu
F	$\Delta M=15,5$ kNm		Cyklické zatěž. do dosažení 1/8 teor. únavové živ.
G	$\Delta M=15,5$ kNm		Cyklické zatěž. do dosažení 1/4 teor. únavové živ.
H	$\Delta M=15,5$ kNm		Cyklické zatěž. do dosažení 3/8 teor. únavové živ.
I	$\Delta M=15,5$ kNm		Cyklické zatěž. do dosažení 1/2 teor. únavové živ.
J	$\Delta M=15,5$ kNm		Cyklické zatěž. do dosažení únavové životnosti

Pozn.: ΔM je rozkmit ohybového momentu M

Tab.1: Popis zatěžovacích stupňů

Stupeň zatěžování	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
Trám č. 1	X	X		X	X				X	
Trám č. 2	X	X	X	X	X	X	X	X		X
Trám č. 3	X	X		X	X	X	X	X	X	

Tab.2: Zatěžovací stupně použité na jednotlivých trámech

Modelování železobetonového trámu

V rámci studie vlivu poškození železobetonového trámu na změnu jeho modálních charakteristik byl metodou konečných prvků sestaven model zkoumaného železobetonového trámu. Zejména byla ověřována citlivost postupů použitých na reálném trámu pro popis změn modálních charakteristik na úroveň a polohu poškození modelu trámu a také shoda změn statického chování modelu a reálného trámu při jeho narůstajícím poškození.

MKP model nosníku byl sestaven v programu MARC. Beton byl modelován pomocí osmiuzlových prostorových izoparametrických prvků s lineární interpolací posunutí, s třemi stupni volnosti v uzlových bodech, tj. s posuny u , v , w . Materiál byl nadefinován nejen modulem pružnosti, měrnou hmotností a Poissonovým číslem, ale i mezí pevnosti v tahu a tlaku a modulem změkčení, což umožnilo výpočet průhybů i po vzniku trhlin v tažené části betonu. Výztuž byla modelována pomocí dvouuzlových lineárních prvků typu truss (příhradový prvek) s třemi stupni volnosti v uzlových bodech.

Nejprve byla provedena parametrická studie vybraných charakteristik modelu trámu, jejímž cílem bylo dosažení co nejněvčetnější shody mezi chováním skutečného nosníku a teoretického modelu. Vzhledem k tomu, že starší verze programu MARC neumožňovala výpočet frekvencí a tvarů vlastního kmitání modelu trámu v poškozeném stavu, byly k identifikaci využity pouze frekvence a tvary vlastního kmitání nosníku č. 1 změřené při neporušeném stavu A a statické průhyby trámu č. 1 získané při zatěžovacích stupních B, C, D a E. Pomocí novější verze programu byly později dopočítány i frekvence a tvary vlastního kmitání modelu trámu pro zatěžovací stupně B, C, D a E (Tab 3).

Pořadové číslo vl. frekvence	Vlastní frekvence $f_{(j)}$ pro jednotlivé stupně zatěžování					Popis charakteru vlastních tvarů
	Stupeň zatěžování					
	A	B	C	D	E	
(j)	[Hz]	[Hz]	[Hz]	[Hz]	[Hz]	
1	20.58	18.68	17.31	14.70	12.11	1. Ohybový tvar svislého kmitání
2	30.08	28.49	27.12	23.24	18.66	1. Ohybový tvar vodorov. kmitání
3	78.29	73.84	70.17	62.15	48.88	2. Ohybový tvar svislého kmitání
4	186.47	174.48	166.03	147.29	126.40	3. Ohybový tvar svislého kmitání

Tab.3 Frekvence vlastního kmitání modelu trámu pro jednotlivé stupně poškození

Porovnání modálních charakteristik vypočtených na modelu trámu s charakteristikami naměřenými na jednotlivých zkoušených trámech

Ze vzájemného porovnání modálních charakteristik vypočtených na modelu trámu a změřených na zkoušených trámech po jednotlivých zatěžovacích stupních vyplývá, že pokles frekvencí vlastního kmitání modelu trámu v závislosti na zatěžovacím stupni je daleko výraznější než pokles frekvencí vlastního kmitání skutečných trámů (Tab.4, Tab.5, Tab.6). Nejlepší shody mezi modelem trámu a skutečným trámem bylo dosaženo pro trám č. 3, zatěžovací stav B, pro který byl maximální rozdíl frekvencí příslušných k svislým ohybovým tvarům vlastního kmitání 1,08 % (Tab.6).

Pořadové číslo frekvence	Rozdíl vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$			
	Stupeň zatěžování			
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
(j)	[%]	[%]	[%]	[%]
1	1.95	11.14	35.34	55.52
2	-13.83	-8.48	10.75	35.65
3	11.60	17.78	37.29	69.79
4	-12.01	-6.60	10.05	25.49

Pozn.: Index M označuje zatěžovací stupně dosažené na teoretickém modelu.

Tab.4 : Model x Trám č. 1 - rozdíl vlastních frekvencí pro jednotlivé stupně zatěžování.

Pořadové číslo frekvence	Rozdíl vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$				
	Stupeň zatěžování				
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$C_M \times C$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
(j)	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
1	-8.79	-5.03	0.94	16.63	39.74
2	x	x	x	x	x
3	x	x	x	x	x
4	-13.55	-8.37	-3.78	7.67	24.80

Tab.5: Model x Trám č. 2 - rozdíl vlastních frekvencí pro jednotlivé stupně zatěžování.

Pořadové číslo frekvence	Rozdíl vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$			
	Stupeň zatěžování			
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
(j)	[%]	[%]	[%]	[%]
1	9.04	1.08	21.93	43.54
2	-13.10	-11.33	6.23	30.13
3	-6.05	-0.81	15.84	42.52
4	-6.65	0.18	15.73	32.13

Tab.6: Model x Trám č. 3 - rozdíl vlastních frekvencí pro jednotlivé stupně zatěžování.

