

Proceedings of 25th SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2017 28th – 30th of June 2017, Brno, Czech Republic

Conference partners:





SVS FEM s.r.o.

ISBN: 978-80-905525-4-8

Content

FUNCTIONAL GAP OF WOODEN WINDOW – CONDENSATION OF WATER VAPOR
Adela Palková, Milan Palko
PASSIVE HOUSE – SELECTED PROBLEMS
Adela Palková, Milan Palko
PHYSICAL EVALUATION OF WINDOW – COMPUTER SIMULATION
Adela Palková, Milan Palko
FUNCTIONAL GAP OF THE WALL AND WOODEN WINDOW – IMPACT OF AIRFLOW
Adela Palková, Milan Palko
DOUBLE SKIN FACADE – QUANTIFICATION OF THE AERODYNAMIC PROPERTIES OF THE INPUT CHANNEL
Milan Palko, Adela Palková
STATIC AND TRANSIENT ANALYSIS OF MICROBOLOMETER
Juraj Hrabovský, Vladimŕ Kutiš, Juraj Paulech, Gabriel Gálik, Tibor Lalinský, Gabriel Vanko, Jaroslav Dzuba
CFD MODELING AND SIMULATION OF FUEL ASSEMBLY BYPASS
Vladimír Kutiš, Jakub Jakubec, Gabriel Gálik, Juraj Paulech, Justín Murín
STANOVENÍ KRITICKÉ VELIKOSTI KOROZNÍCH DŮLKŮ NA OBĚŽNÝCH LOPATKÁCH NÍZKOTLAKÝCH TĚLES
Jakub Mrštík
TRANSIENT COOLANT MIXING AND STRUCTURAL SIMULATION OF A SMALL-LOCA EVENT IN A VVER-440 REACTOR
Gabriel Gálik, Vladimir Kutiš, Jakub Jakubec, Juraj Paulech
ANALÝZA VPLYVU TVAROV DEFEKTOV NA NAPÄTOSŤ DREVENÝCH NOSNÍKOV
Oľga Ivánková, Janka Kováčiková, Dušan Drobný
PROBABILISTIC ANALYSIS OF THE MACHINE VIBRATION IMPACT TO THE STRUCTURE SAFETY AND HUMAN COMFORT BASED ON EXPERIMENTAL MEASUREMENTS
Juraj Králik, Juraj Králik, jr.
PROBABILISTIC NONLINEAR ANALYSIS OF NPP HERMETIC ZONE RESISTANCE UNDER EXTREME CLIMATIC TEMPERATURE DURING TECHNOLOGY ACCIDENT
Juraj Králik, JURAJ KRÁLIK, jr
USING ANSYS FEM AND RING THEORY TO MODEL A HYDROGEN ATOM
P. Fiala, P. Werner, P. Osmera P.Dohnal
DEMONTÁŽ OBRUČE ROTORU TURBOGENERÁTORU INDUKČNÍM OHŘEVEM 103
Petr Pacholíček, Pavel Šturm

PREPARATION OF ANSYS APDL MODEL USING THIRD-PARTY SOFTWARE	. 109
Juraj Paulech, Vladimír Kutiš, Juarj Hrabovský, Justín Murín, Vladimír Goga, Roman Gogola	
OVERENIE ZAŤAŽOVACÍCH SKÚŠOK ŽELEZOBETÓNOVEJ PILÓTY	. 119
Ľubomír Prekop	
VYUŽITÍ NUMERICKÝCH VÝPOČTŮ PRO ANALÝZU VÝSLEDKŮ MĚŘENÍ MOSTNÍCH KONSTRUKCÍ METODOU RADAROVÉ INTERFEROMETRIE	. 125
Vlastislav Salajka, Petr Hradil, David Frýbort, Michal Glöckner	
STUDIE ROZTRŽENÍ ROTORU LETECKÉHO MOTORU	. 133
Juraj Hub, Petr Kilinger	

FUNCTIONAL GAP OF WOODEN WINDOW – CONDENSATION OF WATER VAPOR

ADELA PALKOVÁ, MILAN PALKO

Slovak University of Technology in Bratislava Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovak Republic

Abstract: The moisture penetration through building envelopes. Condensation or ice coating in the gap is the main problem of wooden windows. Thus, destructive processes on the wood surface finish causing the moisture penetration into the wood occur. The surface condensation is sufficiently covered by the requirements in currently valid standards. The condensate generation in the gap is not described neither limited by the standards nor regulations. The frequent problem occurrence in practice is to be dealt with and solved. The experimental and computing investigation was carried out using four types of 682, 682T, 783, 923 euro-profiles. For computing investigation the ANSYS program was applied.

Keywords: windows, wood, condensation

1 Introduction

The moisture penetration through leakages in building envelopes has been investigated mainly in relation to slab blocks development. By improving the thermal characteristics of building structures in relation to energy the relative air humidity has increased up to 50%, which is also given in STN 73 0540. Taking into consideration the change of boundary conditions and characteristics of window structures the problem of water vapor condensation in functional gap between casement and window frame has occurred. The condensate generation in functional gap is not described neither limited by the standards nor regulations. Seriousness of the problem varies depending on the material base. Considering the wooden window structures the degradation of surface finish occur and its thermal characteristics change. The moisture transport through gap between casement and window frame at condensation temperature is the main cause of condensation of water vapor. The transport causes (see Image 3):

- Air pressure differences (taking water vapor) - infiltration and exfiltration,



- Diffusion of water vapor (different saturation of water vapor in exterior and indoor air).

Image 1 – Schematic representation of heat transmission, diffusion of water vapor and airflow through window structure

Condensation of water vapor – phenomena for balancing water vapor partial pressure by interaction of molecules. The diffusing water vapors are moving from places having higher pressure to places with lower pressure. The indoor water vapor partial pressure (20°C and

air humidity 50%) is 1168,5Pa. The outdoor water vapor partial pressure (-11°C and air humidity 83%) is 196,7 Pa. It follows from the above given that the pressure difference between interior and exterior is 971,8 Pa. The warmer air can contain more water vapor as the cooler one, e.g. the air with 20 °C can contain up to 17,25 g/m³ of vapor, but the air with -11 °C can have only 1,96 g/m³ of moisture. Interactive accumulation of infiltration or exfiltration and diffusion of water vapor leads to condensate or ice coating in winter period [2, 3, 4].

2 Experimental measurements and simulation

The experimental measurements were carried out in heat engineering laboratories at the Faculty of Civil Engineering. Measurement models represent real window structures. The big climatic chamber illustrated in Figure 1 was used at measurements.



Image 2 – Big climatic chamber

Thermal and humidity parameters for ambient conditions are constant for all models. The indoor air temperature is 20°C and the relative air humidity is 50 %. The outdoor air temperature is -11°C and the relative air humidity is 83%. The pressure differences are 200, 100, 75, 50, 25, 10, 5, and 0 Pa for infiltration and the similar pressure differences are also for exfiltration [5]. The measurements were performed on completed panel having real windows. Such panel having four windows with dimensions 540x695 mm, is illustrated in Image 3. Measurement sensors are divided into two groups. The first group measures the surface temperatures (PT 100). The second one measures the temperatures and relative air humidity (SHT 75).

Computer simulation was carried out for MIRADOR 923 profile that is used mostly at low-energy and passive building construction. The geometry of computer model is identical with the measured window. Boundary conditions and material characteristics are also compatible with the experimental model in such a way that the comparison can be done. For the calculation the ANSYS program was used. Geometry and netting of MIRADOR 923 window computer model is given in Image 4.

3 Results and discussion

The measurement and computer models results are classified into two groups. At experimental measurements in big climatic chamber the occurrence and amount of water vapor and ice coating condensate was found out after each completed measurement phase. The internal surface temperatures and air temperature including relative air humidity in gap measurement points (see Image 3) belonged into the second valuation data group. The measured values are presented in Image 5. Considering the fact that it is not possible to distribute the sensors in ideal positions in gap the computer model was established. The computer simulation results show more detailed temperature distribution and enable more thorough investigation of condensation possibility in required positions.



Image 3 – Window set ups in masking panel and geometric parameters of window profiles and placement of measurement sensors



Image 4 – Geometry and netting of MIRADOR 923 window computer model



Image 5 - Temperatures and relative humidity in time for the pressure difference



Image 6 – Surface temperature fields and surface temperatures in investigated points (°C) of MIRADOR 923 window (lower part)

The results obtained in our research broaden and supplement the above given investigation works providing more comprehensive and more detailed knowledge of

environmental physics bringing about water vapor condensation in functional gap between casement and window frame.

Pressure	Measurement	Φ	θ	θ _{dp}	$\theta_{s,min,sim}$	Condensation	Condensation
difference	point	(%)	(°C)	(°Ċ)	(°C)	risk	experiment
	5	68,50	-2,28	-6,72	-7,95	yes	yes
		68,50	-2,28	-6,72			
0 Pa	6	58,70	-6,50	-12,52	-10,20	no	yes
without		56,20	-6,50	-13,00			
pressure	7	48,80	13,18	2,65	0,34	yes	yes
difference		48,80	13,18	2,65			
	8	51,50	11,09	1,48	-0,72	yes	yes
		51,50	11,09	1,48			
	5	67,27	-2,76	-7,39	-7,95	yes	no
		65,24	-2,76	-7,75			
	6	58,13	-6,44	-12,57	-10,20	no	no
100 Pa		55,40	-6,44	-13,10			
infiltration	7	36,90	12,95	-1,25	0,34	no	no
		34,92	12,95	-1,91			
	8	47,17	10,98	0,16	-0,72	yes	no
		46,11	10,98	-0,13			
	5	77,19	-2,23	-5,29	-7,95	yes	yes
		77,19	-2,23	-5,29			
	6	61,73	-6,30	-11,77	-10,20	yes	yes
100 Pa		58,71	-6,30	-12,33			
exfiltration	7	51,94	13,16	3,52	0,34	yes	yes
		51,94	13,16	3,52			
	8	50,58	11,15	1,29	-0,72	yes	yes
		50,58	11,15	1,29			
	5	67,64	-2,92	-7,49	-7,95	yes	no
		67,64	-2,92	-7,49			
	6	59,13	-6,54	-12,48	-10,20	no	no
75 Pa		56,38	-6,54	-13			
infiltration	7	32,94	12,86	-2,68	0,34	no	yes
		30,92	12,86	-3,43			
	8	50,00	10,96	0,95	-0,72	yes	yes
		50,00	10,96	0,95			
	5	75,80	-2,10	-5,37	-7,95	yes	yes
		75,80	-2,10	-5,37			
	6	60,67	-6,40	-12,06	-10,20	no	no
75 Pa		58,05	-6,40	-12,55			
exfiltration	7	51,51	13,14	3,38	0,34	yes	yes
		51,51	13,14	3,38			
	8	50,44	11,13	1,23	-0,72	yes	yes
		50,44	11,13	1,23			

Table 1 Assessment of possible condensation in gap for MIRADOR 923 profile

Table 1 gives the evaluation of water vapor condensation risk in the gaps and the comparison with the real condition found out in the experimental measurement on MIRADOR 923 window profile. The first column presents the pressure difference between the interior and exterior with a note whether infiltration or exfiltration is considered. The second column gives the cavity identification according to Figure 6 as well as the number of sensor measuring the temperature and relative air humidity in the gap between casement and window frame. The third column defines the relative humidity value for the particular cavity. For some points two different values are given: a maximum and a minimum value. In the forth column the cavity air temperature, at which the relative air humidity is measured, is given. The fifth column defines the dew point temperature for measured temperature and relative air humidity for the cavities. The sixth column presents the lowest surface temperature of wooden wing or frame reached in the cavity. Due to the fact that it was not possible to use PT100 sensor at the position with the lowest possible

assumed temperature for measurement of surface temperature, the surface temperature was subtracted from the computer model. The seventh column gives a verbal evaluation whether assumption for water vapor condensation for given air temperature, relative air humidity and the lowest surface temperature in a cavity is or is not fulfilled. In the last column in Table 1 the information on the condensate formation in case of experimental measurement for the cavities is given. The evaluations in the last two columns are mostly compatible. The incompatible ones are marked in red. These cases can be explained by error of the measurement and the mathematic modeling. In these cases the dew point temperature values and the lowest surface temperatures are quantitatively very close to each other.

4 Conclusion

At an initial investigation stage it was known that condensation originated only in equilibrium state and at different pressure impact causing the exfiltration. However, it was found out during the measurements that the condensation also originates due to the infiltration. The condensation boundary for water vapor was being finding after the correct set up of circuit forging and, thus, also the sealing compression. After the measurements the value of differences of pressures between cool and warm chamber at which the condensate formation stops in the range 60 to 75 Pa.

References

- [1] I. Chmúrny ,2003: Thermal protection of buildings. Publishers Jaga group, v.o.s., Bratislava, 214pp
- [2] STN 73 0540-2 Thermal protection of buildings. Thermal performance of buildings and components. Part 2: Functional requirements, SÚTN 2012.
- [3] Mrlík, F.,1985.: Moisture problems of building materials and structures. Alfa press. Bratislava, 269pp.
- [4] Hens, H., 2007.: Building Physics Heat, Air and Moisture. Fundamentals and Engineering Methods with Examples and Exercises. Berlin: Ernst &Sohn A Wiley Company Pp. 97- 102
- [5] Palko, M.,- Ďurinová, A. 2007.: Effect of airflow on the thermal-technical properties of building envelope. In: 31. International Scientific Conference departments and institutes civil engineering conference. Čeladná, 2007

Acknowledgement

This research was supported by Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0685/16.

Reviewed by: Ing. Michal Frimmer PhD

Contact address:

Ing. Adela Palková, PhD. Slovak University of Technology In Bratislava, Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, adela.palkova@stuba.sk

PASSIVE HOUSE – SELECTED PROBLEMS

ADELA PALKOVÁ, MILAN PALKO

Slovak University of Technology In Bratislava Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovak Republic

Abstract: The paper deals with project proposals, construction and exploitation of house in passive standard. Specific properties of building envelope in energy passive standard. Execution of additional thermal insulating system with heat bridge elimination. Evaluation of applicable design using non-traditional aluminium basis. Elimination of heat flows in window structure.

Keywords: passive standard, window, thermal insulating.

1 Introduction

Passive building is a building, which does not need supplying energy conventional system for ensuring thermal comfort. In order to achieve this, the heating demand of such building will be 90% less comparing to common buildings. The specific heat demand (in kWh/(m2.year)) is around 100 in common modern building, on average 200 in old block of flats, below 50 in low energy building and below 15 (kWh/(m2. year)) in passive building. The specific heat demand below 15(kWh/(m2.year)) is a basic characteristic of passive building and it is proved by calculation. Window is a distinctive transparent building element in terms of construction and architecture, endurance against breaking, sun, heat, wind, cold and rain effects, or mechanical, fire, acoustic resistance, and alike. Nowadays, the window as a part of heat exchange building envelope structure is significant element in building energy concept (particularly in passive buildings). In window design, in terms of placement and glazing area size, it is important to look for the balance between the heat loss and solar gains. However, it would be misleading to think that the indoor climate external climate interaction is affected only by glazing area size considering the transparent parts of building envelope. The correct solution of window structural parts and window embedding in building envelope is a relevant property of quality window.





2 Transparent construction

Up to date commonly used windows are inconvenient for energy passive buildings. For such buildings the windows having thermal transmittance Uw ≤ 0.8 W / (m² . K) are to be used. In order to achieve such thermal transmittance value the window frame and casement cresting should have the U-value of Uf ≤ 1.0 W / (m² . K). Special Euro-prisms with thickness of bf > 70, where the middle bar is replaced by high-performance insulating material, are used in cresting on wooden material basis. Combined wood-aluminium

basis, where the wooden part with high-performance insulating material bar is able to ensure the required U-value and to supplement a window in terms of architectural detail and functionality, is also considered as suitable.



Image 2 - Examination of the position of the window in the heavy outer wall

The window transparent part – glazing, which forms 70 up to 80% of window area, has decisive influence on its thermal insulating characteristics. In order to achieve the necessary thermal transmittance value of window the glazing should reach the value (depending on window dimensions) of Ug \leq 0,6 to 0,35 W / (m² .K). The given value can be obtained by using the insulating triple-glazing with selective layers filled with krypton. As already mentioned, in correctly designed passive building there is a need to lay stress also on segmental elements (e.g. placement of window in building envelope). The building envelopes of passive buildings can have alternative design solutions (light wooden structure and thermal insulating material, heavy monolithic structure and thermal insulating material). The correct window imbedding in building envelope results from the above given variants. In the paper I deal with the window imbedding in heavy building envelope structure with a frame on unconventional material basis for passive buildings. and that is aluminium with heat bridge interruption. There are various alternatives of window imbedding in building envelope illustrated in Image 2. The composition of external wall from the interior towards exterior is as follows - plaster casting, concrete wall, thermal insulating material on polystyrene basis, thin film facade rendering system.



Image 3 – Geometry of used aluminium window



Image 4 – Surface temperature - model 1.1.1 (-11 ° C exterior, interior 20 ° C)



Image 5 – Surface temperature - model 2.1.3 (-11 ° C exterior, interior 20 ° C)



Image 6 - Implementation of the model 2.1.3 on site

3 Conclusion

In non-transparent parts of building envelope in energy passive standard it is not extremely demanding to comply with the requirement for low heat flows in a fragment. Considering the heat bridge areas it is necessary to optimise their structural design and thermal performance. In energy passive building the aluminium window structure is nonstandard, but it can also be used. Due to the fact that aluminium frames consist of structure with hidden window frame it is possible to achieve interesting results by choosing appropriate detail insulation and window imbedding. It is evident from the computer models that model 2.1.3 is the most suitable one in terms of minimization of heat flows and heat losses. Also other factors (e.g. aesthetic solution, possibility of additional clap-net application, etc.) are to be taken into consideration in the decision making process. Considering all the factors the detail of window imbedding in building envelope was realized according to model 2.1.2 (Image 5).

References

- [1] I. Chmúrny ,2003: Thermal protection of buildings. Publishers Jaga group, v.o.s., Bratislava, 214pp
- [2] STN 73 0540-2 Thermal protection of buildings. Thermal performance of buildings and components. Part 2: Functional requirements, SÚTN 2012.
- [3] Mrlík, F.,1985.: Moisture problems of building materials and structures. Alfa press. Bratislava, 269pp.
- [4] Hens, H., 2007.: Building Physics Heat, Air and Moisture. Fundamentals and Engineering Methods with Examples and Exercises. Berlin: Ernst &Sohn A Wiley Company Pp. 97- 102
- [5] Palko, M.,- Ďurinová, A. 2007.: Effect of airflow on the thermal-technical properties of building envelope. In: 31. International Scientific Conference departments and institutes civil engineering conference. Čeladná, 2007

Acknowledgement

This research was supported by Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0685/16.

Reviewed by: Ing. Michal Frimmer PhD

Contact address:

Ing. Adela Palková, PhD. Slovak University of Technology In Bratislava, Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, <u>adela.palkova@stuba.sk</u>

PHYSICAL EVALUATION OF WINDOW – COMPUTER SIMULATION

ADELA PALKOVÁ, MILAN PALKO

Slovak University of Technology in Bratislava Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovak Republic

Abstract: The simulation program ANSYS and its use in the simulation of a window. Code implementation of Fluent and CFX programs. ANSYS program structure in CFX module. Computer simulation of aluminum windows - simple heat conduction. Computer simulation of wooden windows - the transfer of heat through conduction and convection. Simulation method "Fluid - Solid Interaction (FSI).

Keywords: window, flow, infiltration, exfiltration, finite element method, volume element method

1 Introduction

The window is one of the most exposed parts of the external cladding. Its task is the performance of several functions simultaneously. The primary function of the window is the interior visual contact with the external environment, natural lighting, natural ventilation. Secondary functions of windows are, protection from excessive heat loss, protection from excessive heat gain from solar radiation, protecting the interior from other components of the weather outside. To study the properties of windows and their nearest environment it is possible to apply methods such as exploration, "in situ" (real conditions of window embedding), experimental verification in laboratory (modeled conditions of window embedding), computer simulation (mathematical-physical model of the window and its environment). The steady development of computer technology constantly improves the possibility of its application to the prediction of physical variability of the modeled domain. The capacitive and power growth allows the application of complex mathematical-physical theories or their development itself. Application of the aforementioned is a dynamic simulation program ANSYS, which is used in engineering as well as scientific calculations. It has wide application in a range of sectors such as construction (statics, technical building equipment ...), chemistry (chemical reactions ...), health and safety (fire, smoke-quarts, evacuation ...), engineering (engine simulation, cars aerodynamics ...), electrical engineering (electromagnetics ...), environmental area (wind, water ...), medicine (blood flow in the arteries, heart ...).

2 Simulation program

The simulation program ANSYS is becoming a leader in the field of computer simulations. The program implements codes of competing programs (Fluent, CFX). The program works with the finite element method (FEM) and finite volume method (FVM) with the support of CFD depending on the module used. The main structure of the program (module CFX) is described in Image 1. Modeling in computer simulation starts with geometry and the consequent creation of a network model. The network can be created directly in the program, or for more complicated geometry imported. " ANSYS CFX - Pre, is basically a preprocessor, which defines material properties, reactions, boundary conditions, features of individual domain connections. When finished the mathematical solver is set in this section. " ANSYS CFX - Solver, is an individual mathematical solver, which performs the calculation. The process of calculation creates a

result file. ,, ANSYS CFX - Post, is a part of the program (post processor), which analyses the results and outputs.



Image 3 – Diagram of ANSYS (CFX module)

3 Aluminum window - the spread of heat through conduction

The computer simulation was created using ANSYS through finite element method (FEM). The geometry of the model was developed in detail including the sealing gates, according to Image 2.



Image 2 – The ground plan detail aluminum window in panel [2]

The materials used for this model are as follows:

- aluminum alloy frame profiles,
- disconnection of the thermal bridge of aluminum profiles (polyamide)

- rubber seal (EPDM),
- foaming of the cavity of the profile frame,
- thermal insulation,
- heat-insulating glass units with distance frame SWISSPACER.

Thermal boundary condition for the interior 20 °C and exterior -11 °C, which essentially characterizes the relatively mild temperatures for the Bratislava region and the interior living space. Since the airflow around windows is not modeled, the transfer coefficients are specified for the interior and exterior. The task is in a steady state. Sample results of such simulations is in Image 3.



Image 3 – Surface temperature fields and surface temperature



Image 4 – Geometry and material solutions

4 Wooden window - the transfer of heat through conduction and convection

Computer simulation was created in ANSYS with the support of CFD. The model was partially approximated especially in the seal parts Geometry and material parameters for the wooden box are from profile EURO68 and thermal double glass. Thermal boundary condition for the interior was 20 ° C and exterior -11 ° C. Pressure difference between the interior and exterior were 2, 5, 10, 25 and 50 Pa. The pressure gradient was chosen so as to create infiltration as well as exfiltration. The window was modeled as a stationary task. Geometry and material solution are shown in Image 4. In Image 5 and Image 6 are examples of simulation results for pressure differentials between the interior and exterior 25 Pa.



Image 5 – Velocity vector and temperature fields with the pressure differential between the interior and exterior of 25 Pa (20 ° C interior and exterior -11 ° C)



Image 6 – Velocity vector and temperature fields for exfiltration with the pressure differential between the interior and exterior of 25 Pa (20 ° C interior and exterior -11 ° C)

5 Conclusion

The simulation model windows increasingly resembles real functioning windows in the surrounding environment. An important shift in simulation methods was the introduction of "Fluid - Solid Interaction (FSI)." Which means that the flowing substance influences the material and also the material affects the flowing substance (wooden box).