Z porovnání tvarů vlastního kmitání modelu a jednotlivých trámů pomocí koeficientu $MAC_{(j)}$ vyplývá, že shoda 3. a 4. tvaru vlastního kmitání trámu č. 1 s modelem není příliš dobrá (Tab.7). Je to zřejmě způsobeno příčným kýváním zkoušeného nosníku na ocelolitinových ložiskách, protože pokud jsou do výpočtu koeficientů $MAC_{(j)}$ zahrnuty pouze pořadnice vlastních tvarů naměřené ve střední řadě sítě sledovaných bodů nad podélnou osou trámu, vycházejí tyto koeficienty významně vyšší. Například pro nejnepříznivější hodnotu $MAC_{(3)} = 0,5111$ (tj. pro porovnání 2. svislého ohybového tvaru vlastního kmitání mezi modelem a zkoušeným trámem č. 1 po stupni zatěžování E) vychází takto upravený koeficient $MAC_{(3)} = 0,8835$. Pro trámy č. 2 a 3 vychází porovnání s modelem výrazně příznivěji (Tab.8 a Tab.9). Nejlepší shoda modelu trámu a skutečného trámu vyjádřená koeficientem $MAC_{(j)}$ byla dosažena pro trám č. 3 (Tab.9).

Pořadové číslo Tvaru	Korelační koeficient modální analýzy $MAC_{(j)}$			
	Porovnávané stupně zatěžování			
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
1	0.9990	0.9990	0.9990	0.9986
3	0.7690	0.7596	0.6717	0.5111
4	0.7284	0.7376	0.7850	0.7950

Tab.7: Model x Trám č. 1 – porovnání vlastních tvarů v jednotlivých stupních zatěžování popsané korelačním koeficientem modální analýzy $MAC_{(j)}$

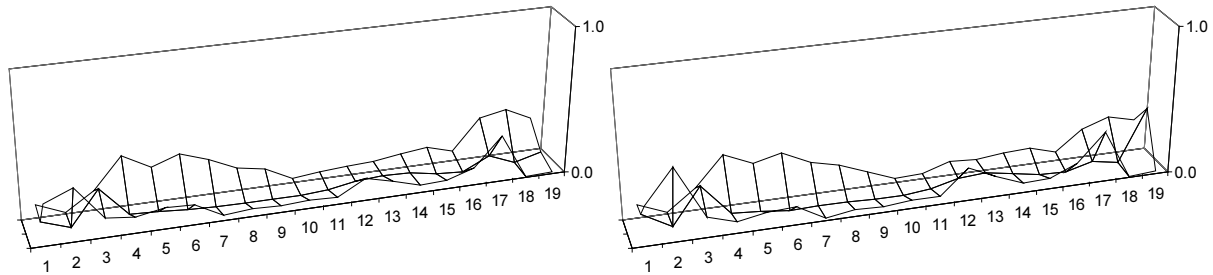
Pořadové číslo Tvaru	Korelační koeficient modální analýzy $MAC_{(j)}$				
	Porovnávané stupně zatěžování				
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$C_M \times C$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
1	0.9981	0.9976	0.9959	0.9958	0.9941
3	x	x	x	x	x
4	0.9059	0.9532	0.9537	0.8426	0.7697

Tab.8: Model x Trám č. 2 – porovnání vlastních tvarů v jednotlivých stupních zatěžování popsané korelačním koeficientem modální analýzy $MAC_{(j)}$

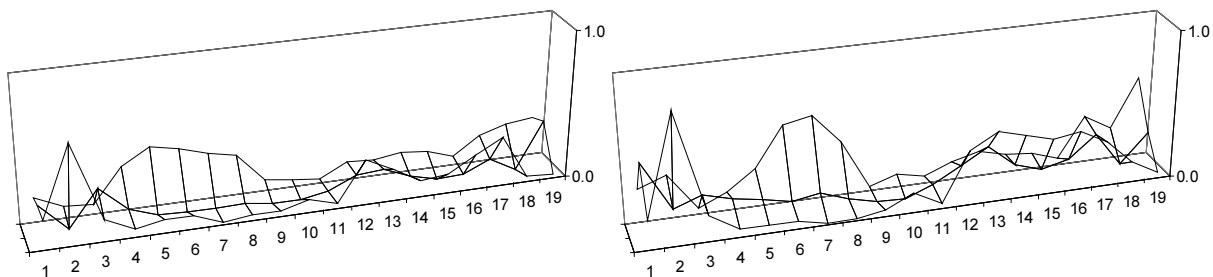
Pořadové číslo Tvaru	Korelační koeficient modální analýzy $MAC_{(j)}$			
	Porovnávané stupně zatěžování			
	$A_M \times A$	$B_M \times B$	$D_M \times D$	$E_M \times E$
1	0.9983	0.9984	0.9982	0.9983
3	0.9433	0.9729	0.9777	0.9887
4	0.8700	0.9475	0.9667	0.9544

Tab.9: Model x Trám č. 3 – porovnání vlastních tvarů v jednotlivých stupních zatěžování popsané korelačním koeficientem modální analýzy $MAC_{(j)}$

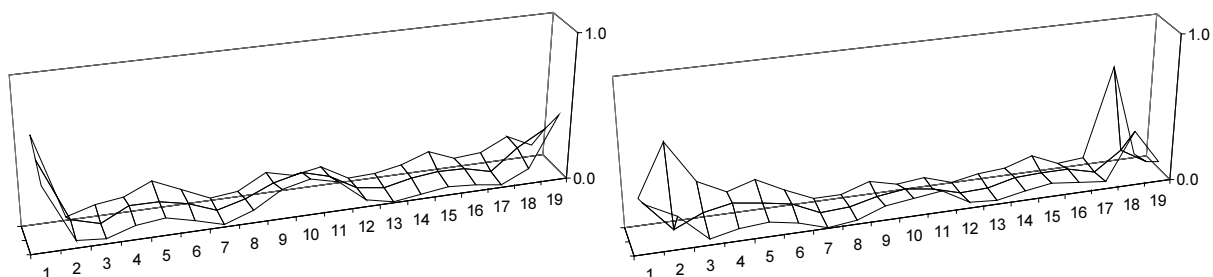
Při porovnání dynamického chování modelu trámu s trámem č. 1 pomocí koeficientu $COMAC_{(x)}$ se snížené hodnoty $COMAC_{(x)}$ nacházejí na jedné straně trámu v řezech č. 5, 6, 7, 8 a na druhé straně v řezech č. 12, 13, 14, 15, 16 (Obr.4 a zejména Obr.5). Tyto rozdíly mezi dynamickým chováním modelu a trámu č. 1 jsou způsobeny především vlivem kroutivé složky druhého svislého ohybového tvaru vlastního kmitání, která je zřejmě způsobena výše zmíněným příčným kýváním zkoušeného nosníku na ložiskách. Při porovnání modelu trámu s trámem č. 3 pomocí koeficientu $COMAC_{(x)}$ se objevují snížené hodnoty $COMAC_{(x)}$ v řezu č. 11 a jeho okolí (Obr.6), ve kterém došlo k závěrečnému lomu.



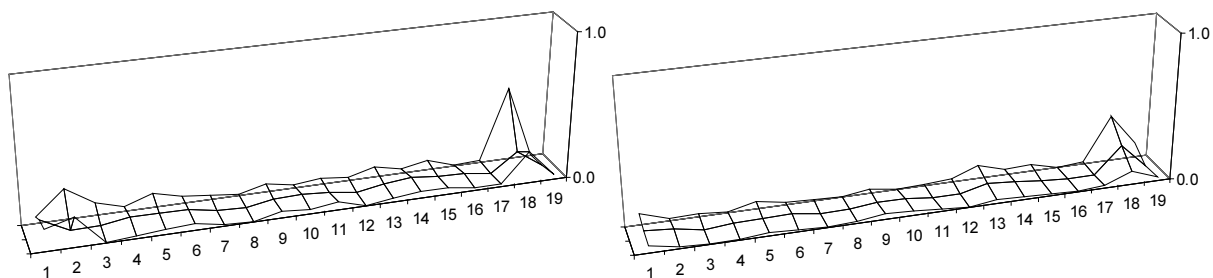
Obr.4: Porovnání dynamického chování modelu a trámu č. 1 pro zatěžovací stavy $A_M \times A$ a $B_M \times B$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



Obr.5: Porovnání dynamického chování modelu a trámu č. 1 pro zatěžovací stavy $D_M \times D$ a $E_M \times E$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



Obr.6: Porovnání dynamického chování modelu a trámu č. 3 pro zatěžovací stavy $A_M \times A$ a $B_M \times B$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



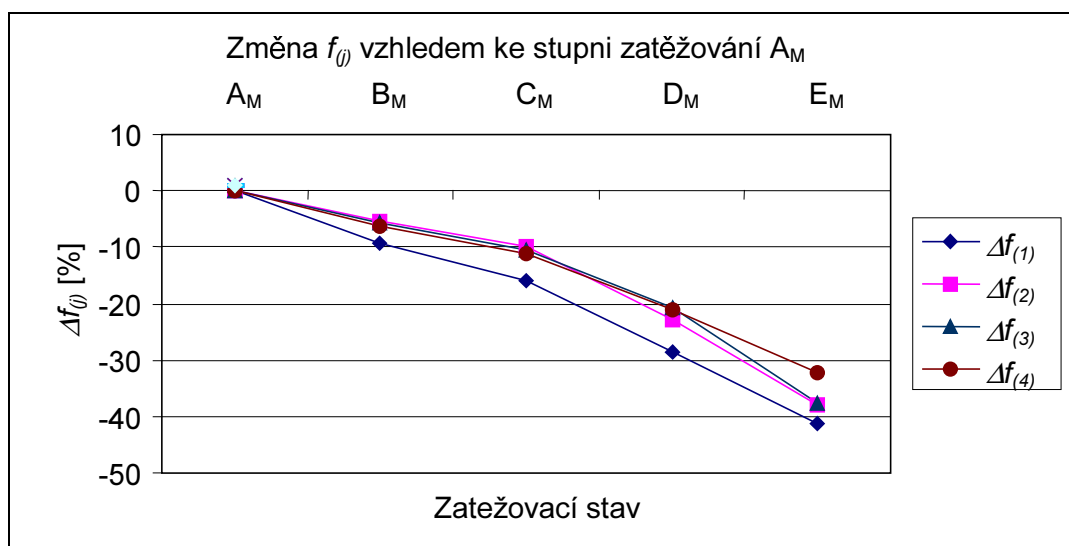
Obr.7: Porovnání dynamického chování modelu a trámu č. 3 pro zatěžovací stavy $D_M \times D$ a $E_M \times E$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$

Porovnání modálních charakteristik vypočtených na modelu trámu

Modální charakteristiky vypočtené na modelu trámu při jednotlivých zatěžovacích stupních byly vzájemně porovnány obdobně jako modální charakteristiky naměřené na zkoušených trámech. Byl proveden výpočet změn vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$. K porovnání tvarů vlastního kmitání byly použity koeficienty $MAC_{(j)}$, $COMAC_{(x)}$, $CAMOSUC_{(j),x}$, změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ a křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$.

Pořadové číslo frekvence (j)	Změna vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$			
	Stupeň zatěžování			
	$A_M \times B_M$	$A_M \times C_M$	$A_M \times D_M$	$A_M \times E_M$
	[%]	[%]	[%]	[%]
1	-9.23	-15.90	-28.58	-41.16
2	-5.29	-9.84	-22.73	-37.97
3	-5.68	-10.37	-20.62	-37.57
4	-6.43	-10.96	-21.01	-32.21

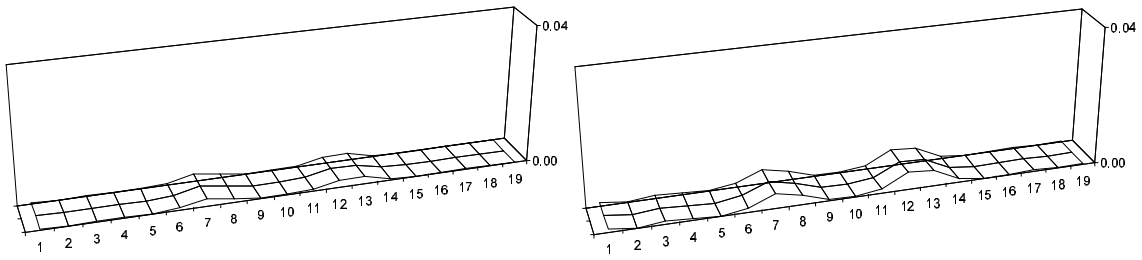
Tab.10: Model trámu - změna vlastních frekvencí v závislosti na stupni zatěžování.