References

[1] Palko, M.: Application of Flotran CFD model at the description of aerodynamic regime of double-skin facade, 15. ANSYS Users' Meeting - Lednice, vedecká konferencia 2007. ISBN 978-80-254-0301-3

[2] Palko, M.: Thermodynamic assessment of the window panel with a requirement for fire resistance, 15. ANSYS Users' Meeting - Lednice, Scientific Conference 2007. ISBN 978-80-254-0301-3 (in Slovak)

[3] Palko, M.: CFD simulation with ANSYS, International Scientific Conference Ostrava 2007. ISBN 978-80-248-1405-6

[4] Palko, M.,- Ďurinová, A.: Effect of air flow on the thermal characteristics of the envelope. In: 31. International Conference departments and institutes building construction. Čeladná, 2007 (in Slovak)

Acknowledgement

This research was supported by Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0685/16.

Reviewed by: Ing. Michal Frimmer PhD

Contact address:

Ing. Adela Palková, PhD. Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, <u>adela.palkova@stuba.sk</u>

FUNCTIONAL GAP OF THE WALL AND WOODEN WINDOW – IMPACT OF AIRFLOW

ADELA PALKOVÁ, MILAN PALKO

Slovak University of Technology in Bratislava Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovak Republic

Abstract: The contribution is focused on the impact of airflow in building construction joints on distribution of their surface and indoor temperatures. The simulations are carried out in ANSYS program supporting solution of CFD problems in interactive relation fluid-solid.

Keywords: wall, windows, airflow

1 Introduction

Building envelope is an interface (barrier) between interior and exterior. Thus the building envelope is an exposed element, through which the exterior and indoor environments try to interact. The total air pressure is one of the relevant differences between the environments. There is infiltration going on due to the pressure difference between indoor and external environments and concurrence of leakage in building envelope.

The phenomena causing the infiltration or exfiltration can be divided into the following groups:

- wind effect,
- impact of air temperature (natural convection),
- forced ventilation (building services),
- combination of the above stated phenomena.

Gaps can occur in various places in the building envelope. They are either unwanted originated from realization of bad quality (gap in a wall) or natural (functional gap in window construction).

2 Simple wall

As first, a model of simple wall having a gap going from interior to exterior was tested (the model was taken over from the research of professor Hauser). The wall thickness 200 mm made of insulating material I = $0.04 \text{ W/(m} \cdot \text{K})$. The gap going through the whole wall has thickness 5 mm. The boundary condition on internal side is 20 °C and on external side -11° C. Using two methods simulates the model:

- simple heat conduction (air cavity without airflow),
- heat conduction and air flow (with interaction fluid solid).

In simple heat conduction it is obvious that the air gap does not have significant impact on the temperature distribution inside construction Image 1. The heat conduction together with the airflow through the gap has similar boundary conditions; the pressure difference between interior and exterior is added (10 Pa). The difference is set in such a way that the flow of warmer air from inside to the exterior is activated, what is called exfiltration. It is evident from the resulting figures that the airflow through gap has strong

impact on temperature distribution in its surrounding areas. The model situation is simulated as steady state.



Image 4 - Wall with gap - simple heat flux - results



Image 2 – Wall with gap Wall with gap – heat flux and heat flow – results (interaction fluid-solid)

3 Wooden window

As a second example, the geometrically more complex model of wooden window, which is partially approximated, was simulated. The boundary condition on internal side is 20 °C and on external side -11°C. The pressure difference between interior and exterior is added (10 Pa). The difference is set in such a way that the flow of warmer air from inside to the exterior is activated, what is called exfiltration. It is evident from the resulting figures that the airflow through gap has strong impact on temperature distribution in its surrounding areas. The model situation is simulated as steady state.



Image 3 – Wooden window – heat flux and heat flow – results (total pressure Pa).



Image 4 – Wooden window – heat flux and heat flow – results (velocity m/s)



Image 5 – Wooden window – heat flux and heat flow – results (temperature °C).

4 Conclusion

From the presented results of temperature course it is obvious that the impact of air flow through functional gap is evident. This fact is a substantial element influencing investigation of problems of water vapour condensation in functional gap, which will be dealt with in further research.

References

[1] ANSYS, Inc.: Theory Manual.001369. Twelfth Edition. SAS IP, Inc.

[2] Palko, M.: Application of Flotran CFD model at the description of aerodynamic regime of double-skin facade, 15. ANSYS Users' Meeting - Lednice, vedecká konferencia 2007. ISBN 978-80-254-0301-3

[3]Palko, M.: CFD simulation with ANSYS, Medzinárodná vedecká konferencia Ostrava 2007. ISBN 978-80-248-1405-6

[4] Palko, M.,- Ďurinová, A.: Vplyv prúdiaceho vzduchu na tepelno-technické vlastnosti obvodového plášťa.In: 31. Medzinárodná vedecká konferencia katedier a ústavov pozemného staviteľstva konferencia. Čeladná, 2007

Acknowledgement

This research was supported by Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0685/16.

Reviewed by: Ing. Michal Frimmer PhD

Contact address:

Ing. Adela Palková, PhD. Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, <u>adela.palkova@stuba.sk</u>

DOUBLE SKIN FACADE – QUANTIFICATION OF THE AERODYNAMIC PROPERTIES OF THE INPUT CHANNEL

MILAN PALKO, ADELA PALKOVÁ

Slovak University of Technology in Bratislava Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovak Republic

Abstract: To estimate aerodynamic entrances for inlet and outlet channel of the intermediate space for double skin facades. The aerodynamic entrances for the mode with convectional movement of air in the gap. The aerodynamic entrances for the mode with the influence of air. Aerodynamic and geometrical boundary conditions of the model. The example of the simulation of aerodynamic blinds for inlet channel.

Keywords: double skin facade, computational fluid dynamics (CFD)

1 Introduction

Nowadays, computer simulation programs supported by numerical CFD (Computational Fluid Dynamics) modeling are able to deal with the air flow problems due to the fast development of the computer hardware. The CFD is the field analyzing the fluid flow using the computational models. The fluid flow can be either liquid or gas. The simulation method is currently used in the branches, such as, e.g., aircraft, ship and automobile industries. In civil engineering, the fluid flow occurs chiefly in cases of water structures. The fluid flow can also mean the air flow surrounding buildings and their segmental parts. Mainly, the two mathematic variation methods are applied at solving such tasks:

- Finite Element Method (FEM),
- Volume Element Method (VEM).

2 Computational model of blind of inlet channel

The calculation was performed as 2D task. The calculation domain is illustrated in Image 1. The model consists of approximately 28 thousand nodes and 54 thousand elements. The element FLUID 141 (Image 2) was used as the flow continuum model. That is the plane three-node element. The model for incompressible fluid with the turbulent flow was applied for the task. There are four discretion levels in each node: the velocity in direction "x", in direction "y", the pressure and the temperature.



Image 5 – Schema for computer simulation with support CFD for velocity 1,5 m/s

3 Description of boundary conditions of blind of inlet

The boundary conditions were defined on the domain model outside boundary lines and the edge lines of ventilation blinds. The load input had comprises two characters. Firstly, it was the velocity boundary condition affecting from the left side of the computational model in positive direction "x". The air velocity entering the model is 0.2, 0.4, 0.7, 1.0, 1.5 and 2.0 m/s. The application of the boundary condition has been also defined on the external surface of the ventilation blinds as well as the edge model walls. In this case, the velocity was 0 m/s. The pressure has been the second aspect of the boundary conditions. The pressure value 0 Pa has been defined in the three model places. The fluid flowing in the model has the physical properties of incompressible air. The network density has been done following the iterative calculation and its right solution convergence (Image 1).



Image 2 – The mash for the research region of inlet channel of double skin façade.

4 Approximation of the net model

Due to too much detail it was necessary to simplify the net model. If we wanted to model the net against insects based on geometry (while the wire thickness is 0,5 mm) it would be very demanding relating to detail of network compression (considering the model size). From the above given reasons I used the approximation of model following the real material constants, which are provided by ANSYS programme. I used the constant ,,K, (Head loos) for my investigation. However, I had to determine the material constant by inverse way, as it had not existed for the given network. The aerodynamic coefficients of local resistance are determined in a large geometry spectrum based on experimental measurements. Following the known value of network resistance I was able to determine ,,K,, constant. The simulation model was as follows: The part, for which ,,K,, constant was determined empirically, was placed into the pipe (Figure 3). After the simulation was carried out, its aerodynamic resistance was determined following the total and aerodynamic pressures. ,,K,, value was being changed until the resistance from the simulation and the experiment were identical. The gained ,,K,, coefficient was then used the material constant into model of input channel.



Image 3 - Model of net in tube - pressure fields

5 Results of velocity calculations in entry channel of double skin façade

The whole simulation of the entry channel of buffer zone of double transparent façade has been carried out during 8500 iterative cycles, within which the total error converged. The velocities of air movement in the entry channel are required for further calculation of aerodynamic coefficient of local resistance. The choice of the measuring points has been precisely made according to the experimental measurement (Image 4). The accurate values in the individual points are presented in Table 1 and Image 5.



Image 4 – Arrangement of detecting element for scanning velocity of air flow



Image 5 – Velocity in point according to Image 3 (m/s)

The aerodynamic coefficient of local resistance of air flow in the entrance of the aerodynamic blind according to equation in column A and the aerodynamic coefficient of local resistance of air flow on the net of the entrance channel according to equations in column B can be determined following the mean velocities and equations in Table 2.

 Table 2. Results of computer simulation on inlet channel of the intermediate space for velocity 1,5 m/s.

Measuring point						mean
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1
Velocity (m/s)	0,4361	0,3098	0,2938	0,2632	0,2016	0,3009
Measuring point	2.1	2.2	2.3	2.4	2.5	mean
						2
Velocity (m/s)	0,6165	0,6264	0,5803	0,4839	0,3930	0,5383
Measuring point						mean
	3.1	3.2	3.3	3.4	3.5	3
Velocity (m/s)	0,2104	0,6098	0,5679	0,4706	0,4729	0,4663



Image 6 - Velocity field of vectors for velocity 1,5 m/s

B - On the net counter to insects.						
	Α	В				
Velocity v(m/s)	ξ1	ξ2				
	$\xi_1 = \frac{v_1^2 - v_2^2}{v_2^2}$	$\xi_2 = \frac{v_2^2 - v_3^2}{v_3^2}$	$\xi_2 = \frac{v_1^2 - v_3^2 + \xi_1 \cdot v_2^2}{v_3^2}$			
0,2	0,72	0,28	0,28			
0,4	0,60	0,31	0,31			
0,7	0,67	0,34	0,34			
1,0	0,7	0,32	0,32			
1,5	0,7	0,30	0,30			
2,0	0,7	0,31	0,31			
mean	0,68	0,31	0,31			

Table 2. Aerodynamic coefficients of local resistance. A - On ventilation blind .

6 Conclusion

Due to immense development of the computer programs and, dominantly, the operative speed, it is possible to describe numerically the issue regarding the aerodynamics of a buffer zone of a double skin façade. Comparing the results of the aerodynamic coefficients of local resistance obtained from the experimental measurements and by the computer simulation, it can be stated that they are approaching, for example:

• $\xi_{1-\text{experiment}} = 0,70$ a $\xi_{1-\text{simulation}} = 0,68$

• $\xi_{2-experiment} = 0,32a0,31$ a $\xi_{2-simulation} = 0,31a0,31$

References

[1] ANSYS, Inc.: Theory Manual.001369. Twelfth Edition. SAS IP, Inc.

[2] Bielek, B., Bielek, M., Palko, M.:Dvojité transparentné fasády budov, 1. Diel, História, vývoj, klasifikácia a teória konštrukčnej tvorby. COREAL, Bratislava, 2002

Acknowledgement

This research was supported by Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0685/16.

Reviewed by: Ing. Michal Frimmer PhD

Contact address:

Doc. Ing. arch. Ing. Milan Palko, PhD. Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering Radlinského 11, 810 05 Bratislava, milan.palko@stuba.sk

STATIC AND TRANSIENT ANALYSIS OF MICROBOLOMETER

JURAJ HRABOVSKÝ¹, VLADIMŔ KUTIŠ¹, JURAJ PAULECH¹, GABRIEL GÁLIK¹, TIBOR LALINSKÝ², GABRIEL VANKO², JAROSLAV DZUBA²

¹ Institute of Automobile Mechatronics, Faculty of Electrical Engineering and Information Technology, Slovak University of Technology in Bratislava, Ilkovičova 3, 812 19 Bratislava ² Institute of Electrical Engineering, Slovak Academy of Sciences. Dúbravská cesta 9, 841 04 Bratislava

Abstract: The microbolometer is a MEMS structure consisting of layers with various physical properties and its function is to detect presence of optical signal of specified frequency and wavelength. This detection is achieved by measurable change of sensitive layer's electric resistance. The proposed paper deals with design of microbolometer layered structure in terms of thermal Finite Element Method (FEM) analysis. The paper presents static and transient thermal analyses with defined thermal power emitted by laser beam. The goal is to investigate the influence of material and geometry configuration of individual layers on thermal field in system.

Keywords: FEM analysis, detection of optical signal, geometry configuration of bolometer

1 Introduction

The microbolometer is micro electro system (this system belongs to Micro Electro Mechanical System – MEMS – branch) that acts as a sensor of electromagnetic signal within the range of thermal radiation or visible spectrum with the frequencies of electromagnetic waves about several THz.

The basis of microbolometer sensing capabilities consists in process of absorption the radiation energy of specified frequency and wavelength by matching antenna, conversion of the absorbed energy into the heat resulting in heating up the sensitive part of bolometer that finally changes the internal resistance of this sensitive material. This change of resistance is electrically measured and evaluated (Lalinský T. et.al. 2016).

The proposed paper deals with design of microbolometer layered structure in terms of thermal Finite Element Method (FEM) analysis. The paper presents static and transient thermal analyses with defined thermal power emitted by laser beam and absorbed by matching antenna into the sensitive part of device. Promising material for sensitive part of bolometer is La_{0.7}Sr_{0.3}MnO₃ also denoted as LSMO. This material has suitable temperature-to-resistivity characteristics that means that modest change in temperature of this sensitive part results in measurable change of its resistivity, so the absorbed electromagnetic radiation of defined frequency can be directly changed into the electrically measurable signal.

2 Design of microbolometer

Image 1 shows top and cross-section views of proposed microbolometer design with overall dimensions of about $4 \times 4 \times 15.10^{-3}$ mm (square base with small thickness). Elements with very high aspect ratio had to be used (very thin elements used to describe material changes in layered structure). The bolometer is layered structure, where layers of different material are used for antenna (Au), LSMO sensitive disc, layers ensuring epitaxial growth or etching of bolometer layers – stop layers (BTO, CeO₂, YSZ), layers

that mechanically support whole system (single crystalline Si, SiO_2) and bulk material (Si). Layers BTO, CeO₂ and YSZ were modelled as single layer with homogenized material properties because of their very small thickness. Two different thicknesses were used for single crystalline Si layer and SiO₂ layer:

- the first model has 2 µm thick single crystalline layer and 1 µm thick SiO₂ layer
- the second model has 0.5 μm thick single crystalline layer and 1 μm thick SiO₂ layer
 Schemes of these bolometer layers are shown in Image 2.





Image 6 – Design and mesh of microbolometer (right figure represents the cross-section of the system, real scale)



Image 7 – Scheme of the layered structure of bolometer (the first investigated model is on the left and the second is on the right), not in scale

The goal of thermal FEM analyses (ANSYS, 2013) was to investigate the influence of thickness of single crystalline Si and SiO_2 layers to maximum value of temperature and temperature distribution in LSMO disc reached under conditions of specified constant heat power homogenously applied into LSMO sensitive disc.

3 FEM model

Boundary conditions of the FEM model were:

- 1 mW of thermal power defined for volume of the LSMO disc
- reference temperature of 20 °C defined for bottom area of Si bulk layer
- system is placed into the ideal environment vacuum, where maximum heat up (ideal heat up) is expected in the model

The first model was also created by Institute of Electrical Engineering, Slovak Academy of Sciences, so it will be possible to check the calculated results with measured values.

Image 3 shows results of steady-state calculation – temperature distribution, for the first model, Image 4 shows these results for the second model.



19.9999 20.719 21.4382 22.1573 22.8765 23.2361 21.0786 21.7978

Image 8 – Temperature distribution of the steady-state simulation of the first model



Image 9 - Temperature distribution of the steady-state simulation of the second model

As it can be seen, thinner layers for mechanical support of the microbolometer active part (the second model) ensure higher temperatures in LSMO disc itself under the same thermal power conditions received from antenna.

It was also simulated the behavior of system as result of periodic heat power loading. The transient calculation involved periodic square wave of the heat power with maximum value of 1 mW and frequency of 20 Hz. The calculated results are shown in Image 5, where insulated state (dashed line) and reference convection 100 Wm⁻²K⁻¹, $t_{amb} = 20$ °C applied on top and bottom surfaces of the model (full line) are evaluated for both models.



Image 10 – Periodic power loading (square wave) of the bolometer – the first model on the left, the second model on the right

As it can be seen, the convection effect ensures more stable value of the amplitude of measured signal during active thermal power time interval and sufficiently cools the system during zero thermal power time interval. This behavior is accentuated for the second model where higher temperatures are achieved. It can be expected that higher coefficient of convection ensures higher maximum operation frequencies of microbolometer with lower amplitude of the output signal.

4 Conclusion

There were two different designs of the microbolometer layered structure presented in this paper. Defined thermal power with specified THz frequency received by antenna into the sensitive layer caused relatively small heat up of the system. This change in temperature can by transformed into electrical signal by change of resistivity of the LSMO sensing disc. This ensure direct measuring of the radiation signal. The model with thinner mechanical layers has better sensitivity but the mechanical load capacity has to be investigated further.

References

ANSYS CFX 15, Theory manual, 2013

LALINSKÝ T. et al., 2016. Thermo-mechanical Analysis of Uncooled La_{0.67}Sr_{0.33}MnO₃ Microbolometer Made on Circular SOI Membrane. *Procedia Engineering*, 168, 733-736. ISSN: 1877-7058

Acknowledgement

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No. APVV-14-0613, by Grant Agency VEGA, grant No. 1/0453/15. Authors are also grateful to the HPC Centre at the Slovak University of Technology in Bratislava, which is a part of the Slovak Infrastructure of High Performance Computing (SIVVP project, ITMS code 26230120002, funded by the European Regional Development Funds), for the computational time and resources made available.
Contact address:

Ing., Ph.D. Juraj Hrabovsky Faculty of Electrical Engineering and Information Technology, STU in Bratislava Department of Applied Mechanics and Mechatronics Ilkovičova 3, 812 19 Bratislava Email: juraj.hrabovsky@stuba.sk Tel +421 2 60 291 559.

CFD MODELING AND SIMULATION OF FUEL ASSEMBLY BYPASS

VLADIMÍR KUTIŠ, JAKUB JAKUBEC, GABRIEL GÁLIK, JURAJ PAULECH, JUSTÍN MURÍN

Department of Applied Mechanics and Mechatronics Institute of Automotive Mechatronics Faculty of Electrical Engineering and Information Technology Slovak University of Technology

Abstract: The paper is focused on thermal-hydraulic simulations of bundle of six fuel assemblies of pressurized nuclear reactor VVER 440. All simulations were performed with CFD code ANSYS CFX. The goal of the analyses is to investigate the influence of coolant flow bypass on the mass flow distribution through individual fuel assemblies in the reactor core and temperature field in coolant at the output of individual fuel assemblies.

Keywords: thermal-hydraulic simulation, pressurized nuclear reactor, VVER 440, ANSYS CFX, fuel assembly bypass

1 Introduction

From nuclear reactor operational safety point of view, detailed knowledge of the thermal-hydraulic processes in the individual fuel assemblies of the nuclear reactor is very important. Modern computer simulation techniques, like finite volume method (Hirsch, 2007) or finite element method (Bathe, 2014), can be very useful in detail study of such processes, because after verification and validation processes of computational fluid dynamics (CFD) model, you can relatively easily change boundary and initial conditions, or other input parameters of the model.

In our research, we focused on modeling and simulation of thermal-hydraulic processes in bundle of fuel assemblies of nuclear reactor VVER 440, where the distribution of temperature field in coolant is investigated. Investigated region is not only individual fuel assemblies but also region between these assemblies, which is called fuel assembly bypass. All CFD analyses were performed with ANSYS CFX software, which computes basic thermo-hydraulic differential equations by finite volume method (Versteeg, 2007).

2 Geometry of model

The overall view on pressurized water nuclear reactor (PWR) of Russian type VVER 440 is shown in Image 1. Reactor in this image is shown in vertical half-section, where all internal reactor components are shown. The most important part of the reactor is central part, where nuclear fuel is located - this part is called reactor core (darker turquoise color in Image 1). The reactor core is composed of 312 fuel assemblies (FA) and 37 safety and control rods (HRK), which are placed in core basket. Shape of the fuel assembly with all fuel assembly components, like space grids, fuel rods and shroud, are shown in Image 2. Top part of FA composition shown in this image is not component of FA, but this part is an integral region of protecting tube's block (lighter turquoise color in Image 1). FA and HRK have a hexagonal outer shroud and the location of individual FAs and HRKs in the reactor core is shown in Image 3. Between adjacent FAs' shrouds located in the core basket, there is a small inner space. Through this space, in normal

operational conditions, a small amount of coolant is flowing - this coolant bypasses FA. This coolant flows in into the inter assembly space through 12 holes at the bottom of each FA and it flows out through 12 holes at the top of each FA - Image 2 right. Through these holes sharp pressure differences in the core basket are balanced in accidental conditions.



Image 11 - overall view on pressurized water nuclear reactor VVER 440



Image 12 - Shape of the fuel assembly with details of fuel assembly components

In Image 3, investigated region of 7 FAs is shown in detailed circle. Central FA (green color in detailed circle) is modeled with all internal components, 6 surrounding FAs (yellow color in detailed circle) are modeled with symmetric boundary conditions and

geometry simplifications, i.e. only half of surrounding FAs are considered and inner space between individual FAs is also modeled.



Image 13 - Reactor core and investigated region of 7 fuel assemblies

Created 3D CAD geometry model is used in mesh tool ANSYS ICEM CFD, where discretization of investigated region was performed. Due to size and complexity of model even with mentioned geometrical simplifications mainly in surrounding FAs it was necessary to replace fuel spacer grids in surrounding FAs by porous material to shrink mesh size because of computational software and hardware limitations - Image 4. Porous material parameters were calculated to numerically represent pressure losses and velocity changes in spacer grids [7]. Discretized model contains of over 126 million cells and over 132 million nodes (central FA itself has over 65 million cells).





3 CFD simulation

Presented CFD analyses were focused on influence of surrounding FAs thermal power on distribution of mass flow and coolant temperature in investigated central FAs. Steady-state CFD analyses of central FA with surrounding FAs were performed with CFD code ANSYS CFX with following conditions:

• coolant inlet temperature: all FAs 268 °C

- coolant inlet mass flow: all FAs 24.37 kg/s
- coolant output pressure: all FAs 12.25 MPa
- nominal thermal power in individual fuel rods: see Image 5
- turbulent model: SST
- material parameters of coolant: water from IAPWS-IF97 library

Thermal power of surrounding FAs was considered in rage 70-110% of nominal thermal power.