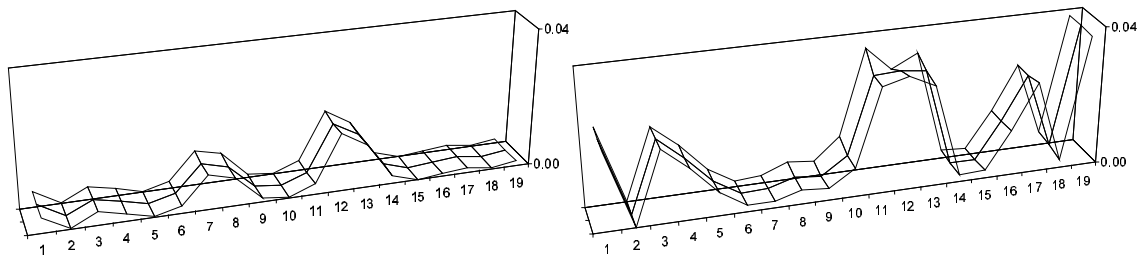
Obr.8: Vliv poškození modelu trámu na změnu jeho vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$

Pořadové číslo tvaru (j)	Korelační koeficient modální analýzy $MAC_{(j)}$			
	Porovnávané stupně zatěžování			
	$A_M \times B_M$	$A_M \times C_M$	$A_M \times D_M$	$A_M \times E_M$
1	0.9999	0.9998	0.9994	0.9997
3	0.9990	0.9976	0.9935	0.9928
4	0.9977	0.9945	0.9829	0.9477

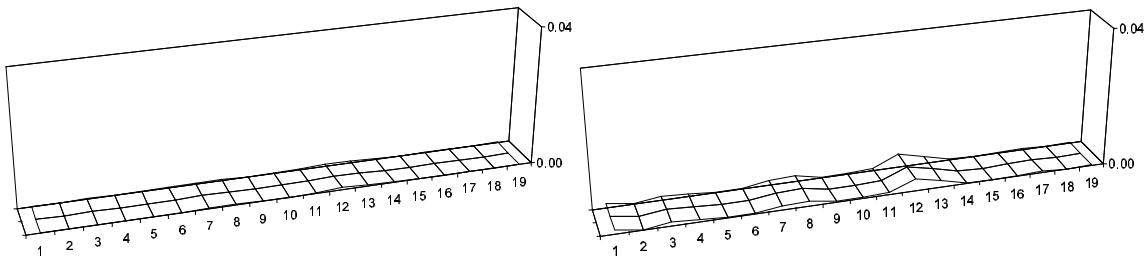
Tab.11: Model trámu – změna vlastních tvarů v jednotlivých stupních zatěžování popsána korelačním koeficientem modální analýzy $MAC_{(j)}$



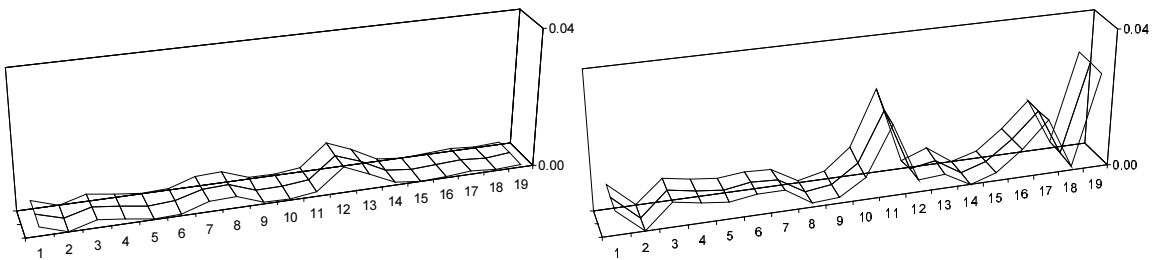
Obr.9: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



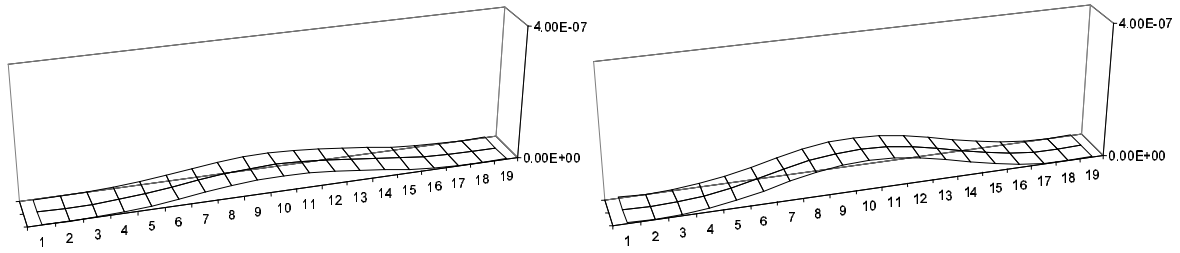
Obr.10: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



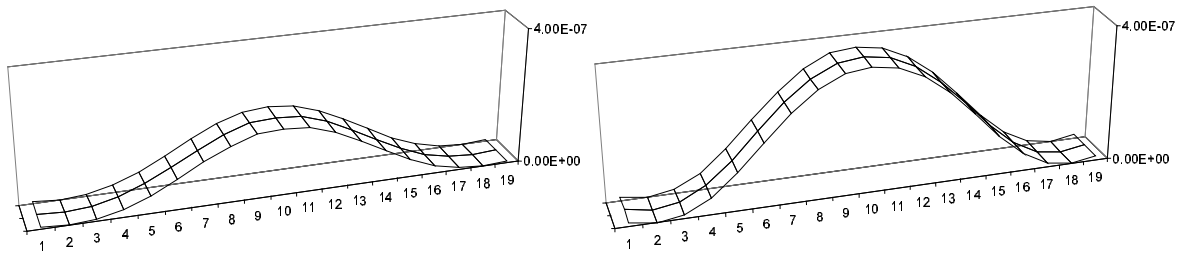
Obr.11: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $B_M \times C_M$ a $C_M \times D_M$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