Image 15 – Thermal power in central FA and surrounding FAs

The distribution of temperature field in coolant at the output of investigated region for three different thermal power levels in surrounding FAs - 70, 100 and 110% of nominal thermal power is shown in Image. 6.



Image 16 – Temperature distribution in coolant at the output region of FAs for different thermal power of surrounding FAs

As we can see from this image, the flow of coolant from bypass (small inner space between individual FAs shrouds) influences adjacent FAs, but the coolant temperature in central FA is influenced by different thermal power of surrounding FAs only a little - see Image 7 – different thermal power in surrounding FAs causes different coolant temperature rise in bypass and different mass flow distribution between adjacent FAs.



Image 17 – Average temperature dependence on thermal power of sFAs

4 Conclusion

The paper presents CFD modeling and simulation of coolant flow in fuel assembly of nuclear reactor VVER 440. The discretized model of coolant geometry contains over 126 million cells. The influence of thermal power of surrounding fuel assemblies was investigated. In the upper part of the central FA the coolant temperature distribution and average coolant temperature (registered by the thermocouple) from prescribed thermal power change of surrounding FAs shows only slight change. Great asset of this calculation are the inner space coolant flow behavior and its parameters (i.e. bypass parameters) such as coolant mass flow and coolant temperature on inlets and outlets for central FA. Even with the mentioned uncertainties this CFD model gives great view on the behavior of bypass flow between FAs. The CFD model could be improved and used for future investigations in this field.

References

HIRSCH, Ch., 2007. *Numerical Computation of Internal and External Flows: The Fundamentals of Computational Fluid Dynamics.* Butterworth-Heinemann. 680 p. ISBN 9780750665940.

BATHE, K.J., 2014. *Finite Element Procedures.* Prentice Hall. 1065 p. ISBN 978-0-9790049-5-7.

VERSTEEG, H., MALALASEKERA, W., 2007. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method.* Prentice Hall. 520 p. ISBN 0131274988.

Acknowledgement

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No. APVV-14-0613, by Grant Agency VEGA, grant No. 1/0453/15.Authors are also grateful to the HPC Centre at the Slovak University of Technology in Bratislava, which is a part of the Slovak Infrastructure of High Performance Computing (SIVVP project, ITMS code 26230120002, funded by the European Regional Development Funds), for the computational time and resources made available.

Contact address:

doc. Ing. Vladimír Kutiš, PhD. Department of Applied Mechanics and Mechatronics Institute of Automotive Mechatronics Faculty of Electrical Engineering and Information Technology Slovak University of Technology in Bratislava Ilkovičova 3, 81219 Bratislava E-mail: <u>vladimir.kutis@stuba.sk</u>

STANOVENÍ KRITICKÉ VELIKOSTI KOROZNÍCH DŮLKŮ NA OBĚŽNÝCH LOPATKÁCH NÍZKOTLAKÝCH TĚLES

JAKUB MRŠTÍK

Výzkumný zkušební ústav Plzeň s.r.o., Tylova 1581/46, 30100 Plzeň

Abstract: The paper is aimed on the assessment of the critical size of corrosionerosion pits on the moving steam turbine blades from the view point of the development of fatigue failure. This critical size is evaluated using Kitagawa- Takahashi Diagrams. Significant part of this article is focused on problems, which had to be overcome, when the assessment is done in ANSYS Mechanical.

Keywords: corrosion pits, turbine blades, Kitagawa- Takahashi Diagrams

1 Úvod

Při haváriích lopatek dochází k nuceným prostojům tepelných i jaderných elektráren. Tyto prostoje mají velmi negativní dopad na hospodárnost jejich provozu. Příčinou až 50 % všech poškození a havárií lopatek, disků rotorů a menších součástí průtočné části NT dílů je hlavně korozní praskání pod napětím a korozní únava. Tato poškození se obvykle rozvíjejí z počátečních erozně-korozních důlků.

Tyto problémy byly do nedávna považovány za náhodný jev, který nelze systematicky ovlivnit. Na základě nového členství ČEZ a.s. v programu P65 v EPRI (od r. 2014) byl získán metodický postup umožňující vyhodnocování rozvoje únavové trhliny u oběžných lopatek nízkotlakých dílů parních turbín, kdy trhliny jsou iniciovány z korozních důlků na povrchu lopatek. Základem pro posouzení kritické velikosti korozního důlku je Kitagawův- Takahashiho diagram doplněný El Haddadovou křivkou (KTHD diagram).

V této práci je stručně popsána konstrukce oběžných lopatek, jejich statické a dynamické namáhání při provozu turbíny. Dále je uveden popis KTHD diagrmů a způsob stanovení kritické velikosti korozních důlků. Značná část práce je věnována problémům, které je nutné překonat, pokud se kritická velikost korozních důlků vyhodnocuje přímo v prostředí ANSYS Mechanical.

2 Konstrukce lopatek

Při provozu lopatek dochází k jejich kmitání. S tím je spojené cyklické namáhání, které má negativní dopad na životnost lopatky.

Ve snaze snížit amplitudu kmitání jsou lopatky konstruovány takovým způsobem, aby při provozu došlo ke svázání sousedních lopatek. Příklady takových řešení jsou zobrazeny na obrázku 1 a obrázku 2.

Na obrázku 1 je lopatka opatřena tzv. tie-bossem (uprostřed lopatky) a bandáží (na konci lopatky). Při chodu turbíny způsobí odstředivá síla rozkroucení lopatky, čímž dojde ke kontaktu sousedních lopatek. Tyto lopatky se pak vzájemně ovlivňují a výsledné kmitání je menší.



Obrázek 18 – Lopatka s tie-bossem (uprostřed lopatky) a bandáží (na konci lopatky).

Na obrázku 2 je zobrazen poněkud jednodušší způsob, na konci lopatky je vázací drát, díky kterému jsou lopatky vzájemně provázány. V dalším textu bude analyzována lopatka tohoto typu, postupy a závěry však lze použít na libovolný typ lopatek.



Obrázek 19 – Lopatka s vázacím drátem.

3 MKP výpočet

Jak bylo popsáno v předchozí kapitole, jednotlivé lopatky jsou vzájemně provázané a tudíž se při provozu ovlivňují. Ovšem počítat celý olopatkovaný disk by bylo časově a výpočetně extrémně náročné. Naštěstí lze využít tzv. cyklické symetrie, která umožňuje řešit pouze jednu lopatku.

Model lopatky je nutné nejprve upravit a rozřezat tak, aby v modelu existovaly plochy, které budou představovat sousední lopatky. Tyto plochy pak budou svázány pomocí podmínek cyklické symetrie. Tyto podmínky předepisují, že se výchylky na zmiňovaných plochách cyklicky opakují po obvodu celého olopatkovaného disku.

Při výpočtu je nutné stanovit statické a dynamické namáhání lopatky. Stanovení statického namáhání je poměrně snadné. Je způsobené odstředivými silami rotující lopatky. Při stanovení dynamického namáhání je nutné si uvědomit, že olopatkovaný disk může kmitat i jako celek. Ve výsledku pak tedy mohou vzniknout tzv. uzlové průměry, což jsou přímky, na nichž je kmitání minimální. Ukázka takových uzlových průměrů je na obrázku 3.



Obrázek 20 – Výchylky olopatkovaného disky pro 0, 1, 2 a 3 uzlové průměry.

4 Kritická velikost korozních důlků – teorie

Pokud bude známo statické a dynamické namáhání lopatky, charakteristiky použitého materiálu a případně další doplňující informace (třeba tvar korozního důlku), tak je možné stanovit kritickou velikost korozního důlku. U důlků, jejichž rozměry jsou větší než ona kritická velikost, existuje riziko růstu trhliny, menší důlky lze považovat za bezpečné.

Posouzení korozních důlků se děje na základě KTHD diagramu, jehož příklad je na obrázku 4. Obrázek byl převzatý z [2].



Obrázek 21 – Příklad KTHD diagramu [2]

KTHD diagram obsahuje tři linie: ① mez únavy hladkého vzorku, ② prahový součinitel intenzity napětí ΔK_{th} (ty dohromady tvoří Kitagavovu-Takahashiho křivku) a ③ El Haddadovu křivku (vzorec pro tuto křivku je uveden níže).

Křivky jsou materiálovými charakteristikami pro daný koeficient asymetrie cyklického napětí R. KTHD diagram lze rozdělit na tři oblasti : A – nad a napravo od ① a ② trhliny iniciované v důlku budou růst. B – pod ③ mohou trhliny v důlcích iniciovat, ale neporostou. C – mezi ① a ② a ③ je nejasná oblast, ve které se trhliny mohou (ale nemusí) rozvíjet.

Jako kritická velikost korozního důlku se uvažuje hodnota daná El Hadadovou křivkou. Pro stanovení této kritické velikosti je potřeba provést několik kroků:

Krok 1: Se známými hodnotami rozkmitu cyklického zatěžování $\Delta \sigma$ a středního napětí σ_m se vypočte koeficient asymetrie cyklu

$$R = \frac{\sigma_m - \frac{\Delta\sigma}{2}}{\sigma_m + \frac{\Delta\sigma}{2}} \tag{1}$$

Krok 2: Pomocí Gerberova vztahu se určí přípustná amplituda cyklického zatěžování σ_a při středním napětí σ_m . Rozkmit přípustného cyklického zatěžování při daném σ_m se potom spočte jako $\Delta \sigma_0 = 2\sigma_a$.

Gerber:
$$\sigma_a = \sigma_e \left(1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 \right)$$
 (2)

kde

 σ_{e} je mez únavy pro R = -1. σ_{u} je mez pevnosti.

Krok 3: Je potřeba znát rozkmit prahové hodnoty faktoru intenzity napětí ΔK_{th} pro několik hodnot R. Těmito body se následně proloží křivka, která umožní stanovit hodnotu ΔK_{th} pro libovolnou hodnotu R.

$$\Delta K_{th} = \text{fce}(\mathbf{R}) \tag{3}$$

Krok 4: Pro stanovení kritické velikosti důlku se použije El Hadadova křivka, která je dána vztahem

$$\Delta \sigma = \frac{\Delta K_{th}}{Y_{\sqrt{\pi(a_0 + a)}}} \tag{4}$$

kde

Y je geometrický faktor.

a je velikost důlku

 a_0 je vztažná velikost důlku. Tato vztažná velikost důlku je dána vztahem

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{Y \Delta \sigma_0} \right)^2 \tag{5}$$

Velikost důlku, který leží na El Hadadově křivce, označíme jako kritickou velikost a_{cr}, tedy

$$\Delta \sigma = \frac{\Delta K_{th}}{Y_{\sqrt{\pi}(a_0 + a_{cr})}} \tag{6}$$

z čehož plyne

$$a_{cr} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{Y \Delta \sigma}\right)^2 - a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{Y}\right)^2 \left(\frac{1}{\Delta \sigma^2} - \frac{1}{\Delta \sigma_0^2}\right)$$
(7)

5 Kritická velikost korozních důlků – úskalí při stanovení

Kritická velikost korozního důlku byla zobrazována v prostředí ANSYS Mechanical pomocí tzv. *User Defined Results*.

Byly použity dva přístupy. První z nich postupně prováděl jednotlivé kroky, které byly uvedeny v části 4. Pro zobrazení výsledné hodnoty a_{cr} tedy bylo nutné nagenerovat několik *User Defined Results*. Druhý přístup spočíval v tom, že se všechny kroky z části 4 vyjádří pomocí jednoho výrazu, který se pak použije v *User Defined Results*. Při tomto přístupu by tedy stačilo nagenerovat pouze jediný *User Defined Result*. Nutno podotknout, že zmiňovaný výraz byl opravdu dlouhý. Vyjádření křivky z rovnice (3) bylo poměrně složité a pravidla zadávání výrazů v *User Defined Results* si vynutila úpravu vzorce (7) a (2), takže se tam křivka z rovnice (3) vyskytla vícekrát.

Výsledky z obou přístupů jsou na obrázku 5. Na první pohled se může zdát, že jsou obrázky stejné. Rozložení výsledků vypadá stejně, maximální hodnota je také stejná. Pro praktické použití jsou však podstatné minimální hodnoty a zde se již oba přístupy liší! Je to zřejmé na škále a také na výsledné hodnotě v jednom konkétním místě, viz "vlaječky" s hodnotami. Ručním výpočtem bylo zjištěno, že správná je hodnota z prvního přístupu. Příčiny rozdílu nebyly zkoumány. Možná byl výraz v druhém přístupu příliš dlouhý, možná hrály roli zaokrouhlovací chyby, atp.



Obrázek 22 – Kritická velikost korozního důlku [m] určená postupnými kroky (vlevo) a pomocí jediného výrazu (vpravo).

Dalším problémem je barevná škála. Rozdíl maximální a minimální hodnoty je velký a bohužel nejdůležitější jsou právě minimální hodnoty. Pro ně bychom chtěli znát rozložení kritické velikost korozního důlku. I když je teoreticky možné nastavit hodnoty na škále libovolně, barevné zobrazení však již u extrémně malých hodnot není schopné toto nastavení reflektovat. To je patrné i na obrázku 5, kdy v místě u "vlaječek" by měla být tmavě modrá barva. Je tam však barva o jeden stupeň světlejší.

Problém s barevnou škálo byl vyřešen tak, že se pomocí dalšího *User Defined Results* omezily maximální hodnoty na 10 mm. Pak již rozdíl mezi maximální a minimální hodnotou na škále nebyl tak velký a barevné zobrazení fungovalo dle očekávání.

Výsledné rozložení kritické velikosti korozního důlku je zobrazeno na obrázku 6. Na rozdíl od obrázku 5 jsou zde hodnoty vyneseny v milimetrech.



Obrázek 23 – Kritická velikost korozního důlku [mm]. Maximální hodnoty byly omezeny na 10 mm.

Na obrázku 7 je výpis z okna *Graphics Annotations*, ze kterého je zřejmé, že "vlaječky" na obrázcích 5 a 6 jsou skutečně umístěny na stejné pozici. První dva řádky mají jednotky [m], třetí řádek je v jednotkách [mm].

Graphics Annotations									
Туре	Value	Unit	Location X	Location Y	Location Z				
Result	4,0292e-004		33.855639	-29.034464	864.724915				
Result	4,1151e-004		33.855639	-29.034464	864.724915				
Result	0,40292		33.855639	-29.034464	864.724915				

Obrázek 24 – Hodnoty a lokalizace "vlaječek" z obrázků 5 a 6.

6 Závěr

V této práci je stručně popsána konstrukce oběžných lopatek, jejich statické a dynamické namáhání při provozu turbíny. Je zmíněn postup, díky kterému je možné počítat vzájemně vázané lopatky. Dále je uveden popis KTHD diagramů a způsob stanovení kritické velikosti korozních důlků.

Při vyhodnocování kritické velikosti korozních důlků v prostředí ANSYS Mechanical je potřeba překonat několik problémů. V příspěvku je uveden způsob jejich řešení.

Literatura

[1] Program on Technology Inovation: Development of a Corrosion-Fatigue Prediction Methodology for Steam Turbine Blades: AISI 403/410 (12%Cr) and 17-4PH Blade Steels. EPRI, Palo Alto, CA: 2013. 10256208.

[2] Program on Technology Innovation: Development of a Corrosion-Fatigue Prediction Methodology for Steam Turbine Blades: AISI 403/410 (12%Cr) and 17-4PH Blade Steels. EPRI, Palo Alto, CA: 2015. 3002005107.

Poděkování

Tato práce vznikla za finanční podpory projektu VaV ČEZ, a.s. "Turbíny - vývoj metodiky kontroly lopatek s využitím informací z EPRI".

Kontaktní adresa:

Mgr. Jakub Mrštík Výzkumný zkušební ústav Plzeň s.r.o., Tylova 1581/46, 30100 Plzeň

TRANSIENT COOLANT MIXING AND STRUCTURAL SIMULATION OF A SMALL-LOCA EVENT IN A VVER-440 REACTOR

GABRIEL GÁLIK, VLADIMIR KUTIŠ, JAKUB JAKUBEC, JURAJ PAULECH

Institute of Automobile Mechatronics, Faculty of Electrical Engineering and Information Technology, Slovak University of Technology in Bratislava Ilkovičova 3, 812 19 Bratislava

Abstract: This article describes a simulation methodology and process for Pressure thermal shock events. Pressure thermal shock phenomenon within a reactor pressure vessel is explained as a result of a small-break loss of coolant accident. The SB-LOCA transient is modeled using a transient Thermo hydraulic CFD simulation. The resulting transient temperature and pressure values are then transferred to a structural analysis, where the loading state of the reactor pressure vessel is evaluated.

Keywords: LOCA, FEM, PTS, Mechanics, Thermo-hydraulics

1 Introduction

The reactor pressure vessel is considered the most reliable component of pressurised water reactors. The target of concurrent research is the extension of operating life of existing power plants end their components. The condition of the reactor pressure vessel is a major limiting factor for the operating life of a power plant. The pressure vessel is exposed to thermo-hydraulic transients and the embrittlement effect caused by hard radiation. The coupled impact of these effects increases the risk of structural damage to the pressure vessel during high transients by pressure thermal shock (PTS). Thermal shock damage within solid materials represents high risk of structural weakening or in severe cases total structural failure and its elimination represents a significant engineering challenge.

2 Pressure thermal shock phenomenon

Loss of coolant accidents create highly transient processes within the reactor pressure vessel. The two properties that influence the vessel wall are pressure and temperature, both experience rapid changes during a thermo-hydraulic transient (Apanasevich, 2014). This makes it necessary to perform a time transient thermo-hydraulic analysis to be able to capture the dynamic loading of the RPV in sufficient quality. Given the unstable and non symmetrical nature of the coolant flow, the analysis must also include a model without symmetrical reductions that describes the RPV and the governing coolant flow characteristics within (Quang, Ferrara 2008).

3 Transient CFD Analysis

As described above, a transient thermo-hydraulic analysis is necessary to capture the dynamic loading of the RPV during a Small LOCA event. The transient thermohydraulic simulation was set up to calculate coolant flow and mixing in the fluid domain and to calculate heat transfer at the RPV inner wall and the temperature field within its solid domain.

3.1 Computational model

The CFD model represents the fluid domain within the RPV and the solid domain of the RPV itself. Although, the RPV and fluid layers directly in contact with it are modelled in detail, internal structures and components have been significantly simplified. The larger structural components (i.e. reactor shaft, core barrel, reactor bottom etc.) are not directly modelled, only their shape is defined in the fluid domain. The structure of more complex components (i.e. fuel assemblies, perforations of reactor shaft and bottom etc.) were described as parameters of porous regions. The fully assembled model is shown in Image1.



Image25- Fully assembled CFD model.

3.2 Analysis setup and Boundary conditions

The transient analysis simulates the initiation of high pressure coolant injection into the primary circuit cold leg. In the beginning of the simulation, the primary circuit is in nominal operational state. Water is pumped through the cold leg into the downcomer region by the main circulatory pump. Cold water injection is initiated by the decrease in pressure at the beginning of the simulation caused by a small break LOCA. Total simulated time 1700s. Specific parameters of the SB-LOCA case:

- Initial condition is standard operating state
- Break of \$\phi20mm located in Loop 1 (outside of the modeled domains)
- All other Loops are considered undamaged
- Single HPI pump active on CL 2
- Main circulatory pumps and core shut down at t=0 s
- No phase change (water-steam) during event, no water level decrease in RPV

Boundary conditions were set up based on the specific case parameters and based on data acquired from a system level thermo-hydraulic analysis:

- On undamaged loops (e.g. 2,3,4,5,6) inlet mass flows on CL equal the outlet mass flow on HL and are specified based on data
- CL1 defined as pressure inlet (provides pressure information and also represents the leak), HL1 set up as mass flow from data
- Inlet temperatures on all CLs defined based on data
- Core remnant power defined from data



Image2 shows the location of individual Boundary conditions.

Image2- Boundary condition locations.

3.3 Results of Transient CFD

The above described analysis was solved in Ansys CFX on a High performance computing (HPC) cluster. The total solution time for the 1700s transient took 7days and 14 hours to solve. The final solution contains 270GBs of data. As such a large database cannot be fully included in this article, the following figures represent some of the most relevant data.



Image3– Temperature distribution of RPV.

Image3 shows the overtime development and change in the temperature distribution of the RPV wall inner surface. Fluid flow and mixing creates a strip cooling effect, the RPV is cooled in a long thin strip under the nozzle. Results show that this strip is also unstable and has a slight oscillation.



Image 4 shows the overtime development of inlet coolant temperatures on all six cold legs of the reactor. These inlet temperatures are given as parameters of the inlet boundary condition. The individual data series copy their values from the source data, which explains the discontinuous steps shown in Image 4.



Outlet Nozzle Temperature

Image 5 shows the overtime development of outlet coolant temperatures on all six hot legs of the reactor. These outlet temperatures represent the coolant temperature as a result of coolant mixing and heating within the reactor.

4 Structural Analysis

As shown in the previous chapter, coolant mixing during the SB-LOCA event creates highly non-uniform tempereture fields within the reactor pressure vessel. Therefore, a structural analysis is required to evaluate the severity of the loading forces within the RPV. As the SB-LOCA transient is characterised by relatively slow pressure and temperature changes compared to the dynamic properties of the RPV, the Structural Analysis can be performed as a static structural problem.

4.1 Computational model

The structural model represents the volume and shape of the Reactor Pressure Vessel. However, the RPV model contains some significant simplifications: - Reactor Head and Closure Flange modelled as a single part together with the RPV. The model omits the effects of bolt pretension and the friction between their contact surfaces.

- The Austenitic cladding layer is not represented, it was modelled as if made from the same Bulk material. No significant difference between the relevant Material properties to merit the additional computational resources required to model the Austenitic layer.

- Material properties describing the 15Cr2MoV Steel, represent the properties of the bulk material after RPV manufacturing. The material properties do not include the effects of chemical and radiation exposure after long term operation. (These properties were unavailable in sufficient detail)

- The model does not include weld lines or residual stresses from welding.

Image5-- Averaged coolant temperature in Hot Legs

- Reaction forces from pipelines are not included in the loading. The RPV is the only "fixed" component in the primary circuit, other components in the individual coolant loops (i.e. Steam Generators, Main coolant pumps etc.) are all mounted on flexible supports to allow the free thermal expansion of pipelines. Therefore, their reaction forces were considered negligible.

Because the model does not contain the whole primary circuit, only the RPV is represented, multiple boundary conditions have to be applied to correctly support and prevent the rigid movement of the RPV. Boundary conditions are shown in Image6.



Image6 - Boundary conditions and imported loads

Image 6 shows all the applied boundary conditions and imported loads for the structural analysis:

A - RPV seating lip - Defined as Displacement BC where vertival DOF has been set to zero

B - Outer surface of the RPV seating lip - Defined as Elastic Support, implemented to prevent sideways rigid motion, but it allows thermal expansion without significant interference. The elasticity represents the friction of the RPV seating surfaces.

 ${\bf C}$ - Internal surfaces of RPV - Imported Pressure loads from the Transient Thermo hydraulic analysis

D - RPV volume - Imported Temperature Distribution from Transient CFD analysis, CHT solid domain RPV.

The static Structural analysis was set up with the above mentioned boundary conditions and loads, where the loads were imported for a single time index of the transient CFD results. The static structural analysis is used to calculate the state of the RPV for a given loading time index, imported from the transient CFD results.

4.2 Results of Structural analysis

The structural analysis was performed for a chosen time index o t=206.947s. At this time index HPI of cold coolant is already active and coolant mixing created stripe cooling is at its beginning. Image 7 shows the imported temperature sdistribution for the given time index, where the beginning of stripe cooling below CL2 is clearly wisible.



Image7 - Imported body temperature, Elastic strain, Equivalent stress on the internal surface of RPV (Time= 206.947s; Viewpoint: Internal surface, axial view of Cold leg 2)

Image 7 also shows the calculated Elastic strain and Equivalent Strain for the given loading state at time t=206.947, as is evident from these results, the highest stress is located just below the cold leg nozzle. This local stress distribution is shown in greater detail in Image 8.



Image8 - Local equivalent stress distribution at CL2 inner wall surface

The highest stress region is located at CL2 with a value of 346.76 MPa. Although, the calculated stress values are relatively high, it is still within the elastic region of the

modelled material with a Yield Strenght of 395MPa at 350°C. However, all surfaces were modelled as perfectly smooth, whereas surface irregularities or cracks could create stress singularities.

5 Conclusion

As the results show the SB-LOCA event causes strip cooling of the RPV as expected. However, the cooling strip was shown to be unstable and to oscillate over time. This oscillation could result in cyclical loading of the RPV wall and its fractures (Wang, Carta). Continued investigation into the cause of this instability and into its effects is needed.

The high stress values calculated during the static structural analysis present an incentive to perform a fracture mechanics study to determine the loading intensity of possible initialisation fractures in the RPV. A transient structural analysis is also planned as the continuation of this study with the aim of determining the frequencies and amplitudes of the cyclic fracture loading to provide data for statistical fatigue analyses.

References

APANASEVICH P., COSTE P., NIČENO B., HEIB C., LUCAS D.: Comparison of CFD simulations on two-phase Pressurized Thermal Shock scenarios. Nuclear Engineering and Desing Vol. 266, 2014, Pages 112-128

QUIAN G., NIFFENEGGER M.: Integrity analysis of a reactor pressure vessel subjected to pressurized thermal shocks by considering constraint effect. Engineering Fracture Mechanics Vol. 112-113, Pages 14-25

FERRARA P., ARANEO D., MORETTI F., D'AURIA: Development of a Finite Element Model of ATUCHA II NPP Reactor Pressure Vessel for Pressurized Thermal Shock Analysis, Nuclear Energy For New Europe 2008, Pages 702.1-702.10

WANG YANLONG, LIANG SHUHUA, XIAO PENG, ZOU JUNTAO: Experimental and simulation analysis of thermal shock with rapid heating followed by water quenching for CuW70 alloys. Rare Metal Materials and Engineering Vol. 41, No. 3

CARTA G., JONES I.S., BRUN M., MOVCHAN N.V., MOVCHAN A.B.: Crack propagation induced by thermal shocks in structured media. International Journal of Solids and Structures Vol. 50, 2725-273

Acknowledgement

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No. APVV-14-0613, by Grant Agency VEGA, grant No. 1/0453/15.Authors are also grateful to the HPC Centre at the Slovak University of Technology in Bratislava, which is a part of the Slovak Infrastructure of High Performance Computing (SIVVP project, ITMS code 26230120002, funded by the European Regional Development Funds), for the computational time and resources made available.

Contact address:

Ing. Gabriel Gálik

Institute of Automobile Mechatronics, Faculty of Electrical Engineering and Information Technology, Slovak University of Technology in Bratislava, Ilkovičova 3, 812 19 Bratislava

ANALÝZA VPLYVU TVAROV DEFEKTOV NA NAPÄTOSŤ DREVENÝCH NOSNÍKOV

OĽGA IVÁNKOVÁ, JANKA KOVÁČIKOVÁ, DUŠAN DROBNÝ

Katedra stavebnej mechaniky, SvF STU Bratislava Samsung Electronics Slovakia, Galanta

Abstract: The main topic of this paper is finite element analysis of 4-point loaded glulam beams which contain different types of flaws. There were modeled four types of beams. First type was the beam without a flaw, second was the beam with a central crack in the middle of span located at the bottom edge of the beam, third model of beams contained also the central crack but this crack was located 20 mm above the edge and the last model contained a hole in the middle of the span as simulation of a knot. These models were performed and analyzed in ANSYS. Task was considered as two dimensional. There were compared values of stress in different types of beam's models.

Keywords: gluam beams, flaws; stress analysis; Finite Element Method (FEM)

1 Úvod

Drevo je prírodný materiál, ktorý obsahuje imperfekcie, no zároveň je to jeden z najzaujímavejších stavebných materiálov s množstvom pozitívnych vlastností. Množstvo jeho pozitív zatieňuje jeho negatíva, preto je dôležité o jeho správaní sa vedieť čo najviac. Žiaden iný stavebný materiál nemá taký prínos pre životné prostredie ako drevo. Nejedná len o jeden z najpoužívanejších stavebných materiálov, ale aj materiál, ktorý je vďaka jeho vlastnostiam možné používať aj v iných odvetviach. V súčasnosti už nemáme len surové drevo získané priamo z lesa, ale stretávame sa aj s vysokokvalitnými drevoplastmi, vystuženými drevom, vysokokvalitne spracovanými drevnými surovinami, a to vďaka efektivite, užitočnosti, trvanlivosti a vlastnostiam tohto jedinečného materiálu.

V poslednej dekáde sa koncept takzvaných "zelených budov" dostal do popredia. Je to pravdepodobne spôsobené tým, že ľudia si uvedomujú enviromantálny potenciál dreva a jeho výhody oproti iným stavebným materiálom. Hlavná myšlienka zelených budov je zníženie spotreby energie a k výstavbe pristupovať ekologicky, a to aj prostredníctvom výberu vhodného konštrukčného materiálu. Dá sa tvrdiť, že najvhodnejší materiál pre tento typ výstavby je drevo. Jedná sa o jediný stavebný materiál, ktorý za predpokladu stáleho vysádzania, budeme mať dostupný stále. (POŽGAJ, A., CHOVANEC, D., KURJATKO, S., BABIAK, B., 1997), (Wood Handbook, 2010).

V tomto príspevku sme sa zamerali na riešenie lepených drevených nosníkov aj s chybami, ktoré môžu v realite obsahovať. Je síce pravda, že drevo má množstvo výhod, ale vieme povedať, že nikdy nebudeme schopný surové drevo vyprodukovať bez imperfekcií. Pre tieto a mnoho iných dôvodov je potrebné zaoberať sa problémami, ktoré tieto nedokonalosti spôsobujú, ako vplývajú na jeho vlastnosti a správanie sa. Kedy je imperfekcia ešte prijateľná a kedy už nie. Preto si v tomto príspevku kladieme otázku, ako ovplyvní tvar defektu veľkosť napätí v okolí defektu. (HALLER, P., GUSTAFSSON, P.J, 1998.), (AICHER, S., 1996).

2 Modelovanie drevených nosníkov

V príspevku sme sa zamerali na analýzu vplyvu tvaru defektu na veľkosť napätí na nosníku. Ide o 2-D úlohu riešenú v programe ANSYS. Konkrétne sa jedná o 4-bodovo zaťažené nosníky. Prvý model je nosník bez trhliny, druhý model je nosník s trhlinou v strede rozpätia, ktorá bola umiestnená na spodnej hrane, tretí obsahuje trhlinu v strede

nosníka, ktorá je posunutá od spodného okraja o 20 mm a posledný nosník má namodelovaný kruhový otvor v strede nosníka ako simuláciu hrče. Presná geometria modelov je uvedená na Obr. 1.



Obr. 1. Geometria riešených nosníkov:

a) model bez defektu; b) model s trhlinou v strede rozpätia na spodnom okraji; c) model s trhlinou v strede rozpätia; d) model s kruhovým otvorom v strede rozpätia

Materiál nosníkov je drevo. Uvažovali sme 12 materiálových charakteristík, ktoré sú v Tab.1. Jedná sa o ich štatistické hodnoty, ktoré sú uvedené v tabuľkách podľa triedy dreva. Keďže ide o lepené lamelované nosníky, môžeme im pripísať trasvenzálnoaxialálnu anizotropiu. O takýchto nosníkoch môžeme hovoriť, že sa správajú priečne izotropne, nakoľko v smere osi x a v smere osi y (kolmo na vlákna, v našom prípade z a x), sú ich mechanické vlastnosti takmer rovnaké (POŽGAJ, A., CHOVANEC, D., KURJATKO, S., BABIAK, B., 1997). A z tohto dôvodu, aj v našom prípade platí:

$$E_{y} = E_{z}, v_{xy} = v_{yx} = v_{yz} = v_{zy}, G_{xy} = G_{xz}.$$
 (1)

Preto bola úloha mohla byť riešená ako 2-D.

Tab.1. Uvažované mechanické vlastnosti dreva
--

Moduly pružnosti		Poisonovo číslo			Moduly pružnosti v šmyku			
E_x	E_y	E_z	$v_{xy} = v_{yx}$	$v_{yz} = v_{zy}$	$v_{zx} = v_{xz}$	G_{xy}	G_{yz}	G_{xz}
[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
11600	539	539	0,5	0,5	0,02	532	59	532

Všetky riešené nosníky boli modelované v programe ANSYS. Na vytvorenie modelu boli použité 2–D elementy PLANE183, ktoré majú 6 alebo 8 uzlov, pričom umožňujú štvrtinový posun stredných bodov. Vďaka ich vlastnostiam sú vhodné na riešenie nášho problému (ANSYS Inc.).



Obr.2 Element PLANE 183



a) bez defektu, b) s trhlinou na okraji, c) s trhlinou v nosníku, d) s kruhovým otvorom v nosníku Obr. 3. Priebeh napätí σ_x





3 Napätosť v miestach defektu a jej analýza

Simuláciou nosníkov v programe ANSYS sme získali výsledky napätí na nosníkoch a v príslušných rezoch, ktoré boli zvolené tak, aby sme zistili napätia v miestach defektu. K týmto výsledkom patria aj priebehy napätí σ_x , ktoré sú uvedené na obrázku 3, pre všetky riešené prípady. Ide o napätia v reze 1 (pozri Obr. 1). Ďalej sú uvedené priebehy napätí σ_y . (Obr. 4). Na Obr. 5a je porovnanie napätí σ_x v strede rozpätia nosníka a tiež napätia σ_y (Obr. 5b) v tom istom priereze.



Obr. 5. Porovnanie napätí σ_x a σ_v pre všetky varianty modelov v reze podľa Obr.1



b) s trhlinou pri spodnom okraji c) s trhlinou v nosníku d) s kruhovým otvorom v nosníku Obr.6 Priebeh napätí σ_x v okolí defektu

4 Diskusia

Napätie v reze 1 na Obr. 3a, 4a je približne rovnaké ako podľa technickej teórie pružnosti. Hodnota napätia σ_{x} = 12,6 Mpa (Obr.3a), v tomto prípade zodpovedá skutočnosti. Čo sa týka napätí kolmých na vlákna (Obr. 4a), tieto sú veľmi malé, mali by byť nulové, čo vyplýva zo symetrie úlohy. Nepresnosti v reze vznikli tvorbou siete. Môžeme skonštatovať, že pre nosník bez defektu sme dostali výsledky ktoré zodpovedajú skutočnosti.

Výsledkom pre druhý model, ktorému sme sa v príspevku venovali, teda nosník s trhlinou v strede rozpätia na okraji nosníka, sa budeme venovať v tomto odseku. Trhlina bola namodelovaná v strede nosníka, bola dlhá 20mm a široká 10 mm. Na Obr. 3b sú uvedené hodnoty napätia v smere rovnobežnom s vláknami ich priebeh a hodnoty vyzerajú logicky a mohli by odpovedať realite. Problém, nám ale vzniká na hornom okraji, kde by podľa skutočnosti mala byť jeho hodnota nulová, v zmysle okrajovej podmienky. Nám, ale vychádza tlaková hodnota. Jedná sa o numerickú nepresnosť pri tvorbe sieti. Rovnako priebehy napätí σ_v (Obr. 4b) vyzerajú logicky.

Ďalej si rozoberieme výsledky pre tretí variant nosníkov. Tento model mal trhlinu umiestnenú v strede rozpätia, ale táto bola posunutá 20 mm od okraje vyššie. Trhlina mala dĺžku 20mm a šírku 10mm (problém napr. nezlepením dvoch lamiel). Priebeh a hodnoty napätí môžu zodpovedať realite (Obr. 3c, 4c).

Pre nosník s kruhovým otvorom v strede rozpätia, ktorý mal priemer 20 mm a bol od spodného okraja posunutý tiež o 20mm, môžeme konštatovať podobné závery ako pre predchádzajúce prípady. A teda, že výsledky, ktoré sme získali zodpovedajú realite a sú logické (Obr. 3d, 4d). Jediné čomu musíme venovať v budúcnosti väčšiu pozornosť je rozdiel medzi napätiami pri hornom a dolnom okraji otvoru (Obr. 3d, 4d). Je to pravdepodobne dôsledok tvorby siete konečných prvkov.

Na Obr. 5a je porovnanie napätí σ_x v strede rozpätia nosníka a tiež napätia σ_y (Obr. 5b) v tom istom priereze. Z grafov na obrázkoch jasne vyplýva, že najnebezpečnejší defekt pre ohybovo namáhané nosníky je trhlina na okraji nosníka v strede jeho rozpätia. Ďalej je to trhlina posunutá o 20 mm a nosník s kruhovým otvorom v strede rozpätia. Táto postupnosť potvrdzuje náš predpoklad. Po aplikácii zaťaženia na nosník s trhlinou na okraji, táto sa okamžite začne roztvárať v najnepriaznivejšom mieste, v mieste maximálnych hodnôt ohybu. Teda nič jej nebráni v jej šírení a tento model je teda najnebezpečnejší, čo sa týka rýchlosti šírenia sa trhliny a kolapsu konštrukcie. Napätia sa koncentrujú v koreni trhliny, čo spôsobí jej rýchle šírenie. Pre nosníky s trhlinou posunutou

od 20 mm od okraja platí, že špičkové napätia sa koncentrujú v spodnom aj hornom koreni trhliny, a teda si energiu, ktorá tam vzniká rozdeľujú. Preto sú napätia aj rýchlosť šírenia trhliny menšie ako v predchádzajúcom prípade. Posledný prípad, kruhový otvor v nosníku, ukazuje výhodu tohto tvaru defektu. V okolí kruhového otvoru dochádza k prerozdeleniu napätia po jeho okraji s koncentráciami na hornom aj spodnom okraji, ale otvor po stranách je namáhaný viac ťahovo a veľkosti tlakových napätí sú menšie ako v predchádzajúcich prípadoch.

Na dokreslenie predstavy na Obr.6 je vykreslený priebeh napätí σ_x . v okolí poruchy, a to: Obr. 6b s trhlinou pri spodnom okraji, Obr. 6c s trhlinou v nosníku, Obr. 6d s kruhovým otvorom v nosníku.

5 Modelovanie nosníkov s výstužnými uhlíkovými vláknami

Pri riešení úloh drevených lepených nosníkov sme sa venovali aj modelovaniu drevených lepených nosníkov s uhlíkovými vláknami. Model nosníka bol namodelovaný ako 3D-úloha priestorovým variantom MKP v programe Ansys. Axonometria a pohľad na model so zaťažením a okrajovými podmienkami (podporami) je na Obr.7. Uvažovali sme 12 materiálových charakteristík, ktoré sú uvedené v Tab.1.

Táto numerická priestorová analýza nám poslúžila na parametrickú študiu materiálových charakteristík a pre prípravu experimentov na nosníkoch v laboratóriu.



a) Axonometria



b) Pohľad na nosník Obr.7 Model nosníka v programe Ansys



Pri tvorbe modelu pre priestorovú analýzu boli použité:

- pre drevené lepené nosníky: elementy typu SOLID 45 (Obr.7)
- pre uhlíkové lamely: elementy typu SHEEL 43 (Obr.8)

Pre nastavenie experimentálnych zariadení nam poslúžili najmä hodnoty a priebehy napätí σ_x napr. v rezoch, ktoré sú v strede na nosníku:

- bez lamiel (Obr. 10)
- s lamelou pri spodnom okraji (Obr. 11)



Obr.11 Priebeh napätia σ_x v reze v strede pre nosník lamelou pri spodnom okraji

Na Obr. 12 je skúšobné zariadenie s lamelovým nosníkom. Nosníky boli zaťažené až do porušenia. Na Obr.13 je typické porušenie lepeného nosníka.



Obr.12 Experimentálna analýza lepených nosníkov



Obr.13 Typické porušenie lepeného lamelové nosníka

6 Záver

Záverom môžeme konštatovať, že naše predpoklady numerickej analýzy sa naplnili, ale potrebné je venovať pozornosť tvorbe a rozdeleniu siete konečných prvkov v okolí defektov. Zvážiť aj iné typy defektov, geometrie nosníkov a venovať sa aj iným iným spôsobom modelovania.

Poďakovanie

Tento príspevok bol vypracovaný za pomoci projektu VEGA 1/0544/15.

Literatúra

POŽGAJ, A., CHOVANEC, D., KURJATKO, S., BABIAK, B., 1997. *Štruktúra a vlastnosti dreva.* Príroda, str. 485, ISBN 8007009604

Wood Handbook, 2010. *Wood as an Engineering Material.* Forest Products Laboratory, United States Department of Agriculture Forest Service, Madison, Wisconsin

HALLER, P., GUSTAFSSON, P.J, 1998. *An Overview of Fracture Mechanics Concepts*. Division of Structural Mechanics, Lund University, Box 118, SE-221 00 Lund, Sweden, 16 pages

AICHER, S., 1996. Stress Intensity Factor Approach. Department of Wood and Timber Engineering, FMP A - Otto-Graf-Institute, Pfaffenwaldri~g 4, D-70569 Stuttgart, Germany, 1-31 pages

ANSYS Inc., PDF Dokumentation for Relase 11

Kontaktná adresa:

Doc. Ing. Oľga Ivánková, KSM, SvF STU Bratislava, Radlinského 11, 810 05 Bratislava, olga.ivankova@stuba.sk

PROBABILISTIC ANALYSIS OF THE MACHINE VIBRATION IMPACT TO THE STRUCTURE SAFETY AND HUMAN COMFORT BASED ON EXPERIMENTAL MEASUREMENTS

JURAJ KRÁLIK, JURAJ KRÁLIK, JR.

Abstract: This paper describes the sensitivity analysis of concrete frame and paper machine interaction. The influences of the paper machine vibration after innovation of technology was monitored experimentally. On the base of the experimental results the calculation FEM model was verified. The dynamic response of the frame structure was calculated for harmonic vibration used the measured seismic load from the performance of technology. The uncertainties of the loads level, the material properties and other influences following the inaccuracy of the calculated model and numerical methods were taken into account in the RSM method. The relation between input and output data is defined by approximation function. The impact of the paper machine vibrations to the structure safety and human comfort are considered.

Keywords: ANSYS, Machine Vibration, Probability, Safety, Human Comfort, FEM, RSM.

1 Introduction

The paper presents solutions of the problems that have arisen after installing a new technology of a higher-end paper machine into the original factory building. After the start of the operation, there were problems with the interaction of the machine with the load-bearing structure, which threatened both the load-bearing structure and the impact on the human comfort of the person working in the hall.



Image 26 – The older building of the production hall of SCP Ružomberok

Due to the problems of interaction between the paper machine and the existing industrial hall structure, it was necessary to experimentally measure these effects and to modified a computational model and analyse the effect of interaction on the structures and human comfort of the workers, and to propose of the reconstruction of the existing structure or design of dampers to maximally eliminate the effects of machine and structure interaction.

On base of the problems with the paper machine and hall structure interaction, it was necessary to analyse the effect of the dynamic interaction by the experimental measurements of the vibrations of the stool-technology-hall system in order to eliminate the adverse resonant effects of the proposed technology on the hall structure. The reconstruction work involved the exchange of part of the technology in the screen, winding and upstream part of the machine. The design solution has been implemented in such a way that the frame itself under the paper machine stand is not separated from the building's structure, thus rendering the dynamic effects of the technology impractical to the structure.



Image 2 – The section of the hall frame

The supporting structure of the hall consists of a reinforced concrete frame with a masonry walls. The individual floors of one hall section are reinforced with monolithic concrete plates with grid beams. The section of the reinforced concrete columns is 45/70cm, the frame modulus is 9-4.5-4.5-6 m in frame plane and 6m in perpendicular direction. The machine is placed at level 5.65m. The bottom/top levels of the columns are at -0.25/18.23m.

The following experimental and numerical analyses were carried out on the basis of the need to review the concept of construction work on the given object:

- Experimental testing and evaluation of the dynamic interaction of the interaction system in all holding states of the paper machine,
- Numerical Analysis of the Problem of Interaction with the Present State Given Designed Machine Parameters.

As part of the experimental work, it was about mapping the entire reinforced concrete structure of the building in terms of determining vibration levels at individual points at 3 to 4 different speeds of paper movement under existing technology. By linear extrapolation of the obtained experimental results, the characteristics for the projected
paper movement (up to 700m / min) were determined. The coincidence of the drive and resonant frequencies of the projected paper speed increase was determined.

As part of the numerical analysis, it was necessary to make a complete dynamic calculation of the spatial system, a modal analysis considering the interaction of the substructure-construction-technology. The input data used (physical characteristics of the supporting structure and soils, frequency characteristics of the technology ...) were obtained experimentally.

2 Design criteria of the structure reliability and human comfort

From the point of view of the Eurocodes Recommendations (EN1990,2002, Handbook 2, 2005, Králik, J., 2009) and national standards (STN 730031, 1988, STN 730036, 1997, STN ISO 2631 -1 and 2 ,1999), the designer has to assess the effects of machine vibrations on the following effects:

- Impact of machine vibrations on building construction
- Influence of vibrations on man and on operation (mechanical, acoustic and optical)
- Impact of Machine Vibration on Machinery (manufacturer's recommendations and limitations)

Based on the assessment of all impacts, the following criteria [6] are required:

- Criteria for the limit state of load-bearing capacity and usability of structures (ENV 1990)
- Physiological criteria (ISO2631-1, 2)
- Operational performance criteria (manufacturer's requirements)

In STN 730036, the categorization of structures in terms of criteria for the 1st limit state is made on the basis of values of effective oscillation velocity depending on the resistance class and the significance of the object. Reinforced concrete structures of industrial buildings are classified in the resistance class E and the significance class II (Table 1).

		Effective vibration velocity [mms ']									
Class of		Cla	ss of the c	object sign	ificance (S	STN 73 00	31)		For all	classes	
the object	l	J			l	I	I	II			
16313101106	No	Yes	No	Yes	No	Yes	No	Yes	Failure	5%	
	Required	Required	Required	Required	Required	Required	Required	Required	start	Failure	
A	0.2	0.6	0.6	1.8	0.8	2.2	1.2	3.6	4.5	7.0	
В	0.4	1.6	1.0	3.6	1.4	4.0	2.0	6.0	9.0	14	
С	0.95	3.8	1.8	5.0	2.4	6.8	3.0	9.0	25	50	
D	1.1	4.5	2.4	7.0	2.8	9.0	4.0	12.0	40	80	
E	1.6	5.0	3.0	10.0	4.0	15.0	6.0	20	60	100	
F	2.0	7.0	4.0	14.0	6.0	17.0	8.0	25	70	120	

Table 3 (Classification of res	ponse according to	the effective	vibration	velocity	STN 730036
			ومراجعه فالمسترام والمسترا	- : • · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	1	

Table 2 Range of the correlation factors of the vibration influence to the human (ISO2631-1, 2)

Locality	Time	Continual and discontinual vibrations ²⁾	Temporary vibration
Critical work spaces, operation hales, special laboratory	Day Night	1	1 ^{2) 3)}
Residential room	Day	2 to 4 ⁴⁾	30 to 90 ^{4) 5) 6) 7)}

	Night	1,4	1,4 to 20
Office	Day Night	4 ⁶⁾	60 to 128 ⁸⁾
Workshop ⁸⁾	Day Night	8 ^{8) 10)}	90 to 128 ^{8) 10)}

The vibration of the structures can affect to the human comfort on dependency on the intensity and frequency. The long-time and the repeated vibrations in the buildings can influenced to the quality of the human live.