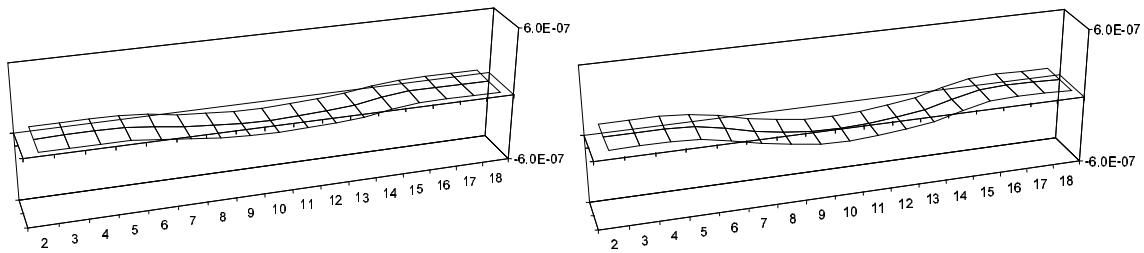
Obr.12: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $B_M \times D_M$ a $D_M \times E_M$ – hodnoty funkce $(1-COMAC_{(x)})$



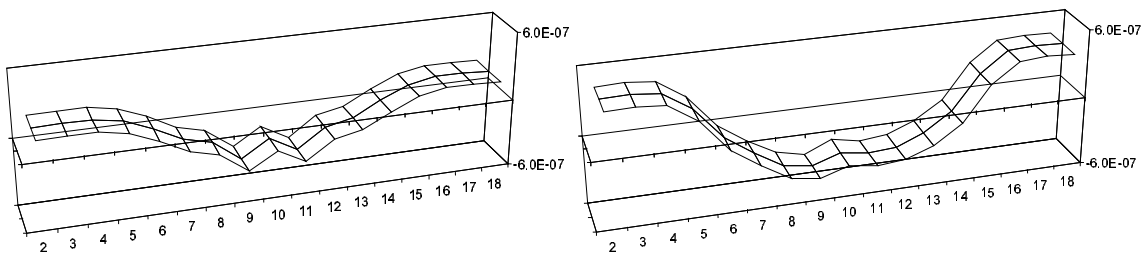
Obr.13: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$



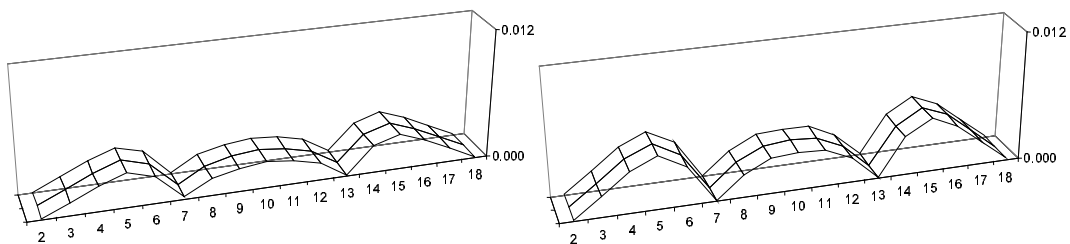
Obr.14: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$



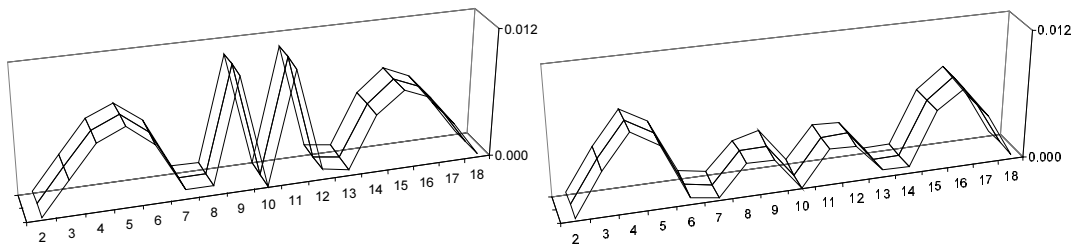
Obr.15: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$



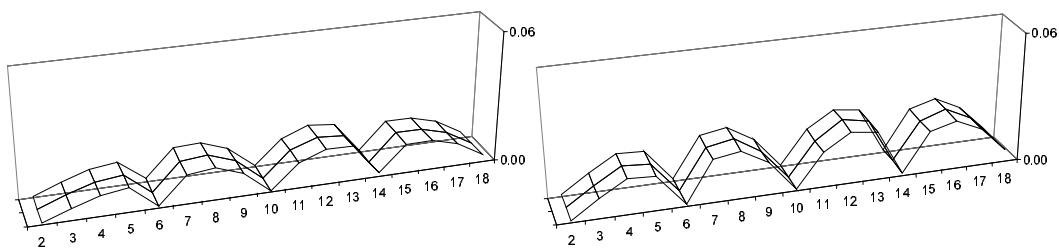
Obr.16: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$



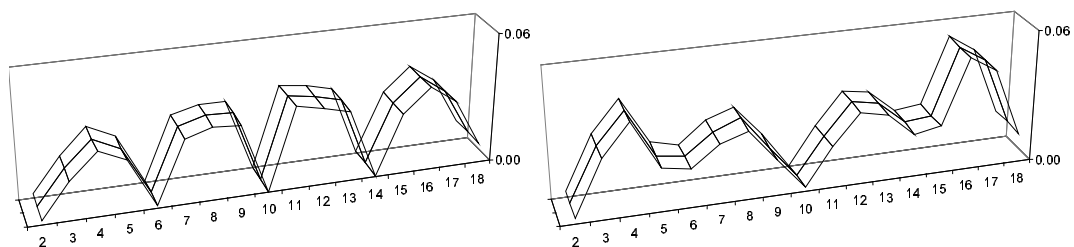
Obr.17: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(1),x}$ pro 1. svislý ohybový tvar vlastního kmitání



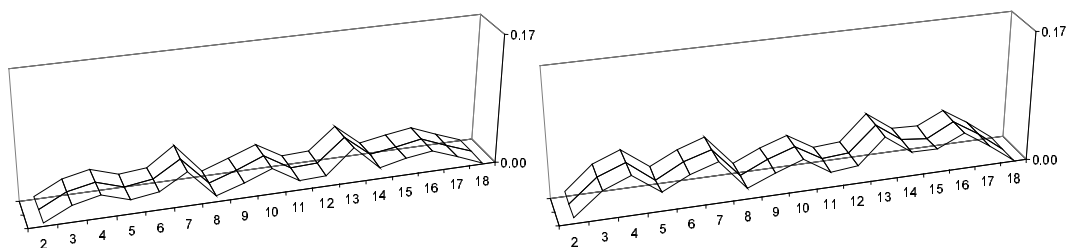
Obr.18: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(1),x}$ pro 1. svislý ohybový tvar vlastního kmitání