The requirements of the design of the human comfort and its protection are defined in the standards STN ISO 2631-1 and 2. The standards define the criterions of the human comforts from the point of the interrupted and common vibrations.



Image 3 – The nomogram with the limit values of the peak and effective velocity (ISO 2631-1, 2)

The criterions of the quality of the vibration influences to the human comfort are not defined only in dependency on the intensity of vibrations but from the point of view of the functionality of the building rooms and the frequency and the time period of the vibration action to the human. The range of the correlation factors of the vibration influence to the human are described in the table 2. The type of the diagrams defined in the table 2 is used to the design of the influence the vibrations on human comfort (ISO 2631-1, 2).

3 Experimental modal analysis

In order to check the dynamic properties of the structure, it was necessary to measure the vibration response in the critical places (Držík, M. et al., 1993). A measuring system was used, the basic element of which was the piezoelectric accelerometer KD 35 and KD 22. Their signal was led to the integrating RFT 00OLS amplifier and after amplification to both the Tesla EMM 140 and the TRACE 860SA digital oscilloscope. Both devices enable signal recording, analogue tape recorder, digital oscilloscope. Signal processing was performed on the PC AT 486, where the records were transferred via the RS 232C interface (the oscilloscope simultaneously as an A/D converter). For the analysis of the data obtained, special software was used, which allows the evaluation of frequency spectra, spectral power density, signal integration and derivation, digital filtration and

smoothing of the signal. Vibration acceleration rates and values were measured at five locations (Držík, M. et al. 1993):

- on the main beam by the operator at the same site but
- on the outside of the building
- on the floor in the center of the monolithic slab
- on the operator's side
- on the floor at the control floor
- on the floor
- on the drive side where the highest vibration level was measured

From the number of vibration spectra evaluated, it was possible to see the different frequencies of individual frequencies from place to location. By processing multiple records, it was possible to identify the dominant custom frequencies of the building structure (Image 4).



 a) Accelerations at floor in time
 b) Acceleration spectrum at floor
 Image 4 – Evaluation of the experimental acceleration record on the bottom of cylinder drive motor (Držík, M. et al., 1993)

4 Numerical analysis

Within the numerical analysis of the soil-structure-technology interaction system, it was necessary to prove that the stool under the paper machine meets the criteria set by the manufacturer and, on the other hand, the load-bearing structure is capable of transferring the dynamic load caused by the technology.

The dynamic calculation of the system consisted of:

- modal analysis
- dynamic analysis of the response to harmonic oscillation

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{F}$$

(1)

where **M**, **C**, **K** are the mass, damping and stiffness matrices, $\ddot{\mathbf{u}}$, $\dot{\mathbf{u}}$ and \mathbf{u} are vectors of nodal acceleration, velocities and displacements. In the case of harmonic exciting forces, we express the vector of the displacements and excitation forces as follows

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_1 + i\mathbf{u}_2 e^{i\Omega t}$$
 and $\mathbf{F} = \mathbf{F}_1 + i\mathbf{F}_2 e^{i\Omega t}$ (2)

where (or) is the real (or imaginary) component of the vector of displacements and (or) is the real (or imaginary) component of the excitation vector of forces. After we put relationships (2) into (1) we get dynamic equations (1) in the form of complex equations

(3)

$$(\mathbf{K} - \Omega^2 \mathbf{M} + i\Omega \mathbf{C})(\mathbf{u}_1 + i\mathbf{u}_2) = \mathbf{F}_1 + i\mathbf{F}_2$$



Image 4 - Calculation model of the original and reinforced construction - Fram1, 2 and Fram3

The spatial discretization of the structure was performed by the one-dimensional elements LINK8 and BEAM4 and two-dimensional shell elements SHELL43. Three calculation models were constructed - Fram1, Fram2 and Fram3 (Fig. 3). The Fram1 model responds to the original design and original load, Fram2 original design and new load, and Fram3 reinforced construction and new load. The total calculation model consists of 686 nodes and 1216 elements with six degrees of freedom. The pillars are stored on the base feet and

The pillars are laid on the foundation feet and those on the subsoil consisting of a gravel with a velocity of shear waves vs = 700 m / s. The foundation feet were modeled by the LINK8 weave elements, whose rigidity and damping characteristics were determined by (Gazetas,G.,1991) (see table 1), where ρ is the specific gravity of the soil, *B*, *L* are ground plan dimensions of the base foot, βx , βz , $\beta \psi$ are coefficients dependent on the shape of the foot according to Richart (Richart, et al., 1970) (see tab.3).

Direction	Stiffness	Damping
Horizontal	$k_x = 2(1+\nu)GB_x\sqrt{BL}$	$c_x = 0.576k_x R \sqrt{\rho/G}$
Vertical	$k_z = \frac{G}{1 - \nu} \beta_z \sqrt{BL}$	$c_z = 0.85k_z R \sqrt{\rho/G}$
Rotation	$k_{\psi} = \frac{G}{1 - \nu} \beta_{\psi} B L^2$	$c_{\psi} = \frac{0.3}{1 + B_{\psi}} k_{\psi} R \sqrt{\rho/G}$
Torsional	$k_t = 16GR^3 / 3, R = \sqrt[4]{BL(B^2 + L^2) / 6\pi}$	$c_t = \sqrt{k_t i_t} / \left[1 + 2I_k / \left(\rho^5 R \right) \right]$

Table 5 The sumess and damping characteristic of the foundation base (Richard, et al., 1970	Table 3 The stiffness and dampig characteristic of the foundation base (Ric	ichart, et al., 1	970)
---	---	-------------------	------

Due to the significant influence of the stiffness of the soil on the dynamic characteristics of the structure of the building (Bachman et al., 1997, Králik, J. Králik, J.jr., 2006, 2009, Králik, J., 2010, Makovička, D., 1980), it is advisable to consider three low-medium-high values, based on the median value and the values of the lower and upper quantum, assuming the normal distribution (Rosovsky, D. V., 1999,). The upper and lower kp k for normal distribution of the stiffness of the soil are expressed in the form (Handbook 2, 2005):

$$k_p = k_m \cdot \left(1 \pm u_p \cdot k_w\right) \tag{4}$$

where k_p is the quotient of the stiffness of the subsoil (for probability p = 0.05 and p = 0.95), k_m is the mean stiffness of the subsoil, k_w is the value of the soil stiffness variation ($k_w = k$ at s/km), u_p is the normalized value of the quotient, quantity. If you consider 24% of the standard deviation and the normal distribution, it is a factor of 0.6 / 1 / 1.4 (Low / Medium / High).

The influence of soil stiffness on the frequency characteristics of the structure is shown in Table 4. Modal analysis was performed using the Lanczos iteration method based on Cholean method of factorization of mass and stiffness matrix. The flow of the shape shapes for two of the critical frequencies can be seen in Image 4.

Мос	lel	Mode in direct. X Mode in dir		direct. Y	rect. Y Mode in direct. Z		
Structure	Soil type	Frequen. [Hz]	Proport mass [%]	Frequen. [Hz]	Proport mass [%]	Frequen. [Hz]	Proport mass [%]
Fram1, 2	L	1.03	58.51	1.04	58.35	5.05	44.82
	М	1.07	23.68	1.05	57.58	5.82	88.29
	Н	1.09	58.50	1.06	57.34	6.20	49.56
Fram3	L	3.95	55.01	4.24	41.81	6.14	46.10
	М	1.28	34.50	5.21	29.32	6.60	60.61
	Н	1.29	33.54	1.21	26.85	10.35	33.34

Table 4 Some of the decisive shapes of construction

*) Note - L / M / H- lower / middle / upper stiffness of the soil

By comparing the values of the deciding intrinsic frequencies of the structure, it can be seen that the rigidity of the soil significantly affects the values of the frequencies in the horizontal direction. There is a jump of decisive frequencies at the low and medium stiffness of the soil. It should be noted that the other frequencies are closer to frequencies than to the original design.



a) The decisive shape of oscillation in the X direction b) The decisive shape of oscillation in the Y direction Image 4 - Running of custom design shapes on the original structure

At a paper speed of 450m/min, the rotation speed of the 1.6Hz drying rollers is a state that has existed for 10 years and does not resonate (Držík, M. et al. 1993). Increasing the speed of paper movement to 700m/min represents an increase in the rotation speed of cylinders to 2.5Hz. In the range of 1.6 - 2.5 Hz, we find our own frequencies, which have a small share in the total effective weight of the system. We have dealt with the direct method of solving the complex equations of the harmonic load by the oscillation of the paper machine.

5 Loads and load combinations

The load and load combination in the case of deterministic as well as probable assessment of the limit state of load capacity and usability of the structure are considered according to STN ENV 1991-1 (Handbook 2, 2005) as follows:

A) Deterministic combinations

$$\sum_{j\geq 1} \gamma_{Gj.inf} G_{kj.inf} + \gamma_{Q.1} Q_{k.1} \quad \text{and} \quad \sum_{j\geq 1} \gamma_{Gj.sup} G_{kj.sup} + \gamma_{Q.1} Q_{k.1}$$
(5)

B) Probabilistic combinations

$$\sum_{j\geq 1} g_{\rm var} G_{kj} + q_{\rm var} Q_k \tag{6}$$

where G_{ki} is the characteristic value of constant loads (for the adverse effect $G_{ki,inf}$ and the beneficial effect of $G_{ki,sup}$), Q_{k1} - the characteristic value of the predominant variable load, γ_{Gj} - the partial coefficient for constant load, γ_{Q1} - the partial coefficient for variable load 1, g_{var} , Q_{var} - variable coefficients in the form of a standard histogram. The partial coefficient values in relations (5) and (6) are considered for the limit state of capacity and usability as follows (Handbook 2, 2005):

- limit state of load capacity ($\gamma_{Gj.inf} = 0.9$; $\gamma_{Gj.sup} = 1.1$; $\gamma_{Q.1} = 1.5$)
- limit state of usability ($\gamma_{Gj.inf} = 1,0$; $\gamma_{Gj.sup} = 1.0$; $\gamma_{Q.1} = 1.0$)

6 Uncertainties of input parameters

In a probabilistic approach, the interaction effect of the structure with the subsoil can be demonstrated by the sensitivity analysis of the influence of the variability of the properties of the soil on the output quantities (Handbook 2, 2005, Králik, J. Králik, J.jr., 2006, 2009, Králik, J., 2009, 2010, Sýkora, M. Holický, M., 2013). The variability of the vertical stiffness of the soil (Table 5) is defined by the characteristic $k_{z,k}$ stiffness obtained from the in situ measurements and the variable coefficient of $k_{z,var}$.

Туре	Quantities	Charact.	Variabil.	Histogram	Mean	Deviation	Min.	Max.
		values	paramet.	_	values		5%	95%
Soil	Stiffness	k _{z,k}	k _{z.var}	Normal	1	0,240	0,605	1,395
Material	Modulus	E _k	e _{var}	Lognormal	1	0,050	0,919	1,084
Load	Dead	G _k	g _{var}	Normal	1	0,100	0,835	1,164
	Live	Q _k	q_{var}	Gama	1	0,350	0,161	1,267
	Amplitude	F _k	f _{var}	Lognormal	1	0,100	0,844	1,172
	Frequency	Fr _k	fr _{var}	Normal	1	0,100	0,835	1,164
Model	Action	$\theta_{\rm E}$	Te _{var}	Normal	1	0,050	0,918	1,082
	Resistance	θ_{R}	Tr _{var}	Normal	1	0,050	0,918	1,082

Table 5 Probability model of input parameters

The stiffness of the structure is determined by the characteristic value of the Young's E_k module and the coefficient of variability e_{var} . The load is characterized by the values G_k , F_k , $F_{r,k}$ and variable factors g_{var} , f_{var} and $f_{r,var}$ (tab.5). The uncertainty of the computational model is considered by the variable model coefficients and the variable coefficient of load effect for Gaussian normal distribution. The probability analysis was performed under the ANSYS system by the approximate RSM method using using the

CCD (Králik, J., 2009) experimental design method for 79 simulations. From the results of the probabilistic analysis models "Fram1" and "Fram2" show that the dominant frequency is changing in the direction X (from 0,83 Hz in 1,41 Hz), Y (from 0,83 Hz to 1,37 Hz) and Z (from 4,19 HZ-7,48 Hz). From the results of the probabilistic analysis models "Fram1" and "Fram2" show that the dominant frequency is changing in the direction X (from 0,83 Hz in 1,41 Hz), Y (since In the case of paved construction of "Fram3" is the dominant frequency of the change in the direction of X (from 1,02 HZ-1,68 Hz), Y (3,86 Hz to 6,63 Hz) and Z (from 4,99 Hz to 8,35 Hz). These ranges of frequencies can have a significant impact on the response of harmonic oscillation the paper machine.

7 Sensitivity analysis

Sensitivity analysis of the impact of the variability of the input parameters on the reliability of the structure depends on the statistical independence between the input and output parameters (Králik, J., 2009). Correlation matrix of coefficients of input and output parameters is defined according to the Spearmana in the forme

$$r_{s} = \frac{\sum_{i=1}^{n} \left(R_{i}\overline{R}\right) \left(E_{i}\overline{E}\right)}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} \left(R_{i}\overline{R}\right)^{2}} \sqrt{\sum_{i=1}^{n} \left(E_{i}\overline{E}\right)^{2}}}$$
(7)

where E_i are the input parameters, R_i are the output parameters are the averages of the parameters E_i and R_i . The results of the citlivostnej analysis of the vertical shift of the base of the compressor (Image 5), normal forces and bending moments (Image 5) on the variability of the input parameters are presented graphically. Variability in the intensity and acceleration of the machine and the stiffness of the sub-soil are important for the movement of the base of the machine and thus also the structure. Sensitivity analysis give the designer important information on the impact of uncertainties of input parameters (loads, material, model) for the optimal design of the structure.



Image 5 - Sensitivity analysis of the impact of the variability of the input parameters on the horizontal and vertical displacement

The sensitivity of the horizontal and vertical shift of the model construction "Fram2" on the variability of the input parameters is shown in Image 5. For the displayed charts, see that the horizontal displacements are sensitive to the change of the permanent load and the stiffness of the ground and vertical shifts also to the variability of the frequencies

of revolutions of the machine. The sensitivity of the horizontal and vertical shift of the model construction "Fram2" depending on the budiacich the speed of the machine in normal operation is seen on Image 6. Points (blue) show the results from individual simulations and the curve (red) represents the curve trend of the displayed quantities. The horizontal displacements reach the peak in the course of oscillation in frequencies between 4 and 14Hz. Vertical displacements reach the extremes between 2 and 8Hz. The graph in Image 6 take into account the variability of all input parameters as shown in tab.5.



Image 6 – Sensitivity analysis of the impact of the frequency speed of the machine to the deflection of the structure

8 Comparison of deterministic and probabilistic analysis

Comparison of deterministic and probabilistic solution of the safety and reliability of the design of the building is documented in table 6. From the table to see a comparison of the horizontal and vertical displacements for the three calculation models, the structures (Fram1, Fram2 and Fram3) obtained from the deterministic analysis (for three variations of the soil stiffness) and from the probabilistic analysis. The values of maximum displacements, velocities and acceleration at the level of the foundations does not exceed the limit values given in the standards STN 73 0032 and DIN 4150. Maximum vertical displacements of the structure indicate a possibility of failures in accordance with the criteria STN 730036 (tab.1).

		Horiz	ontal disp	lacement	[mm]	Vertical displacement [mm]			
Model	Analysis	Min 5%	Mean 50%	Max 95%	σ	Min 5%	Mean 50%	Max 95%	σ
Frame1	Determin.	2.80	3.06	3.29	-	7.26	8.88	12.72	-
	Stochastic	1.21	4.80	8.42	2.19	4.88	8.59	12.31	2.26
Frame2	Determin.	2.02	2.22	2.85	-	7.81	9.74	14.63	-
	Stochastic	1.73	2.63	3.52	0.54	4.93	9.39	13.85	2.72
Frame3	Determin.	0.91	0.91	1.02	-	4.37	5.06	8.08	-
	Stochastic	1.01	1.38	1.76	0.23	3.72	5.85	7.98	1.30

Table 6 A comparison of the maximun	n peak of the displacements at to	p of frames
-------------------------------------	-----------------------------------	-------------

From the point of the human comfort the peak velocity at floor level were calculated on original and reinrorced frame and compared with the graph No.8 in nomogram of standard (ISO 2631-1, 2) .The limit value is equal 2.7mm/s for frequency 2.5Hz. The peak velocities in the horizontal and vertical directions were equal $v_{x,peak} =$

5.65mm/s > 2.7mm/s and $v_{z.peak} = 5.59$ mm/s > 2.7mm/s at original frame (Frame2). After reinforcement of the frame by system of the concrete walls the peak velocities in the horizontal and vertical directions were equal $v_{x.peak} = 1.4$ mm/s < 2.7mm/s and $v_{z.peak} = 0.44$ mm/s < 2.7mm/s (Frame3) calculated deterministic. In the case of the probabilistic analysis the peak velocity for the probability of excidance 95% in the horizontal and vertical directions were equal $v_{x.peak} = 2.41$ mm/s < 2.7mm/s and $v_{z.peak} = 0.43$ mm/s < 2.7mm/s (Frame3).

9 Conclusion

In the article was presented sensitivity analysis of the safety and reliability of the hall structure with the paper machine, depending on the variability of the stiffness of the sub-soil, mechanical characteristics of materials, and the operation of the machine, as well as the uncertainty of the model and the resistance. They were presented the principles of optimal design and assessment of the base of the machine. The analytical model was tested by experimental measurement on a real structure. The sensitivity analysis of the interaction soil-structure-machine under action of the various velocity of the paper machine considering the model and material uncertainties (see tab.) give to designer the significan informations. The methodology of the probabilistic analysis of the soil-structure-machine interactions was prresented on the practice problem in the paper factory after changing the technology. After reinforcement of the frame with the concrete walls the values of the displacements was reduced by 30%. The probabilistic analysis was carried out with the aproximated method RHS under software ANSYS. Five load cases were calculated in 79 simulations in real time on PC (CPU=14sec). The probabilistic analysis give to the engineer-designers a more complex informations about the interaction of the system soil-structure-machine as deterministic.

References

Bachman et al., 1997, Vibration Problems in Structures, Practical Guidelines, BVB Berlin, ISBN 3-7643-5148-9.

Držík, M. et al. 1993, Harmonize the stool-technology-hall interaction system on a paper machine PM-8 in SCP Ružomberok, *Engineering Buildings*, 41(10), pp.337-341. (in Slovak)

EN 1990, 2002, Eurocode – Basis of structural design. CEN Bruxelles.

Gazetas, G., 1991, *Foundation vibrations, Foundation Engineering Handbook*, (H.Y. Fang, editor), Van Nostrand Reinhold, New York.

Handbook 2, 2005, Implementation of Eurocodes Reliability Backgrounds. Guide of the basis of structural reliability and risk engineering related to Eurocodes. Development of Skills Facilitating Implementatio of Eurocodes. Leonardo Da Vinci Pilot Project CZ/02/B/F/PP-134007. Prague, CR.

Králik, J. Králik, J.jr., 2006, Probability and Sensitivity Analysis of Soil-Structure Interaction of High-Rise Buildings, *Slovak Journal of Civil Engineering*, Slovak University of Technology Bratislava, vol. 3, pp.18-32.

Králik, J. Králik, J., jr., 2009, Probability and Sensitivity Analysis of Machine Foundation and Soil Interaction. *Applied and Computational Mechanics*. ZCU Plzen. 12pp.Vol.3 No.1.

Králik, J., 2009, *Reliability Analysis of Structures Using Stochastic Finite Element Method*. Ed. STU Bratislava, 143 pp.

Králik, J., 2010, Experimental and Numerical Analysis of the Vibration Negative Effects on the Humans. In: *8th International Conference*, *DTDT 2010*, Proc. Ústí nad Labem, CR, September 22–24., University of J.E.Purkyne, ISBN 978-80-7414-270-3, 11pp., in CD.

Makovička, D., 1980, Design of the Civil Engineering Structures under Dynamic Impact of Machine. Appendix of ČSN 730032. ÚNM Praha. (in Czech)

Melcer, J. et al. 2016, *Dynamics of Transport Structures*, EDIS ŽU Zilina, ISBN 978-80-554-1178-1. (in Slovak)

Richart, F. E., Jr., Hall, S. R., and Woods, R. D., 1970, Vibrations of Soils and Foundations, Prentice-Hall, Inc.

Rosovsky, D. V., 1999, Structural Reliability. Part of publ. W.Chen, *The Civil Engineering Handbook*, CRC Press, W.F.Chen Ed., Clenson University, SC.

STN 730031, 1988, *Reliability of the civil structures and subsoil*. ÚNM Praque 1988. (in Czech) STN 730036, 1997, *Seismic Load of Civil Engineering Structure*, SUTN Bratislava. (in Slovak)

STN ISO 2631 -1 and 2 ,1999, Mechanical vibrations and impacts. Evaluation of the human comfort to the human body. UNMS SR. (in Slovak)

Sýkora, M. Holický, M., 2013, Assessment of Uncertainties in Mechanical Models, *Applied Mechanics and Materials* Vol. 378, pp 13-18, © TTP, Switzerland, doi:10.4028/www.scientific.net/ AMM.378.13

Acknowledgement

The project was implemented thanks to the financial support of the grant agency of Slovak republic VEGA. The registration number of the project is the VEGA 1/0265/16 and VEGA 1/0951/16.

Contact address:

Prof.Ing.Juraj Králik,PhD. Faculty of Civil Engineering STU Bratislava, Radlinského 11, 810 05 Bratislava Ing.Juraj Králik,PhD.jr. Faculty of Architecture STU Bratislava, Nám Slobody 19, 812 45 Bratislava

PROBABILISTIC NONLINEAR ANALYSIS OF NPP HERMETIC ZONE RESISTANCE UNDER EXTREME CLIMATIC TEMPERATURE DURING TECHNOLOGY ACCIDENT

JURAJ KRÁLIK, JURAJ KRÁLIK, JR.

Abstract: This paper presents an application of the probabilistic analysis of structural resistance of the bubble tower structure of a VVER 440/213. The assessment of the structural strength of the containment of a nuclear power plant has acquired even a greater importance in the framework of post-Fukushima stress tests where the assessment of the safety margin and off-design conditions. The present work analyses the impact of combina-tion of pressure load with thermal load that can arise in extreme situation related to severe accident progression. The evaluation is based on an extension of the smeared crack model developed on base of Kupfer's bidimensional failure criterion, rotated crack, CEB-FIP model of failure energy and implemented into the ANSYS system. The non-linear analysis was considered for the median values of the input data and the probabilistic analysis models the uncertainties of loads, material resistance and other modeling issues.