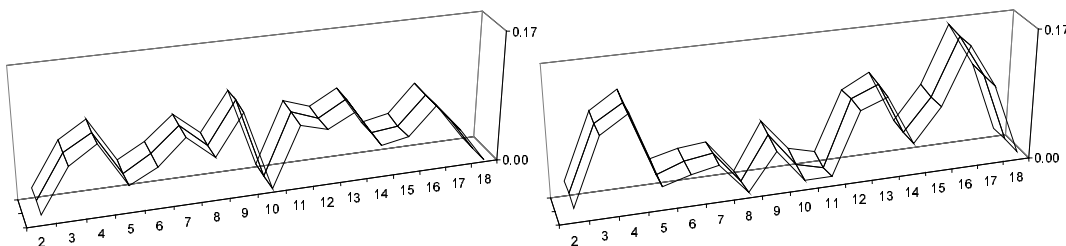
Obr.19: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(2),x}$ pro 2. svislý ohybový tvar vlastního kmitání



Obr.20: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(2),x}$ pro 2. svislý ohybový tvar vlastního kmitání



Obr.21: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times B_M$ a $A_M \times C_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(2),x}$ pro 3. svislý ohybový tvar vlastního kmitání



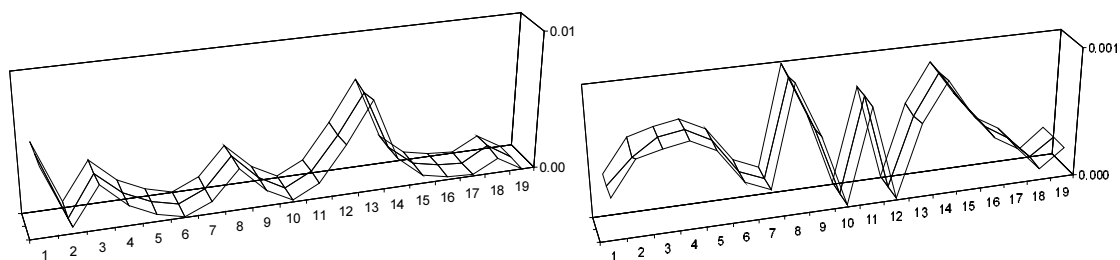
Obr.22: Porovnání dynamického chování modelu trámu pro zatěžovací stavy $A_M \times D_M$ a $A_M \times E_M$ – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(2),x}$ pro 3. svislý ohybový tvar vlastního kmitání

Z porovnání změny vypočtených frekvencí (Tab.10 a Obr.8) vyplývá, že dochází k výraznému postupnému poklesu vlastních frekvencí modelu v závislosti na stupni poškození. Změna všech vlastních frekvencí modelu pro zatěžovací stav E je větší než 30%. 1. vlastní frekvence je na narůstající poškození modelu nosníku nejcitlivější, $\Delta f_{(1)}$ je pro všechny zkoumané zatěžovací stupně největší. Citlivost 2., 3. a 4. vlastní frekvence na degradaci modelu nosníku je pro zatěžovací stupně B, C a D prakticky shodná.

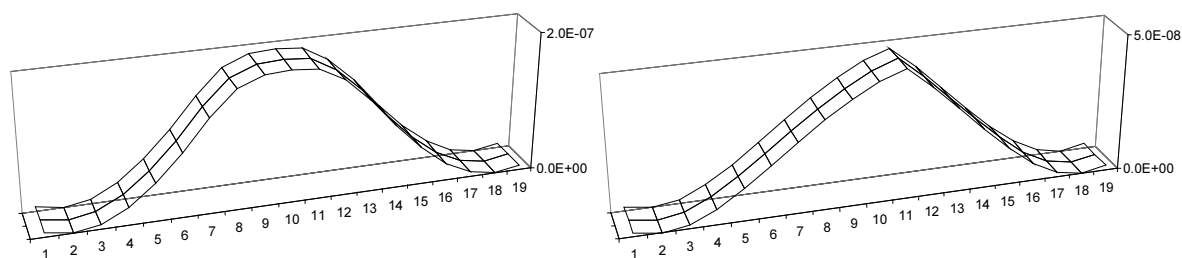
Změny hodnoty $MAC_{(j)}$ vycházejí pro první dva svislé ohybové tvary vlastního kmitání modelu trámu velmi malé, pro 3. tvar svislého ohybového vlastního kmitání se koeficient výrazněji změnil až po zatěžovacím stupni D (Tab.11).

Změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ a hodnota křivosti změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$ názorně ukazují, jak dochází vlivem zatěžování k postupnému nárůstu poddajnosti ve střední části modelu trámu (Obr.13) a tudíž k poklesu tuhosti modelu.

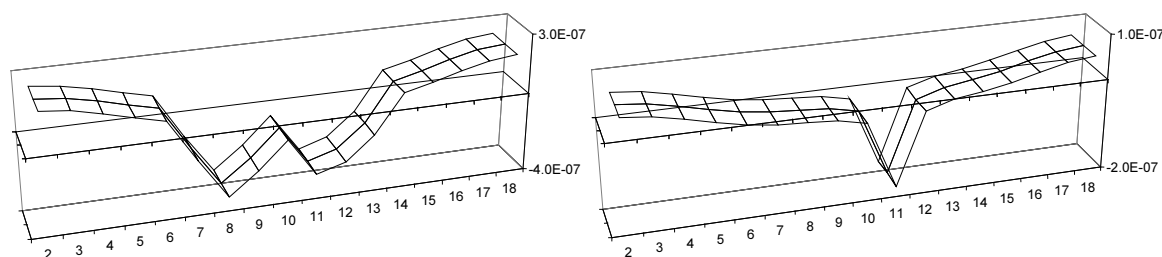
Rozložení hodnot $COMAC_{(x)}$, změny křivosti tvarů vlastního kmitání $CAMOSUC_{(j),x}$ a křivosti změny matice modální poddajnosti se u modelu trámu, na kterém bylo poškození modelováno pomocí rozprostřených trhlin, příliš neshodují s hodnotami vypočtenými z naměřených dat. Proto byly sestaveny další dva MKP modely trámu (modely č. 2 a 3) s trhlínami vytvořenými oddělením uzlových bodů dvou sousedících prvků v místě trhliny. V modelu č. 2 byly trhlíny vytvořeny podle stavu trámu č. 1 po zatěžovacím stupni, při kterém došlo ke vzniku prvních trhlin (Obr.1), a v modelu č. 3 byly trhlíny vytvořeny podle stavu trámu č. 3 po zatěžovacím stupni, při kterém vznikly první trhlíny u tohoto trámu (Obr.2).