Keywords: Probability, nonlinearity, extreme, pressure, temperature, NPP, ANSYS.

1 Introduction

The definition of the fragility curve for containment of a nuclear power plant (NPP) generally represents a crucial step for the level 2 probabilistic safety assessment (PSA L2), where the probability of containment failure can be evaluated as the convolution of the fragility curve with the load curve (SSG-4). The assessment of the structural strength of the containment of a nuclear power plant has acquired even a greater importance in the framework of post-Fukushima stress tests where the assessment of the safety margin and off-design conditions.

In the case of the loss-of-coolant accident (LOCA) the steam pressure expand from the reactor hall to the bubble condenser. Hence, the reactor hall and the bubble condenser are the critical structures of the NPP hermetic zone (see Image 1).



Image 27 – Section plane of NPP with reactor VVER 440/213

The present work analyses the impact of combination of pressure load with thermal load that can arise in extreme situation related to severe accident progression. For the purpose, a detailed finite-element analysis of the concrete structure was carried out with ANSYS software (see Image 2) and the program CRACK (KRÁLIK, 2009, 2013, 2015, 2017; KREJSA, 2015) were provided to solve this task.

The theory of large strain and rate independent plasticity were proposed during the high overpressure loading using the SHELL181 layered shell element from the ANSYS library (KOHNKE, 2008). The layered approximation and the smeared crack model of the shell element are proposed. The processes of the concrete cracking and crushing are developed during the increasing of the load. The limit of the finite element damage is controlled by the failure energy (BAŽANT, 2007; ČERVENKA, 1985). For a complex analysis of the concrete structure for different kind of loads, ANSYS software and the program CRACK (created by KRÁLIK, 2009) were provided to solve this task. The building of the power block was idealized with a discrete model consisting of 28 068 elements with 104 287 DOF (see Image 2) (KRÁLIK, 2009, 2015, 2017).



Image 2 – Solid and finite element model of NPP reactor building and the bubble tower

2 Definition of loads and boundary conditions

The definition of loads connected with the accident evolution is derived from an extreme scenario with a loss of primary coolant combined with the total loss of containment cooling (all means of hermetic zone are considered as not available, including external spraying of borated water). In such scenario, the environmental condition evolution in the long term is characterized by a combined pressurization and heating of the containment. An example of pressure evolution is reported as for the temperature, while in a first approximation it can be considered as saturated in equilibrium with the temperature, in practice the contribution to heating from hydrogen explosion shall also be accounted.

			Extreme temperatures [°C]				
Туре	Duration	Overpressure	interior	exte	erior		
[גרמ]			max.	min.			
I.	1 day	150	127	42	-28		
II.	7 days	250	150	42	-28		
III.	1 year	-	80-120	42	-28		

Table 1 The cooperior	of the accidente	in hormotic zono	
		III Hermetic zone	UNFF VVER 440

The temperature boundary conditions are defined in accordance with the new revision of reference temperature from the Slovak hydro-meteorological institute (SHMU) and relevant standard STN EN 1991-1-5NA. A return period of 10000 year is a reasonable choice for this type of evaluation. The lowest annual temperature where chosen as they correspond to the case where the thermal stress is maximized (largest heat flux at the

external walls). An estimation for the ground temperature is consider in accordance with STN EN 1991-1-5NA for defining the boundary conditions at the bottom of the hermetic zone, considering a simplified but conservative modeling for the rooms underneath. Three types of the scenarios were considered (Table 1).

3 Non-linear model of reinforced concrete structure

The theory of large strain and rate independent plasticity were proposed during the high overpressure loading using the SHELL181 layered shell element from the ANSYS library (KOHNKE, 2008).

The vector of the displacement of the l^{th} shell layer $\{u'\} = \{u'_x, u'_y, u'_z\}^T$ is approximated by the quadratic polynomial (KRÁLIK, 2009) in the form

$$\left\{\boldsymbol{u}^{\prime}\right\} = \left\{\begin{matrix}\boldsymbol{u}_{x}^{\prime}\\\boldsymbol{u}_{y}^{\prime}\\\boldsymbol{u}_{z}^{\prime}\end{matrix}\right\} = \sum_{i=1}^{4} N_{i} \cdot \left\{\begin{matrix}\boldsymbol{u}_{xi}\\\boldsymbol{u}_{yi}\\\boldsymbol{u}_{zi}\end{matrix}\right\} + \sum_{i=1}^{4} N_{i} \cdot \frac{\zeta \cdot t_{i}}{2} \cdot \left[\begin{matrix}\boldsymbol{a}_{1,i} & \boldsymbol{b}_{1,i}\\\boldsymbol{a}_{2,i} & \boldsymbol{b}_{2,i}\\\boldsymbol{a}_{3,i} & \boldsymbol{b}_{3,i}\end{matrix}\right] \cdot \left\{\begin{matrix}\boldsymbol{\theta}_{xi}\\\boldsymbol{\theta}_{yi}\end{matrix}\right\}$$
(1)

where N_i is the shape function for *i*-node of the 4-node shell element, u_{xi} , u_{yi} , u_{zi} are the motion of *i*-node, ζ is the thickness coordinate, t_i is the thickness at *i*-node, $\{a\}$ is the unit vector in x direction, $\{b\}$ is the unit vector in plane of element and normal to $\{a\}$, θ_{xi} or θ_{yi} are the rotations of *i*-node about vector $\{a\}$ or $\{b\}$.



Image 3 – Layered model of the reinforced concrete shell

In the case of the elastic state the stress-strain relations for the l^{h} - layer are defined in the form

$$\{\sigma'\} = \begin{bmatrix} D'_e \end{bmatrix} \{\varepsilon'\} \text{ for } \{\varepsilon'\}^T = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}\} \text{ and } \{\sigma'\}^T = \{\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}\}$$
(2)

and the matrix of the material stiffness

$$\begin{bmatrix} D'_{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B'E'_{x} & B'\mu'_{xy}E'_{x} & 0 & 0 & 0\\ B'\mu'_{xy}E'_{x} & B'E'_{y} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & G'_{xy} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \frac{G'_{yz}}{k_{s}} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{G'_{zx}}{k_{s}} \end{bmatrix}$$
(3)

where $B' = \frac{E'_y}{E'_y - (\mu'_{xy})^2 E'_x}$, E'_x (versus E'_y) is Young modulus of the *l*th-layer in the

direction x (versus y), G'_{xy} , G'_{yz} , G'_{zx} are shear moduli of the f^{th} -layer in planes XY, YZ and ZX; k_s is the coefficient of the effective shear area ($k_s = 1+0.2 A/25t^2 \ge 1.2$), A is the element area, t is the element thickness. The presented constitutive model is a further extension of the smeared crack model (ČERVENKA, 1985; KOLMAR, 1986), which was developed in (BAŽANT, 2007; KRÁLIK, 2009). Following the experimental results (BROŽOVSKÝ, 2009; JERGA, 2009; ŠEJNOHA, 2004; NOVÁK, 2009; SUCHARDA, 2014, 2017) a new concrete cracking layered finite shell element was developed and incorporated into the ANSYS system (KOHNKE, 2008). The layered approximation and the smeared crack model of the shell element are proposed.

3.1 Geometric nonlinearity

If the rotations are large but the mechanical strains (those that cause stresses) are small, then a large rotation procedure can be used. A large rotation analysis is performed in a static analysis in the ANSYS program (KOHNKE, 2008). The strain in the *n*-step of the solution can be computed from the relations

$$\{\varepsilon_n\} = [B_o][T_n]\{u_n\}$$

(4)

where $\{u_n\}$ is the deformation displacement, $[B_o]$ is the original strain-displacement relationship, $[T_n]$ is the orthogonal transformation relating the original element coordinates to the convected (or rotated) element coordinates. The convected element coordinate frame differs from the original element coordinate frame by the amount of rigid body rotation. Hence $[T_n]$ is computed by separating the rigid body rotation from the total deformation $\{u_n\}$ using the polar decomposition theorem.

3.2 Material nonlinearity

The presented constitutive model is a further extension of the smeared crack model (BAŽANT, 2007; ČERVENKA, 1985), which was developed in (KRÁLIK, 2009). Following the experimental results (ČERVENKA, 1985; JERGA, 2009) a new concrete cracking layered finite shell element was developed and incorporated into the ANSYS system (KRÁLIK, 2009). The layered approximation and the smeared crack model of the shell element are proposed.



Image 4 - The concrete stress-strain diagram



Image 5 - Kupfer's plasticity function

The processes of the concrete cracking and crushing are developed during the increasing of the load. The concrete compres¬sive stress f_c , the concrete tensile stress ft and the shear modulus *G* are reduced after the crushing or cracking of the concrete (KRÁLIK, 2009).

In the plane of principal stresses (σ_{c1} , σ_{c2}) the relation between the one and bidimensional stresses state due to the plasticity function by Kupfer (see Image 4 and 5) can be defined as follows:

Compression-compression

$$f_{c}^{ef} = \frac{1+3.65.a}{(1+a)^{2}} f_{c}, \qquad a = \frac{\sigma_{c1}}{\sigma_{c2}}$$
 (5)

• Tension-compression

$$f_c^{ef} = f_c \cdot r_{ec}, \qquad r_{ec} = \left(1 + 5.3278 \frac{\sigma_{c1}}{f_c}\right), \qquad r_{ec} \ge 0.9$$
 (6)

• Tension-tension

$$f_{t}^{ef} = f_{t} \cdot r_{et}, \qquad r_{et} = \frac{A + (A - 1) \cdot B}{A \cdot B}, \qquad B = K \cdot x + A, \qquad x = \sigma_{c2} / f_{c},$$

$$r_{et} = 1. \Leftrightarrow x = 0, \qquad r_{et} = 0.2 \Leftrightarrow x = 1 \qquad (7)$$

The shear concrete modulus G was defined for cracking concrete by Kolmar [15] in the form

$$G = r_g \cdot G_o, \quad r_g = \frac{1}{c_2} \ln\left(\frac{\varepsilon_u}{c_1}\right), \quad c_1 = 7 + 333(p - 0.005), \quad c_2 = 10 - 167(p - 0.005)$$
(8)

where G_o is the initial shear modulus of concrete, ε_u is the strain in the normal direction to crack, c_1 and c_2 are the constants dependent on the ratio of reinforcing, p is the ratio of reinforcing transformed to the plane of the crack (0).

The mechanical properties of the concrete under high temperature impact were considered in the research laboratory in Slovakia and Czech (BAŽANT, 2007; BROŽOVSKÝ, 2009) and abroad [8 and 21]. The recapitulation of the research works and the standard recommendations of the concrete under high temperature effect are summarized in US NRC report [20]. The recommendations for the design of the reinforced concrete structures are described in the US standards ACI and ASME [1] as well as the CEB-FIP Model Code [5] and Eurocodes [7, 8, and 9].

It is proposed that the crack in the one layer of shell element is oriented perpendicular to the orientation of principal stresses. The membrane stress and strain vector depends on the direction of the principal stress and strain in one layer

$$\{\varepsilon_{cr}\} = [T_{\varepsilon}]\{\varepsilon\}, \qquad \{\sigma_{cr}\} = [T_{\sigma}]\{\sigma\}$$
(9)

where $[T_{\varepsilon}]$, $[T_{\sigma}]$ are transformation matrices for the principal strain and stress in the direction θ in the layer.

The strain-stress relationship in the Cartesian coordinates can be defined in dependency on the direction of the crack (in the direction of principal stress, versus strain)

$$[\sigma_{cr}] = [D_{cr}] \{\varepsilon_{cr}\} \text{ and } [\sigma] = [T_{\sigma}]^{\mathsf{T}} [D_{cr}] [T_{\varepsilon}] \{\varepsilon\}$$
(10)

For the membrane and bending deformation of the reinforced concrete shell structure the layered shell element, on which a plane state of stress is proposed on every single layer, was used.

The stiffness matrix of the reinforced concrete for the l^{h} -layer can be written in the following form

$$\begin{bmatrix} D_{cr}^{\prime} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{c.\sigma}^{\prime} \end{bmatrix}^{\mathsf{T}} \begin{bmatrix} D_{cr}^{\prime} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{c.\varepsilon}^{\prime} \end{bmatrix} + \sum_{s=1}^{N_{rein}} \begin{bmatrix} T_{s}^{\prime} \end{bmatrix}^{\mathsf{T}} \begin{bmatrix} D_{s}^{\prime} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{s}^{\prime} \end{bmatrix}$$
(11)

where $[T_{c.c}]$, $[T_{c.e}]$, $[T_s]$ are the transformation matrices for the concrete and the reinforcement separately, N_{rein} is the number of the reinforcements in the l^{th} - layer. After cracking the elasticity modulus and Poisson's ratio are reduced to zero in the direction perpendicular to the cracked plane, and a reduced shear modulus is employed. Considering 1 and 2 two principal directions in the plane of the structure, the stress-strain relationship is defined for the concrete l^{th} - layer depending on the direction of crack.

After cracking the elasticity modulus and Poisson's ratio are reduced to zero in the direction perpendicular to the cracked plane, and a reduced shear modulus is employed. Considering 1 and 2 two principal directions in the plane of the structure, the stress-strain relationship for the concrete l^{th} - layer cracked in the 1-direction, is

$\int \sigma_1$		0	0	0	0	0	$\left(\mathcal{E}_{1} \right)$		
σ_2		0	Ε	0	0	0	E2		
τ_{12}	} =	0	0	G_{12}^{cr}	0	0	γ_{12}	(12
τ_{13}		0	0	0	G_{13}^{cr}	0	γ_{13}		
τ_{23}],	0	0	0	0	G_{23}^{cr}	$\left[\left(\gamma_{23} \right) \right]$		

where the shear modulus are reduced by the coefficient of the effective shear area k_s and parameter r_{gl} by Kolmar (11) as follows:

 $G_{12}^{cr} = G_o.r_{g1}, \qquad G_{13}^{cr} = G_o.r_{g1}, \qquad G_{23}^{cr} = G_o / k_s$

When the tensile stress in the 2-direction reaches the value f'_t , the latter cracked plane perpendicular to the first one is assumed to form, and the stress-strain relationship becomes :

where the shear moduli are reduced by the parameter r_{g1} and r_{g2} by Kolmar (12) as follows:

$$G_{12}^{cr} = G_o.r_{g1}, \quad G_{13}^{cr} = G_o.r_{g1}, \quad G_{23}^{cr} = G_or_{g2}.$$

The cracked concrete is anisotropic and these relations must be transformed to the reference axes *XY*. The simplified averaging process is more convenient for finite element formulation than the singular discrete model. A smeared representation for the cracked concrete implies that cracks are not discrete but distributed across the region of the finite element. The cracked concrete is anisotropic and these relations must be transformed to the reference axes *XY*. The simplified averaging process is more convenient for finite element formulation than the singular discrete model. A smeared representation for the finite element formulation than the singular discrete model. A smeared representation for the transformed to the reference axes *XY*. The simplified averaging process is more convenient for finite element formulation than the singular discrete model. A smeared representation for the tracked concrete implies that cracks are not discrete but distributed across the region of the finite element.

The smeared crack model (ČERVENKA, 1985), used in this work, results from the assumption, that the field of more micro cracks (not one local failure) brought to the concrete element will be created. The validity of this assumption is determined by the size of the finite element, hence its characteristic dimension $L_c = \sqrt{A}$, where A is the element area (versus integrated point area of the element). For the expansion of cracking the assumption of constant failure energies $G_f = const$ is proposed in the form

$$G_{f} = \int_{0}^{\infty} \sigma_{n}(w) dw = A_{G}.L_{c}, \qquad w_{c} = \varepsilon_{w}.L_{c}$$
(14)

where w_c is the width of the failure, σ_n is the stress in the concrete in the normal direction, A_G is the area under the stress-strain diagram of concrete in tension. Concrete modulus for descend line of stress strain diagram in tension (crushing) can be described according to Oliver (ČERVENKA, 1985) in dependency on the failure energies in the form

$$E_{c,s} = \frac{E_c}{1 - \lambda_c}, \qquad \lambda_c = \frac{2G_f E_c}{L_c \cdot \sigma_{\max}^2}$$
(15)

where E_c is the initial concrete modulus elasticity, σ_{max} is the maximal stress in the concrete tension. From the condition of the real solution of the relation (15) it follows, that the characteristic dimension of element must satisfy the following condition

$$L_{c} \leq \frac{2G_{f}E_{c}}{\sigma_{\max}^{2}}$$
(16)

The characteristic dimension of the element is determined by the size of the failure energy of the element. The theory of a concrete failure was implied and applied to the 2D layered shell elements SHELL181 in the ANSYS element library (KOHNKE, 2008). The CEB-FIP Model Code (1991) define the failure energies G_f [N/mm] depending on the concrete grades and the agregate size da as follows

$$G_{f} = \left(0.0469d_{a}^{2} - 0.5d_{a} + 26\right)\left(f_{c}/10\right)^{0.7}$$
(17)

The limit of damage at a point is controlled by the values of the so-called crushing or total failure function F_u . The modified Kupfer's condition for the l^h -layer of section is following

$$F'_{u} = F'_{u} \left(I_{\varepsilon_{1}}; I_{\varepsilon_{2}}; \varepsilon_{u} \right) = 0, \quad F'_{u} = \sqrt{\beta \left(3J_{\varepsilon_{2}} + \alpha I_{\varepsilon_{1}} \right)} - \varepsilon_{u} = 0, \quad (18)$$

where I_{ε_1} , J_{ε_2} are the strain invariants, and ε_u is the ultimate total strain extrapolated from uniaxial test results ($\varepsilon_u = 0.002$ in the tension domain, or $\varepsilon_u = 0.0035$ in the compression domain), α , β are the material parameters determined from the Kupfer's experiment results ($\beta = 1.355$, $\alpha = 0.355\varepsilon_u$).



Image 8 - Non-linear calculation process in system CRACK-ANSYS

The failure function of the whole section will be obtained by the integration of the failure function through to the whole section in the form

$$F_{u} = \frac{1}{t} \int_{0}^{t} F_{u}^{\prime} \left(I_{\varepsilon_{1}}; I_{\varepsilon_{2}}; \varepsilon_{u} \right) dz = \frac{1}{t} \sum_{l=1}^{N_{lay}} F_{u}^{\prime} \left(I_{\varepsilon_{1}}; I_{\varepsilon_{2}}; \varepsilon_{u} \right) t_{l}$$
(19)

where t_l is the thickness of the l^{th} - shell layer, t is the total shell thickness and N_{lay} is the number of layers. The collapse state of the reinforced concrete structure is determined by the maximum strain ε_s of the reinforcement steel in the tension area $(\max(\varepsilon_s) \le \varepsilon_{sm} = 0.01)$

) and by the maximum concrete crack width $w_c (max(w_c) \le w_{cm} = 0.3 \text{ mm})$.

The program CRACK based on the presented nonlinear theory of the layered reinforced concrete shell was adopted in the software ANSYS (KRÁLIK, 2009, 2013). These procedures were tested in comparison with the experimental results (KRÁLIK, 2009).



Image 9 - Comparison of experimental and nonlinear numerical analysis of RC plate

The reinforced concrete plates D4 with the dimension 3590/1190/120mm was simple supported and loaded by pressure p on the area of plate. The plate D4 was

reinforced by steel grid KARI Ø8mm a' 150x150mm at bottom. Material characteristics of plate D4 are following : Concrete - E_c = 30.9Gpa, μ =0.2, f_c = -34.48Mpa, f_t = 4,5Mpa and the Reinforcement - E_s = 210.7Gpa, μ = 0.3, f_s = 550.3Mpa.

4 Nonlinear deterministic analysis

The critical sections of the structure were determined on the base of the nonlinear analysis due to the monotone increasing of overpressure inside the hermetic zone (KRÁLIK, 2009). The resistance of these critical sections was considered taking into account the design values of the material characteristics and the load. The combination load and design criteria were considered for the Beyond Design Basic Accident (BDBA) state in accordance with the international standard (IAEA, 2010).

The critical areas were identified in the walls and plate at top of the bubbler tower building. The tension forces and the bending moments were concentrated along of the middle wall. There is the effective temperature gradient equal to 60-90°C in the middle plane of the wall and the plate.

On the base of the nonlinear analysis of the containment resistance for median values of the material properties and failure function (19) the mean value of the critical overpressure was equal to 352.5 kPa and the max. strain is lower than 0,002 in the middle plane of the reinforced concrete panel.

The cracking process ($\varepsilon_1 \ge \varepsilon_t \doteq 0.0001$) at the bottom or top section of the reinforced concrete panels starting when the overpressure was equal 250kPa.

The interior structures of the hermetic zone are loaded with the accident temperature equal to 150°C and the outside structures in the contact with the exterior are loaded by -28°C. The difference between the interior end the exterior temperature has the significant influences to the peak strain in the structures.

The comparison of the strain shape from the linear and nonlinear solution is compared in Images 10 and 11 and the stress shape in Images 12 and 13. The strain increase and the stress decrease in the nonlinear solution in comparison with the linear solution.

The critical areas were identified in the walls and plate at top of the bubbler tower building. The tension forces and the bending moments were concentrated along of the middle wall. There is the effective temperature gradient equal to 60-90°C in the middle plane of the wall and the plate.



Image 10 - Strain intensity from the linear analysis, $\Delta p = 150.0$ kPa, $T_i = 150^{\circ}$ C, $T_e = -28^{\circ}$ C.



Image 11 - Strain intensity from the nonlinear analysis, $\Delta p = 150.0$ kPa, $T_i = 150^{\circ}$ C, $T_e = -28^{\circ}$ C.



Image 12 - Stress intensity from the linear analysis, $\Delta p = 150.0$ kPa, $T_i = 150^{\circ}$ C, $T_e = -28^{\circ}$ C.

```
4080. IM034 * NFP at Hard Accident (p=0.25MPa, 7=15000) * E-P
```

Image 13 - Stress intensity from the nonlinear analysis, $\Delta p = 150.0$ kPa, $T_i = 150^{\circ}$ C, $T_e = -28^{\circ}$ C.

On the base of the nonlinear analysis of the containment resistance for median values of the material properties and failure function, the mean value of the critical overpressure was equal to 352.5 kPa and the max. strain is lower than 0,002 in the middle plane of the reinforced concrete panel. The cracking process ($\varepsilon_1 \ge \varepsilon_t \doteq 0.0001$) at the bottom or top section of the reinforced concrete panels start when the overpressure was equal 250kPa



Image 14 - Strain intensity from the linear analysis at shell top



Image 15 - Strain intensity from the nonlinear analysis at shell top

The interior structures of the hermetic zone are loaded with the accident temperature equal to 150°C and the outside structures in the contact with the exterior are loaded by -28°C. The difference between the interior end the exterior temperature has the significant influences to the peak strain in the structures.

The comparison of the strain shape from the linear and nonlinear solution is compared in Images 14 and 15. The strain increase and the stress decrease in the nonlinear solution in comparison with the linear solution.

5 Probabilistic Assessment

Recent advances and the general accessibility of information technologies and computing techniques give rise to assumptions concerning the wider use of the probabilistic assessment of the reliability of structures through the use of simulation methods in the world (HALDAR, 2000; KRÁLIK, 2009, 2013, 2015, 2017). A great attention should be paid to using the probabilistic approach in an analysis of the reliability of structures (BAŽANT, 2007; NOVÁK, 2009; HANDBOOK, 2005; KRÁLIK, 2009).

Most problems concerning the reliability of building structures are defined today as a comparison of two stochastic values, loading effects *E* and the resistance *R*, depending on the variable material and geometric characteristics of the structural element. The variability of those parameters is characterized by the corresponding functions of the probability density $f_R(r)$ and $f_E(e)$.

The probabilistic definition of the reliability condition is of the form

 $RF = g(R, E) = R - E \ge 0$

(20)

where g(R, E) is the reliability function.

The probability of failure can be defined by the simple expression

$$P_{f} = P[R < E] = P[(R - E) < 0]$$
(21)

The reliability function *RF* can be expressed generally as a function of the stochastic parameters X_1 , X_2 to X_n , used in the calculation of *R* and *E*.

$$RF = g(X_1, X_2, ..., X_n)$$
 (22)

The failure function $g({X})$ represents the condition (reserve) of the reliability, which can be either an explicit or implicit function of the stochastic parameters and can be single (defined on one cross-section) or complex (defined on several cross-sections, e.g., on a complex finite element model).

In the case of simulation methods the failure probability is calculated from the evaluation of the statistical parameters and theoretical model of the probability distribution of the reliability function Z = g(X). The failure probability is defined as the best estimation on the base of numerical simulations in the form

$$\boldsymbol{p}_{f} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} \boldsymbol{I} \left[\boldsymbol{g} \left(\boldsymbol{X}_{i} \right) \leq \boldsymbol{0} \right]$$
(23)

where N in the number of simulations, g(.) is the failure function, I[.] is the function with value 1, if the condition in the square bracket is fulfilled, otherwise is equal 0.

The semi or full probabilistic methods can be used for the estimation of the structure failure in the critical structural areas. In the case of the semi probabilistic method the probabilistic simulation in the critical areas is based on the results of the nonlinear analysis of the full FEM model for the median values of the input data. The full probabilistic method result from the nonlinear analysis of the series simulated cases considered the uncertainties of the input data.

The various simulation methods (direct, modified or approximation methods) can be used for the consideration of the influences of the uncertainty of the input data

In the case of the nonlinear analysis of the full FEM model the approximation method RSM (Response surface method) is the most effective method.

The RSM method is based on the assumption that it is possible to define the dependency between the variable input and the output data through the approximation functions in the following form:

$$Y = c_o + \sum_{i=1}^{N} c_i X_i + \sum_{i=1}^{N} c_{ii} X_i^2 + \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j>i}^{N} c_{ij} X_i X_j$$
(24)

where c_o is the index of the constant member; c_i are the indices of the linear member and c_{ij} the indices of the quadratic member, which are given for predetermined schemes for the optimal distribution of the variables or for using the regression analysis after calculating the response. Approximate polynomial coefficients are given from the condition of the error minimum, usually by the "Central Composite Design Sampling" (CCD) method or the "Box-Behnken Matrix Sampling" (BBM) method (KOHNKE, 2008).

(25)

The RSM method generates the explicit performance function for the implicit or complicated limit state function. This method is very effective for robust and complicated tasks.

On the base of experimental design, the unknown coefficients are determined due to the random variables selected within the experimental region. The uncertainty in the random variables can be defined in the model by varying in the arbitrary amount producing the whole experimental region.

6 Uncertainties of the input data

The previous design analyses of the containment failure determine the critical area of the containment. The semi probabilistic methods were applied for the probabilistic analysis of the containment failure in this paper. The probability of the containment failure was considered in the critical structure areas on the base of the nonlinear deterministic analysis of the containment for the various level of the overpressure. The uncertainties of the input data were thinking in accordance with the standard requirements (Table 2).

	Quar	ntities		Histograms	
Input	Charact.	Variable	Туре	Mean	Deviation
data	value	value		μ	σ [%]
Dead load	G _k	g _{var}	N	1	10
Live load	Q_k	q _{var}	Beta	0.643	22.6
Pressure	P _k	$p_{ m var}$	N	1	8
Temper.	T _k	t _{var}	Beta	0.933	14.1
Model	E _k	evar	N	1	5
Resist.	R _k	<i>r</i> _{var}	N	1	5

Table 2. The histograms of the input data

The action effect *E* were calculated considering the uncertainties of the input data

$$E = G_k g_{var} + Q_k q_{var} + P_k p_{var} + T_k t_{var}$$

and the resistance R we have in the form $R = R_k r_{var}$

7 Evaluation of the fragility curve

The PSA approach to the evaluation of probabilistic pressure capacity involves limit state analyses. The limit states should represent possible failure modes of the confinement functions. Failure may be interpreted as incipient leakage, which may be a small controlled leak or a large catastrophic break or rupture. The median capacity of a given failure mode is typically dependent on several factors including material properties, modelling assumption, and failure criteria. To incorporate the uncertainty and variability in the formulation, the pressure capacity for each failure mode is represented as a random variable with a lognormal distribution.

The critical area of the containment failure was the roof plate of the bubbler tower (KRÁLIK, 2017). The probability of the containment failure was determined for this critical structure on the base of the nonlinear deterministic analysis of the containment for the various level of the overpressure $\Delta p = 250, 300, 350, 400, 450$ kPa. The function of the failure was considered by the equations (19) for 10^6 Monte Carlo simulations based on results from the RSM method.

The probability of containment failure is calculated from the probability of the reliability function g(.) in the form,

$$\boldsymbol{P}_{f} = \boldsymbol{P}\big(\boldsymbol{F}_{u}(\boldsymbol{\varepsilon}_{i}) < \boldsymbol{0}\big), \tag{26}$$

where the reliability condition of concrete failure (loss of integrity) g(.) can be defined in dependency to the components of the strain in the crack plane of layer "l" by the failure function in the form [16 and 18]

$$F_{u}\left(\varepsilon_{l}\right) = 1 - \alpha_{u} \left[\left(\frac{\varepsilon_{1,l}^{p}}{\xi_{1}}\right)^{2} + \left(\frac{\varepsilon_{2,l}^{p}}{\xi_{2}}\right)^{2} \right] / \left(\varepsilon_{u}^{p}\right)^{2} \ge 0 \ ; \ \frac{2}{3} \le \alpha_{u} \le 1,$$

$$(27)$$

where $\xi = 1$ for compression, $\xi = \left(\varepsilon_{tu}^{p} / \varepsilon_{cu}^{p}\right)$ for tension. The limit values of strain are considered following $\varepsilon_{tu} = 0,02$ and $\varepsilon_{cu} = -0,0035$.



Image 16 - Fragility curve of failure pressure in the critical area of the hermetic zone under the accidental internal temperature $T_i = 150^{\circ}$ C and external temperature $T_e = -28^{\circ}$ C.



Image 17 - Fragility curve of failure pressure in the critical area of the hermetic zone under the accidental internal temperature $T_i = 150^{\circ}$ C and external temperature $T_e = -28^{\circ}$ C.

The previous design analyses of the containment failure determine the critical area of this structure. The semi probabilistic method were applied for the probabilistic analysis of the containment failure in this paper. The probability of the containment failure was considered in the critical structure areas on the base of the nonlinear deterministic analysis of it's for the various level of the overpressure. The probability of containment failure is calculated from the probability of the reliability function in the form

$$\boldsymbol{p}_{f} = \boldsymbol{P}\left(\frac{1}{t}\sum_{l=1}^{N_{lay}} \boldsymbol{F}_{u}^{l}\left(\varepsilon_{l}\right)\boldsymbol{t}_{l} > 0\right)$$
(28)

where $F'_{u}(.)$ is the failure function for the *I* - layer of the reinforced concrete shell.

8 Conclusions

The probability analysis of the loss of the concrete containment integrity was made for the overpressure loads from 250kPa to 500kPa using the nonlinear solution of the static equilibrium considering the geometric and material nonlinearities of the reinforced concrete shell layered elements. The uncertainties of the loads level (temperature, dead and live loads), the material model of the composite structure (concrete cracking and crushing, reinforcement, and liner and other influences following from the inaccuracy of the calculated model and the numerical methods were taken into account in the Monte Carlo simulations (KRÁLIK, 2009, 2015, 2017) based on the results from the RSM method. The probability of the loss of the concrete containment integrity is less than 10⁻⁶ for the original structural model. The probability of containment failure is equal to $p_{\rm f} =$ 0.050422906 for the overpressure $\Delta p_{\rm u} = 275.5$ kPa.

References

ACI 349-90, 1990. "Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures", American Concrete Institute, Detroit.

BAŽANT, Z. P. PANG, S. D. VOŘECHOVSKÝ, M. AND NOVÁK. D. 2007. Energeticstatistical size effect simulated by SFEM with stratified sampling and crack band model. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* (Wiley), 71(11): 1297-1320, Rep. Dept. of Civil Eng., Northwestern University, Evanston, Illinois.

BNSI, 2006. Requirements for the study of PSA. BNSI.4.2.

BROŽOVSKÝ J., KONEČNÝ P., MYNARZ M., SUCHARDA O., 2009. Comparison of Alternatives for Remodelling of Laboratory Tests of Concrete. In *Proceedings of the Twelfth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing*, B.H.V. Topping, L.F. Costa Neves, R.C. Barros, (Editors), Funchal: Civil-Comp Press (Stirlingshire), paper 119, ISBN 978-1-905088-30-0.

CEB-FIP Model Code 1990, Design Code, Thomas Telford, ISBN 0727716964

ČERVENKA, V. 1985. Constitutive Model for Cracked Reinforced Concrete, *ACI Journal Proceeding*, V. 82, No.6, Nov.-Dec., pp. 877-882.

ENV 1992-1-1. Eurocode 2: Design of Concrete Structures, Part 1, Brussels: CEN 1992.

ENV 1992-1-2. Eurocode 2: Design of Concrete Structures - Part 1-2 Fire Résistance of Concrete Structures, CEN 1997.

HANBOOK 5. 2005. Implementation of Eurocodes Reliability Backgrounds. Design of Buildings for the Fire Situation. Development of Skills Facilitating Implementatio of Eurocodes, Leonardo Da Vinci Pilot Project CZ/02/B/F/PP-134007, Prague, CR.

HALDAR, A. AND MAHADEVAN, S., 2000. *Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design.* John Wiley & Sons, New York. pp.320, ISBN: 978-0-471-33119-3.

IAEA-SSG-4, 2010. Development and Application of Level 2 - Probabilistic SafetyAssessment for Nuclear Power Plants. 108 pp. IAEA Vienna.J.

JCSS 2011. JCSS *Probabilistic Model Code*. Zurich: Joint Committee on Structural Safety. <www.jcss.byg.dtu.dk>.

JERGA J., KRIŽMA M., 2009, Damage Cumulation Functions of Concrete, In proc.: *Engineering Mechanics 2009*, Svratka, 11.-14. May, Paper #244, pp. 537–546, ISBN 978-80-86246-35-2.

KOHNKE, P., 2008. ANSYS. Theory. SAS IP Inc. Canonsburg.

KOLMAR W., 1986. Beschreibung der Kraftübertragung über Risse in nichtlinearen Finite-Element-Berechnungen von Stahlbeton-Tragwerken. PhD Thesis, T.H. Darmstadt, Darmstadt. KORMANÍKOVÁ, I. MAMUZIC, Optimization of laminates subjected to failure criterion. In *Journal Metallurgy*, Vol.50, br.1, str.1-72, p.41-44, Ed. Croatian Metallurgical Society Zagreb, ISSN 0543-5846.

KORMANÍKOVÁ E., KOTRASOVÁ K., 2016. Delamination Modeling of Laminate Plate made of Sublaminates, In *Proc. International Conference of Numerical Analysis and Applied Mathematics 2016* (ICNAAM 2016), 4pp. Rhodes.

KRÁLIK J., 2009. Safety and Reliability of Nuclear Power Buildings in Slovakia. *Earthquake-Impact-Explosion*. Monograph. Published by STU Bratislava, 307pp. ISBN 978-80-227-3112-6.

KRÁLIK J., 2013. Nonlinear Probabilistic Analysis of the Reinforced Concrete Structure Failure of a Nuclear Power Plant Considering Degradation Effects. In: *Applied Mechanics and Materials* Vols. 249-250, pp 1087-1098, © Trans Tech Publications, Switzerland, doi: 10.4028/www. scientific.net /AMM.249-250.1087.

KRÁLIK J. et al., 2015. Structural Reliability for Containment of VVER 440/213 Type. In: *Safety and Reliability: Methodology and Applications* - Nowakowski et al. (Eds) ©Taylor & Francis Group, London, p.2279-2286.

KRÁLIK J., 2017. Risk Assessment of NPP Safety in Case of Emergency Situations on Technology. 27pp. In Book: *Power Plants*, Ed. A. Nikolic. INTECH, d.o.o. Rijeka. Open science. ISBN 978-953-51-5317-7.

KREJSA M., KRÁLIK J., 2015. Probabilistic Computational Methods in Structural Failure Analysis, *Journal of Multiscale Modelling*, Vol. 6, No. 2 (5 pages), Imperial College Press, DOI: 10.1142/S175697371550006.

NOVÁK D., BERGMEISTER K., PUKL R., ČERVENKA V., 2009. Structural assessment and reliability analysis for existing engineering structures, Theoretical background. *Structure and infrastructure engineering*, Vol. 9, No. 2, pp. 267-275.

NUREG/CR-7031, 2010. A Compilation of Elevated Temperature Concrete Material Property Data and Information for Use in Assessments of Nuclear Power Plant Reinforced Concrete Structures, ORNL/TM-2009/175, US NRC. P.

ŘEŘICHA P., ŠEJNOHA J., 2004. Prediction of the lifetime of NPP containment considering various accident. In: Spolehlivost konstrukcí, Ostrava: Dům techniky, pp. 7-10. ISBN 80-248-0573-1.

SCHNEIDER U., SCHWESINGER P., 1990. Mechanical Testing of Concrete at High Temperature. *RILEM-U*, Kassel - U. Weimar, Kassel. p. 20-21.

SUCHARDA O., BROŽOVSKÝ J., MIKOLÁŠEK D., 2014. Numerical Modelling and Bearing Capacity of Reinforced Concrete Beams. *Key Engineering Materials*, pp. 281-284, ISSN: 1662-9795.

SUCHARDA O., PAJAK M., PONIKIEWSKI T., KONECNY P., 2017. Identification of Mechanical and Fracture Properties of Self-Compacting Concrete Beams with Different Types of Steel Fibres using Inverse Analysis, In: *Construction and Building Materials* 138, 263-275pp. ScienceDirect, Elsevier, ISSN: 0950-0618.

Acknowledgement

The project was performed with the financial support of the Grant Agency of the Slovak Republic (VEGA 1/0265/16 and VEGA 1/0951/16).

Contact address:

Prof.Ing.Juraj Králik,PhD. Faculty of Civil Engineering STU Bratislava, Radlinského 11, 810 05 Bratislava Ing.Juraj Králik,PhD.jr. Faculty of Architecture STU Bratislava, Nám Slobody 19, 812 45 Bratislava

USING ANSYS FEM AND RING THEORY TO MODEL A HYDROGEN ATOM

P. FIALA¹, P. WERNER², P. OSMERA³ P.DOHNAL¹

¹SIX Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technicka 12, Brno, Czech Republic ²pwerner@volny.cz ³Institute of Automation and Computer Science, Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, Technicka 12, Brno, Czech Republic.

Abstract: The paper discusses a numerical model to facilitate more accurate analysis of electro-hydro-dynamic processes at the level of atoms and NANO-EMS structures. In the relevant procedures, an atom is used to test the properties of the given model based on a toroidal element. Exploiting previous examinations of graphene structures and utilizing traditional modeling techniques, the authors employ diverse analyses of applicable limiting parameters to propose a structural analysis that could enable the evaluation of the numerical models of the hydrogen atom examined. A simple example is used to demonstrate the properties of the given approach to the current multiscale modeling of structures of matter.

Keywords: Multiscale, modeling, atom, toroidal element, matter, structure, hydrogen.

1 Introduction

According to the research presented in papers YOUSEFI, M.; ROUHOLLAHI, A.; HADI, M.; MOHAMMADI, F.,2006, FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M.,2016, DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M.,2015, DREXLER, P.; FIALA, P.; NESPOR, D.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M.,2015 NASSWETTROVA, A.; FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M.,2015, FIALA, P.; DREXLER, P.; NESPOR, D.; URBAN, R.,2014, the periodic structure of graphene currently exhibits and can be expected to further develop certain interesting electrical and electromagnetic properties regarding the propagation of electromagnetic waves. Thus, new horizons could be opened for the use of graphene and other organic or inorganic materials in electrical engineering (electromagnetics, or EMG) and electronics.

We designed several basic algorithms to model an atom, exploiting a toroidal element FIALA, P.,2016, OSMERA, P., WERNER,P. and OSMERA,P. jun., 2015, HEYROVSKA, R.,2007- HEYROVSKA, R.,2008; the entire procedure also enabled us to gain experience in the numerical analysis of a hydrogen atom (H_2) interpreted as outlined herein. The model set up in the given manner is expected to eliminate the disadvantages of the classic quantum mechanical approach to the modeling of matter. When evaluating the propagation of an electromagnetic wave in the periodic structure of matter at the level of nanometers, we encounter the limitations inherent with the actual description of the structure of matter; by extension, the accuracy of the evaluation and the analysis of the properties characterizing the proposed solutions depend on the quality and accuracy of the numerical analyses.

The numerical model utilized is conceived to capture atom substructures and their properties via a deterministic concept. Here, the aim consists in employing a simple model of a hydrogen atom to analyze the electromagnetic field; significantly, within the evaluation stage, the proposed technique will be compared with hitherto used quantum mechanical models of matter.

2 Numerical model of H2 based on ring theory

The newly proposed approach to designing and analyzing models of subatomic structures is based on the mathematical description of such formations created via toroidal elements, Ring Theory (RT), Fig. 1a). The basic component utilized by the designed and analyzed model consists in a toroidal element (Fig. 1a)), which is easy to describe and is expressed in formulas (1), (2); these equations characterize the position of a point on the element in a Cartesian coordinate system and relate to the definition of the variables, respectively. The proposed element will enable us to design a cluster of components to model the properties of hydrogen, Fig.1 b). The benefit of the model is embodied in the analysis and description of the instantaneous values of the electromagnetic field components, namely (for a non-stationary EMG wave), the intensities of the electric and magnetic fields E(t) and H(t); such a deterministic pattern is convenient for application within the effort to achieve higher accuracy and a variable order factor with respect to the probabilistic models hitherto used in quantum mechanics. In Fig. 1 above, x_0 , y_0 , and z_0 denote the coordinates of the local origin of the applied toroidal element in a Cartesian coordinate system; R_1 , R_2 are the radii of the toroidal element; and \mathcal{P}, φ represent the angular coordinates of a point on the surface of the toroid. The aboveoutlined model of a structure with a toroidal basic element (Fig. 1a), formulas (1), (2) can be used to demonstrate that a simple change of the coordinates and parameters of the relevant toroid may produce other basic geometrical elements, such as a sphere (Fig. 2a)), point, line, or circle FIALA, P.,2016. For example, when altering the toroid to obtain a sphere (formula (3) for the limit change of the radius R_1 approaching zero), we get the relationships to express the position of a point on the sphere, (4).



Figure 1. A geometrical model: a) an applied basic toroidal element FIALA, P.,2016; b) a model of hydrogen (H₂) OSMERA, P., WERNER,P. and OSMERA,P. jun., 2015.



a) $R_1=0.01$, $R_2=1$, $\vartheta / \varphi = 200$

b)
$$R_1=1$$
, $R_2=0.0001$, $\theta / \phi = 200$

Figure 2. A geometrical model of the parametric setting of the toroidal element for the deterministic evaluation of the EMG field FIALA, P.,2016: a) the parameters for a sphere; b) the parameters for a circle.

We then have

$$x = x_o + (R_1 + R_2 \cdot \cos(\vartheta)) \cdot \cos(\varphi) , \quad y = y_o + (R_1 + R_2 \cdot \cos(\vartheta)) \cdot \sin(\varphi) , \quad z = z_o + (R_1 + R_2 \cdot \sin(\vartheta))$$
(1)

$$\mathcal{G} \in \langle 0, 2k\pi \rangle, k = 1, ..n \quad \varphi \in \langle -\pi, \pi \rangle \quad R_{1,2} \in \langle 0, \infty \rangle$$

$$\tag{2}$$

$$\lim_{R_{i}\to 0} \left\{ x_{o} + \left(R_{1} + R_{2} \cdot \cos\left(\vartheta\right) \right) \cdot \cos\left(\varphi\right) \right\} = x_{o} + R_{2} \cdot \cos\left(\vartheta\right) \cdot \cos\left(\varphi\right)$$

$$\lim_{R_{i}\to 0} \left\{ y_{o} + \left(R_{1} + R_{2} \cdot \cos\left(\vartheta\right) \right) \cdot \sin\left(\varphi\right) \right\} = y_{o} + R_{2} \cdot \cos\left(\vartheta\right) \cdot \sin\left(\varphi\right) \\ \lim_{R_{i}\to 0} \left\{ z_{o} + \left(R_{1} + R_{2} \cdot \sin\left(\vartheta\right) \right) \right\} = z_{o} + R_{2} \cdot \sin\left(\vartheta\right)$$
(3)

$$x = x_o + R_2 \cdot \cos(\vartheta) \cdot \cos(\varphi) , \quad y = y_o + R_2 \cdot \cos(\vartheta) \cdot \sin(\varphi) , \quad z = z_o + R_2 \cdot \sin(\vartheta) .$$
(4)

The structural properties were theoretically examined by OSMERA, P., WERNER,P. and OSMERA,P. jun., 2015, who employed already known formations to demonstrate the applicability of the designed model of atoms and their structures (Fig. 3a). In this context, the authors designed a structural arrangement (Fig. 3b) realizable as a closed formation, using tools for submodeling ANSYS manuals, 2017, Steinhauser,O.M.,2007, STEINHAUSER,O.M.,2007, VICECONTI,M., 2012 and substructuring ANSYS manuals, 2017.

3 ANSYS FEM Analysis of EMG field of the H2 RT model

Figure 3 below shows symbolically the relationship between the basic structural elements of matter (toroids) in the nuclei of atoms of H, D, T and He; however, the scale of the structures is not considered in the given representation. The dimensions to characterize the design of the FEM model and its analysis were adopted from relevant papers HEYROVSKA, R.,2007- HEYROVSKA, R.,2008. The ANSYS-based model ANSYS manuals,2017, as related to the analysis exploiting the FEM, is presented in Fig. 4a). The dimensions A, B, and C, which, in the FEM model, specify the space defining the atom H₂, were then taken over from not only the above-noted papers [9-10] but also the presumed physical properties of the modeled atom. To compute the basic size of the electron, we used a formula derived from the hydrogen atom spectrum [8] for the infrared band (Paschen series, n=3, $T_3=820.4$ nm). We thus have

$$r_{e3} = \frac{T_3 \cdot \alpha}{8\pi \cdot n} = \frac{820.4 \cdot 10^{-9}}{8\pi \cdot 137 \cdot 3} = 79.5 \cdot 10^{-12} \text{ m},$$
(5)

where n is the number of the orbit (n=1,2,...). The time required a photon requires to transfer its energy to an electron is longer by the value of the constant α than the time during which the photon travels the wavelength of its distance at the speed of light *c*; then,

$$t_e = \frac{T_3}{c \cdot \alpha} = \frac{820.4 \cdot 10^{-9} \cdot 137}{3 \cdot 10^8} = 3.74 \cdot 10^{-13} \,\mathrm{s} \;. \tag{6}$$

The electric current i_e induced by the motion of the charge q_e along the surface of the basic toroid can be expressed as

$$i_e = \frac{\mathrm{d}q_e}{\mathrm{d}t_e} = \frac{1.602 \cdot 10^{-19}}{3.74 \cdot 10^{-13}} = 4.283 \cdot 10^{-7} \,\mathrm{A} \,. \tag{7}$$

Subsequently, the dimensions A = B = C = 16 nm were used for the numerical model. The radius r_p of the basic toroid of the nucleus (hydrogen proton). For the designed numerical model, we then have $r_p = 0.842$ fm.