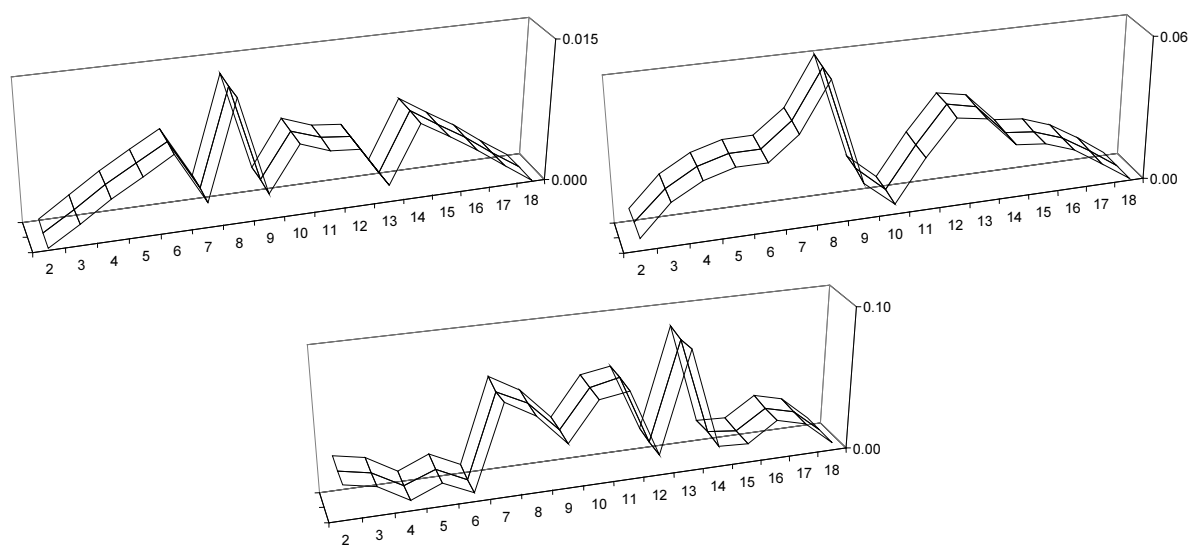
Obr.23: Porovnání dynamického chování modelu č. 2, resp. č. 3, pro nepoškozený stav a stav s trhlinami namodelovanými podle trámu č. 1, resp. č. 3 – hodnoty funkce $(1 - COMAC(x))$



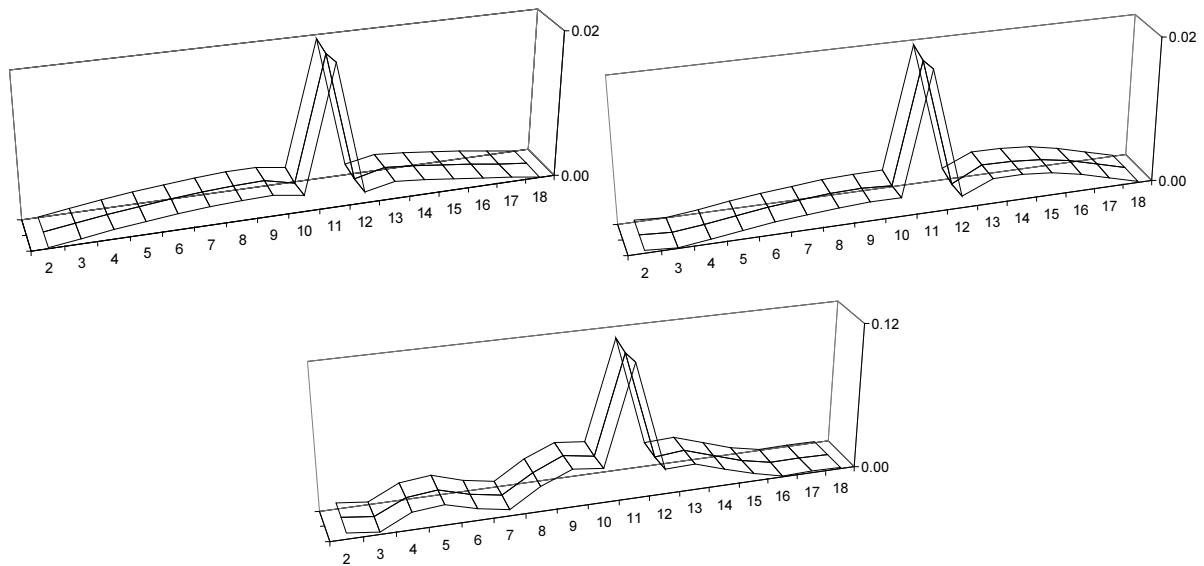
Obr.24: Porovnání dynamického chování modelu č. 2, resp. č. 3, pro nepoškozený stav a stav s trhlinami namodelovanými podle trámu č. 1, resp. č. 3 – změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$



Obr. 25: Porovnání dynamického chování modelu č. 2, resp. č. 3, pro nepoškozený stav a stav s trhlinami namodelovanými podle trámu č. 1, resp. č. 3 – křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$



Obr.26: Porovnání dynamického chování modelu č. 2 pro nepoškozený stav a stav s trhlinami namodelovanými podle trámu č. 1 – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(i),x}$ pro 1. až 3. svislý ohybový tvar vlastní kmitání



Obr.27: Porovnání dynamického chování modelu č. 3 pro nepoškozený stav a stav s trhlinami namodelovanými podle trámu č. 3 – hodnoty funkce $CAMOSUC_{(j),x}$ pro 1. až 3. svislý ohybový tvar vlastního kmitání

Rozložení hodnot $COMAC_{(x)}$ modelu č. 2 (Obr.23), nevykazuje shodu s rozložením trhlin na trámu č. 1 (Obr.1). Také rozložení hodnot $COMAC_{(x)}$ modelu č. 3 (Obr.23) příliš neodpovídá rozložení trhlin vložených do tohoto modelu. Zde byly namodelovány tři trhliny v okolí řezu č. 11 (Obr.2).

Změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ dává velmi dobrý přehled o rozložení nárůstu poddajnosti modelu trámu, jak pro model č. 2, tak pro model č. 3 (Obr.24). Také hodnoty křivosti změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]''$ vykazují velmi dobrou shodu s rozložením trhlin, jak pro model č. 2, tak pro model č. 3. (Obr. 25).

U modelu č. 2 odpovídá rozložení trhlin na tomto modelu pouze průběh hodnot $CAMOSUC_{(2),x}$. Hodnoty $CAMOSUC_{(1),x}$ a $CAMOSUC_{(3),x}$ již vykazují daleko menší shodu s polohou trhlin na modelu č. 2. Naopak u modelu č. 3 hodnoty $CAMOSUC_{(j),x}$ pro všechny tři tvary vlastního kmitání jednoznačně vypovídají o umístění trhlin v blízkosti řezu č. 11.

Závěr

Z poznatků získaných během popsané studie je možno vyvodit, že za základní parametr změn modálních charakteristik pro stanovení úrovně poškození stavební konstrukce lze považovat změnu vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$. Právě ve změně vlastních frekvencí $\Delta f_{(j)}$ se nejzřetelněji projevil vznik prvních trhlin v tažené oblasti sledovaných nosníků i jejich další šíření. Jak z experimentů, tak z teoretických výpočtů se ukazuje, že na narůstající poškození nosníků je nejvíce citlivá vlastní frekvence příslušná k 1.vlastnímu tvaru svislého ohybového kmitání.

Využití koeficientu $MAC_{(j)}$ pro tento účel je prakticky nemožné. Při posuzování shody vlastních tvarů, které byly změřeny při určité úrovni poškození nosníku, s výchozími vlastními tvary, které odpovídají jeho neporušenému stavu, se vliv narůstajícího poškození do hodnoty koeficientu $MAC_{(j)}$ často projevuje pouze velmi malou měrou nebo dokonce i kolísáním jeho velikosti. Změny hodnoty $MAC_{(j)}$ modelu č.1 trámu vycházejí velmi malé, pouze u 3. svislého tvaru vlastního kmitání došlo k výraznější změně po zatěžovacím stupni D.

Také použití koeficientu $COMAC_{(x)}$ pro lokalizaci poškození vykazuje v případě popisované studie řadu nesrovnalostí. U trámu č. 1 sice došlo po vytvoření prvních trhlin k drobnému

zvýšení hodnot funkce $(1 - COMAC_{(x)})$ v místech jejich vzniku, ale po posledním zatěžovacím stupni se vznik závěrečného lomu v řezu č. 10 ve změně hodnot funkce $(1 - COMAC_{(x)})$ neprojevil. Také u teoretických modelů nesouhlasí rozložení hodnot funkce $(1 - COMAC_{(x)})$ s polohou vypočteného poškození (model č. 1 - Obr.9 a Obr.10) nebo vytvořených trhlin (model č. 3 - Obr.23).

Při popisované studii se použití funkce $CAMOSUC_{(j),x}$ pro lokalizaci míst s počátečním poškozením příliš neosvědčilo. Tato funkce se naopak ukázala jako velmi vhodná při lokalizaci řezu, ve kterém došlo k závěrečnému lomu, po posledním zatěžovacím stupni se velmi výrazně zvýšily hodnoty $CAMOSUC_{(j),x}$ u všech tří trámů právě v tomto řezu. Pro model č. 1 ani pro model č. 2 neodpovídá průběh hodnot funkcí $CAMOSUC_{(j),x}$ rozložení poškození na těchto modelech, pouze u modelu č. 3, ve kterém byly trhliny modelovány jenom v okolí jednoho řezu, průběh hodnot této funkce jasně vypovídá o výskytu poškození v tomto řezu. Z uvedených skutečností vyplývá, že použití funkce $CAMOSUC_{(j),x}$ je pro lokalizaci poškození vhodné tehdy, vyskytuje-li se na konstrukci pouze izolovaná porucha, při výskytu poškození ve více řezech neposkytuje funkce $CAMOSUC_{(j),x}$ dobré výsledky.

Změna matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ názorně popisuje rozložení postupného nárůstu poddajnosti na jednotlivých trámech i modelech trámu.

Křivost změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ se velmi osvědčila při lokalizaci míst, ve kterých se nacházelo menší poškození, i řezu, ve kterém došlo k závěrečnému lomu. Také pro všechny tři modely místa se zápornými hodnotami křivosti změny matice modální poddajnosti $\Delta[\delta]$ velmi dobře souhlasí s místy, kde byly namodelovány trhliny. U modelu č. 1 (model s rozprostřenými trhlínami) to je celá střední třetina trámu (Obr.15), u modelu č. 2 v okolí řezu č. 8 a v řezech č. 11, 12 a 13 (Obr. 25) a u modelu č. 3 v řezu č. 11 (Obr. 25).

Tato práce byla podpořena Ministerstvem školství České republiky jako výzkumný záměr CEZ: J04/98: 210000030.

Literatura

- [1] Frýba, L.-Pirner, M.-Urushadze, S.: *Localization of Damages in Concrete Structures - Proceedings of Computational Methods and Experimental Measurements X*, pp. 417-426, 2001.
- [2] Pirner, M. – Urushadze, S.: *Aplikace dynamické odezvy na identifikaci stavebních konstrukcí a jejich poškození*. - ÚTAM AVČR, Praha, 2001, 50 str.
- [3] Plachý, T.: *Dynamická studie železobetonového trámu poškozeného trhlínami* – FSv ČVUT Praha, 2003, Doktorská disertační práce, 139 str.
- [4] Plachý, T.-Polák, M.: *Influence of Damage of a Reinforced Concrete Beam on Change of Its Behaviour* - Proceedings of the 5th International Conference on Structural Dynamics – EURO DYN 2002, Munich, Germany, pp. 1451 –1456, 2002
- [5] Polák, M.: *Využití experimentálně určených modálních charakteristik při analýze mostů* – habilitační práce, FSv ČVUT Praha, 2001, 120 str.