Figure 3. A geometrical model of the nuclei of H, D, T, He: a) the principal arrangement of the structure of a nucleus OSMERA, P., WERNER,P. and OSMERA,P. jun., 2015; b) the structural configuration the basic elements of an atom OSMERA, P., WERNER,P. and OSMERA,P. jun., 2015.



Figure 4. A geometrical model H ; a) FEM model, b) trajectory of elecric electron charge close the H₂ nucleus FIALA, P.,2016.



Figure 5. The evaluation of the numerical analysis of the electromagnetic field: a) the instantaneous position of the electric charge q_e in time t_e ; b) the corresponding distribution of the magnetic field *B* [pT].

For the relevant FEM-based numerical analysis and to compare the results, including the outcome of the experimental investigation outlined within papers HEYROVSKA, R.,2007, HEYROVSKA, R.,2008, we need to respect the scales and dimensions of the basic elements of the atomic structures (1), (2). The related model, after being set up, was converted to units of μ MKS ANSYS manuals,2017. Figure 5b) shows the magnetic field distribution with the specific density **B** module in the space of the atom H₂ for the time instant at which the electric charge q_e assumes the position indicated in Fig. 5a). Then, for each time instant t_e , we can analyze and represent the distribution of both the magnetic field having a specific density **B** and the electric field with an intensity **E**.

4 Conclusion

The proposed technique for the structural description of matter at the level of atoms and nano-dimensions enables us to pursue, via the selected toroidal basic structural element, a scaled approach toward modeling the atoms discussed within the paper. The deterministic modeling method described herein facilitates quantitative analysis and prediction of the properties of structures for detailed analysis of the EMG field. The novel concept does not deny the current hypotheses and theories related to the structure of matter, and the associated model can be employed to characterize the hitherto experimentally established properties of atoms.

Acknowledgement

The research was financed by the National Sustainability Program under grant No. LO1401 and supported within a grant of Czech Science Foundation (GA 17-00607S). For the actual analyses and experiments, the infrastructure of the SIX Center was used.

References

ANSYS manuals,2017, www.ansys.com, 1991-2017, USA.

DREXLER, P.; FIALA, P.; NESPOR, D.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M.,2015, *Numerical Model and Analysis of a Graphene Periodic Structure*. In Draft Proceedings of Progress in Electromagnetics Research Symposium PIERS 2015, Prague. Progress in Electromagnetics. Cambridge, MA, USA: The Electromagnetics Academy, 2015. pp. 2453-2457. ISSN: 1559- 9450.

DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M.,2015, *FEM Numerical Model and Analysis of a Graphene Coaxial Line*. In Proceedings of 23rd SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2015. 1. Brno: SVS FEM spol. s r.o., 2015. pp. 6-20. ISBN: 978-80-905525-2-4.

FIALA, P.,2016, Studie vlastností základního stavebního elementu hmoty v souvislosti s modelováním a topologickým pojetím fyziky a elektrohydrodynamiky (Investigating the Properties of the Basic Structural Element of Matter in Relation to Modeling and the Topological Approach toward Physics and Electrodynamics); Research report, Study-I Introduction, III/16, DTEEE BUT, Brno,04.-06. 2016.

FIALA, P.; DREXLER, P.; NESPOR, D.; URBAN, R.,2014, *Numerical Model of a Large Periodic Structure*. In Proceedings of PIERS 2014 in Guangzhou. Progress in Electromagnetics. Guangzhou, China: 2014. pp. 2350-2354. ISBN: 978-1-934142-28-8. ISSN: 1559-9450.

FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M.,2016, *Numerical Model of a Nanoelectric Line from a Graphene Component. Microsystem Technologies*, 2016, 1, pp. 1-18. ISSN: 0946-7076.

HEYROVSKA, R.,2007, Structures of the Molecular Components in DNA and RNA with Bond Lengths Interpreted as Sums of Atomic Covalent Radii, https://arxiv.org/vc/arxiv/papers/0708/0708.1271v1.pdf,Institute of Biophysics of the Academy of Sciences of the Czech Republic. HEYROVSKA, R.,2008, *Structures of the Molecular Components in DNA and RNA with Bond Lengths Interpreted as Sums of Atomic Covalent Radii*, Institute of Biophysics of the Academy of Sciences of the Czech Republic, The open structural biology journal, 2008, 2, 1-7, 1874-1991/08, Bentham Science Publisher Ltd., 2008.

NASSWETTROVA, A.; FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M.,2015, *Numerical Model a Graphene Component for the Sensing of Weak Electromagnetic Signals.* In Proceedings of SPIE. Proceedings of SPIE. BELLINGHAM, WA 98227-0010 USA: SPIE- INT SOC OPTICAL ENGINEERING, 2015. pp. 1-10. ISBN: 978-1-62841-639-8. ISSN: 0277-786X.

OSMERA, P., WERNER, P. and OSMERA, P. jun., 2015, *Ring structures of atoms and molecules*. In Roychoudhuri, C; Kracklauer, A; DeRaedt, H. *Proceedings of SPIE : Nature of Light : What are Photons? VI*. Bellingham: SPIE, 2015. pp. 1-15, 15 p. ISBN 978-1-62841-736-4. doi:10.1117/12.2207303.

STEINHAUSER,O.M.,2007, Computional Multiscale Modeling of Fluids and Solids, Springer, july 2007, pp 423, Germany

VICECONTI, M., 2012, *Multiscale Modeling of the Skeletal System*, Cambridge University Press, 2012, pp 211, UK

YOUSEFI, M.; ROUHOLLAHI, A.; HADI, M.; MOHAMMADI, F.,2006, *Electrochemical Performance of a Pyrolytic Carbon Film with the Anisotropic Microstructure, Nano/Micro Engineered and Molecular Systems*, 2006. NEMS '06. 1st IEEE International Conference on Year: 2006, Pages: 627 - 630, DOI: 10.1109/NEMS.2006.334860, IEEE Conference Publications

Contact address:

prof. Ing.Pavel Fiala, Ph.D., Ing.Pavel Werner, prof. Ing.Pavel Ošmera, Ph.D., Mgr.Přemysl Dohnal

¹SIX⁻Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technicka 12, Brno, Czech Republic; http://www.utee.feec.vutbr.cz.

²pwerner@volny.cz

³Institute of Automation and Computer Science, Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, Technicka 12, Brno, Czech Republic.

fialap@feec.vutbr.cz, ²pwerner@volny.cz, osmera@fme.vutbr.cz, dohnalp@feec.vutbr.cz,

DEMONTÁŽ OBRUČE ROTORU TURBOGENERÁTORU INDUKČNÍM OHŘEVEM

PETR PACHOLÍČEK, PAVEL ŠTURM

BRUSH SEM s.r.o.

Abstract: For some types of BRUSH generators are caps axially fixed to the rotor by tooth. It is necessary to increase the inner diameter of the cap by designed enlargement in order to dislodge the shrink between the rotor and the cap. This great increase of the inner diameter must be achieved by induction heating in very short time about 30 minutes to avoid heating the body of the rotor and increasing its diameter. This would disable the process of cap disassembling. The maximal allowed temperature for cap material must be also observed. From above mentioned it is necessary to predict and desing the whole process by numerical calculation.

Keywords: Turbogenerator, induction heating, cap

1 Úvod

Obruče rotorů turbogenerátorů musí být pravidelně kontrolovány. Je tedy nutné mít dobře zvládnutý proces jejich montáže i demontáže. Ve společnosti BRUSH SEM s.r.o. se k montáži i demotnáži používá indukční ohřev, který je oproti ohřevu plamenem šetrnější k materiálu obruče.

Ve společnosti BRUSH SEM s.r.o. byl vyroben generátor s typovým označením DAX 98-330 navržený dle speciálního zadání zákazníka pro provoz na 50 i 60 Hz, dvě výkonové hladiny atd.

U typu DAX 98-330 jsou obruče na rotor axiálně fixovány ozubem. Pro úspěšnou demontáž obruče z rotoru generátoru je potřebné zvětšení vnitřního průměru obruče o 6 mm, aby došlo k uvolnění svěru mezi rotorem a obručí a k překonání ozubu na rotoru.

Tohoto velkého zvětšení průměru obruče (6 mm) je třeba při indukčním ohřevu dosáhnout v relativně krátkém čase cca 30 minut, aby nedošlo k zahřátí těla rotoru a nárůstu jeho průměru. Tím by byla demontáž obruče znemožněna. Zároveň je nutné dodržet maximální teplotu pro materiál obruče (CrMn 1818) 380 °C doporučenou dodavatelem obruče. Jednoduchým analytickým výpočtem byla střední teplota obruče pro úspěšnou demontáž stanovena na 350°C.

2 Obruč, induktor, parametry indukčního ohřevu

Obruč:	
Materiál	CrMn 1818
Vnitřní průměr	1.020 [m]
Vnější průměr	1.122 [m]
Délka	0.642 [m]
Hmotnost	1158 [kg]

Induktor:						
Manipulační rám	Texgumoid					
Cívka	Mědě	ěná trubka				
Závitů cívky	20					
Chlazení cívky	H_2O					
Parametry ind. ohřevu:						
Zdroj	trans	formátor EO 7071/57 (5 MVA)				
Imax	2140	[A]				
Umax	540	[V]				
Frekvence	100	[Hz]				
Doba ohřevu	30	[min]				
Max. teplota	380	[°C]				

3 Elektromagnetický výpočet

Ke stanovení parametrů indukčního ohřevu byl použit MKP software ANSYS Maxwell. Byl vytvořen 3D model obsahující 1/4 obvodu rotoru s klíny, obruče, náboje a cívky induktoru. Řešení modelu proběhlo modulem Transient, který je určen pro výpočet harmonických elektromagnetických polí. Výsledkem výpočtu byly potřebné informace pro ověření parametrů zdroje (napětí, proud, výkon/příkon ohřevu) a správnosti návrhu induktoru (počet závitů, ztráty v obruči). Ztráty v obruči pak byly vstupní hodnotou pro tepelný výpočet v ANSYS Fluent, kde byla ověřena dosažitelnost potřebné teploty cca 350°C obruče pro její demontáž v požadovaném čase do cca 30 minut.



Obrázek 28 - Proudová hustota v obruči, 3D model s rotorem, Transient solver

4 Tepelný výpočet

Výpočet teploty obruče je řešen v software ANSYS Fluent konvekcí, bez vnějšího chlazení - na stěnách nastavena teplota okolí odpovídající standardním podmínkám na dílně. Zdrojem tepla jsou ztráty načtené v prostředí Workbench z ANSYS Maxwell. Vzhledem k nutnosti sledování maximální teploty během ohřevu je i výpočet transientní.

Materiálové vlastnosti jsou při výpočtu zadané dle výsledků testů ve firmě Brush SEM s.r.o. Maximální spočtená teplota obruče po indukčním ohřevu 30 minut byla 386°C, což byl dobrý předpoklad k úspěšné realizaci demontáže. Maximální teploty 350°C bylo výpočtem dosaženo po cca 25 minutách.



Obrázek 2 - Teplotní pole po indukčním ohřevu 30 minut

5 Měření teplot na povrchu obruče při demontáži

Měření teplot v průběhu demontáže obruče bylo prováděno při několika pokusech jak bezdotykovým teploměrem, tak i bezkontaktně termovizní kamerou FLIR P25. Z důvodu vyrovnání emisivity měřeného povrchu bylo nutné měřená místa nastříkat barvou ThermaSpray 800.



Obrázek 3 - Usazení induktoru na obruč



Obrázek 4 - Detailní pohled na obruč včetně polohy induktoru před začátkem ohřevu



Obrázek 5 - Závěrečná fáze demontáže obruče


6 Porovnání naměřených a vypočtených teplot

Obrázek 6 - Průběh vypočtených a naměřených teplot na vnějším povchu sedlové části obručí při demontážích indukčním ohřevem

DAX 98-33	30	f	1	U	P	Doba ohřevu / MKP výpočtu
Demontáž obruče indukčním ohřevem		[Hz]	[A]	M	[K/V]	[min]
Realizace 1			2125	239	198.7	31
Realizace 2			2130	236	197.7	32
Realizace 3		100	2123	237	195.7	30
Realizace 4			2125	237	194	29
Realizace 5			2125	237	194	25
MAXWELL 3D / TR	obruč + rotor	100	2125	233	191	>10hodin

Fabulka 5 -	Srovnání	výpočtu	Maxwell s	reálný	mi hodnotar	mi
		1				

7 Závěr

Výsledky výpočtu sdružené úlohy odpovídají velmi přesně realitě. Příprava modelů, nastavení výpočtů i samotné výpočty byly časově náročné, celkem v řádech několika dnů. Proto pro rychlý návrh induktoru, popř. podporu prací na dílně se osvědčilo použítí geometrie obruče bez rotoru ať už 3D nebo 2D s nastavením příslušných okrajových podmínek suplujících hmotu rotoru. Využitím parametrizace při tvorbě modelu i nastavení výpočtu jsme v současné době schopni navrhnout induktor a podmínky k demontáži obruče pro různé typy obručí za cca 60 minut.

DAX 98-330		f	1	U	Р	Doba MKP výpočtu
Demontáž obruče indukčním ohřevem		[Hz]	[A]	[V]	[kW]	[min]
MAXWELL 3D / TR	obruč + rotor			233	191	>10hodin
MAXWELL 3D / EC	jen obruč	100	2125	243	208	> 30 minut
MAXWELL 2D / EC	jen obruč			247	219	> 30 sekund

Tabulka 2 - Zjednodušení, resp. urychlení výpočtu v ANSYS Maxwell







Obrázek 8 - Proudová hustota v obruči , 2D model bez rotoru, Eddy Current solver

Kontaktní adresa:

Ing. Petr Pacholíček petr.pacholicek@brush.eu +420 378 210 520 Brush SEM s.r.o. Edvarda Beneše 39, 301 00, Plzeň

Ing. Pavel Šturm pavel.sturm@brush.eu +420 378 210 115 Brush SEM s.r.o. Edvarda Beneše 39, 301 00, Plzeň

PREPARATION OF ANSYS APDL MODEL USING THIRD-PARTY SOFTWARE

JURAJ PAULECH, VLADIMÍR KUTIŠ, JUARJ HRABOVSKÝ, JUSTÍN MURÍN, VLADIMÍR GOGA, ROMAN GOGOLA

Faculty of Electrical Engineering and Information Technology STU, Ilkovičova 3, Bratislava, Slovakia

Abstract: The paper presents the preparation phase for model of transmission tower lattice construction using ANSYS APDL environment. Beams elements are used for the model that brings some complications in this preparation phase because of need to define shape, dimensions and offsets of cross-sections for individual trusses, and also to define their position and orientation in given coordinate system. Considering these requirements and the fact that the lattice construction of the transmission tower consist of hundreds of trusses it is obvious that some auxiliary tool is necessary for preparation of such model in ANSYS APDL. This tool was programmed in SW Wolfram Mathematica with direct APDL code output.

Keywords: beam element, lattice construction, transmission tower, APDL, Wolfram Mathematica

1 Problem description

The goal of the presented problem is to prepare finite element model for transmission tower according to Image 1 for structural analyses like steady-state and modal analyses. The model should be relatively precise but the number of elements and nodes should be suitable for solutions calculated using standard PC. This approach eliminates utilization of the link as well as 3D solid elements and leads to the beam element model. The benefit of the model built-up using beam elements is that the geometry part consists of the lines simply connected at their end points with the other lines to form the 3D shape of the tower construction and also in relatively simple discretization of the geometry model to finite element model. But disadvantages of the beam structure lie in relatively complicated definition of the shape, dimensions and offsets of cross-sections for individual trusses of the tower construction. Also their positioning and orientation in given coordinate system is not the simple task in ANSYS APDL environment, considering the number of trusses that form the tower. All trusses of presented transmission tower have "L" shaped cross-section. Individual "L" shaped crosssection has identical thickness and length of its arms (but dimensions of the "L" shaped cross-sections are not the same for all trusses).





Image 29 – Transmission tower lattice construction (left – anchor tower, right – support tower)

2 Program in SW Wolfram Mathematica

For given problem it is desirable to use some auxiliary tool that is able to prepare graphical preview of defined parts of the model in any time during the process of model creation and also that is able to calculate all necessary parameters for APDL code for the beam element model. We programmed such tool – code – in SW Wolfram Mathematica that is powerful software in terms of many predefined functions for mathematical, database and text operations with simple and uniform syntax. The whole main-tree structure of our code is shown in Image 2, we can see individual functions (modules) of the code there.

_nosniky_svsnb	
funkce][
globalny suradny system	13
 profil L 	13
 zadavanie profilov 	10
novy profil	13
vyhod profil	11 -
backup profilov	11
resume from backup profil	11
nosniky	11
zapis nosnikov	11
editacia	11
vyhod nosnik	33
 vykresli nosniky 	11 -
backup nosnikov	11
resume from backup nosnikov	, 11
nastavenia	11
apdi	11
akcie	31
nacitanie	11
zapis	31]
generovanie]]
pracovny priecinok]]
akcie	_]]
±/	
	100% 🔺

Image 2 – Main-tree of our code in SW Mathematica

The code solves the problem of setting individual trusses of the tower structure by defining their origin and ending coordinates, defining dimensions of the "L" shaped cross-section that belong to considered truss and by defining rotation and offsets of the truss detached to main geometric line of the truss. Ale these parameters are set by user in dialog input windows.

In Image 3 we can see the main window of our code where we can choose one of the main actions:

- to enter general settings for the program environment (triad arrangement, line width for graphical preview and resolution of the preview)
- to enter all dimensions of "L" shaped cross-sections used in the tower structure (it is possible to create simple database of used cross-sections by defining the length of arms of the profiles and their thickness, also it is possible to delete unused profiles, backup and resume from backup of the profiles' database)
- to enter positions and other parameters for individual trusses of the tower (individual options for trusses will be explained further in the text)
- to generate APDL output (with defined material properties, section settings, element size settings, merging and mirroring options)

- to save all user settings for program environment and settings for APDL output General settings



Image 3 – Main actions in the program

Image 4 shows the dialog windows for trusses definition and processing. We can see there that we can:

- enter parameters for new truss
 - (list of previously defined trusses appears for user to have an overview about last actions defined in the system; then defining the parameters follows where user can fill automatically the starting coordinates and rotation for new truss that are copied from ending coordinates from previous truss it is useful during creation of series of trusses connected one after another)
- edit parameters for last or chosen truss (user is able to edit incorrectly defined truss parameters)
- draw graphical preview of all or chosen trusses from database (for details see further images and text)
- delete chosen truss or group of trusses
- backup trusses database or resume from backup





Image 5 show graphical preview of four defined trusses (basic example). Final geometric and beam finite element model in ANSYS APDL environment is shown in Image 6. We can see that even the final geometric ANSYS model consists of only four simple connected lines (Image 6), the beam elements are positioned, rotated and offset properly according to graphical preview from our program (Image 5). Also we can see from these images the presentation of different dimensions of "L" cross-sections, rotations and offsets defined for trusses. Moreover, we can see that the program calculates coordinates for orientation keypoints used in APDL environment (orientation keypoint is used for appropriate rotation of finite beam elements created along main geometric line of the truss).



calculated coordinates for orientation keypoint

Graphical preview (interactive)



Image 5 - Graphical preview of chosen trusses





Graphical preview of trusses in our program is based on preparation of graphical wireframe shape of defined truss with parameters (length of the truss, dimensions of "L" cross-section, offsets) in the local coordinate system that is finally transformed into the global coordinates using transformation matrix. This process is shown in Image 7 where example of Mathematica syntax is presented.

```
profil L
     LProfile[x1, y1, z1, x2, y2, z2, w, t_, natoc_, poc_, offy, offz_, graf_] := Hodule[{vektor, dlzka, zlx, zlz, priemet, psi, fi, Tpsi, Tfi, ww, tt, Tnatoc, natocst, T, bod, lokall, transfL, globa
         natocst = natoc Pi / 180;
         ww = w 10^-3;
        tt = t 10^{-3};
         offyy = offy 10^-3
        offzz = offz 10^{-3};
         vektor = {x2 - x1, y2 - y1, z2 - z1};
dlzka = Sqrt[vektor[[1]]^2 + vektor[[2]]^2 + vektor[[3]]^2];
        If [dlzka = 0, {ChoiceDialog[Style["Nulová dĺžka nosnika !", Darker[Red]], {"CK" > 1}, WindowTitle -> Dynamic[ToString[StringForm["Zadávanie profilu č. `1`", poc]]]], Goto[finish]];
         zlx = Abs[x2 - x1];
         zlz = Abs[z2 - z1];
         fi = -1 If [Abs[(zlz - dlzka)] < 1 × 10^-6 dlzka , ArcSin[1], ArcSin[zlz/dlzka]];
         priemet = dlzka Cos[fi];
         psi = If[priemet == 0, 0, If[Abs[(zlx - priemet)] < 1×10^-8 priemet, 0, ArcCos[zlx/priemet]]];</pre>
        pai = 1[prime: = 0, 0, 1[As([ui-prime()] < 1x lo<sup>-</sup> = prime(), 0, ArCOS[Lix prime()], 0], [-Sin[psi = Pi], Cos[psi = Pi], 0], (0, 0, 1]},
If[vetor[[2]] < 64 vetor[[1]] < 0, Tysi[psi] := {(Cos[psi = Pi], Sin[psi], 0], (Sin[psi = Pi], Cos[psi = Pi], 0], (0, 0, 1]},
If[vetor[[1]] < 0, Tysi[psi] := {(Cos[Pi = Pi], Sin[Pi = pi], 0], (-Sin[Pi = pi], 0], (0, 0, 1]}, [I(vetor[[1]] < 0, Tysi[psi] := {(Cos[Pi = Pi], Sin[Pi = pi], 0], (-Sin[Pi = pi], 0], (0, 0, 1]},
If[vetor[1]] < 0, Tysi[psi] := {(Cos[Pi = Pi], Sin[Pi = pi], 0], (-Sin[Pi = pi], Cos[Pi = pi], 0], (0, 0, 1]}, Tysi[psi] := {(Cos[Pi], Sin[Psi], 0], (-Sin[Psi], 0], (0, 0, 1]}]];
If[vetor[1]] < 0, Tysi[psi] := {(Cos[I], 0, Sin[I], 0, 1], (0, 1), (-Sin[I], 0, Cos[I]])}, Tint[I] := {(Cos[I], 0, -Sin[I]), (0, 1, 0], (Sin[I], 0, Cos[I])}];
Thatoc[natocst] := {(1, 0, 0), (0, Cos[natocst], Sin[natocst], (0, -Sin[natocst]);
         T = Tnatoc[natocst].Tfi[fi].Tpsi[psi];
         bod[1] = {0, 0, 0}
         bod[2] = {dlzka, 0, 0};
         bod[3] = {dlzka, ww, 0};
bod[4] = {0 ww 0};
```

Image 7 – Transformation from local to global coordinate system (Wolfram Mathematica syntax)

Finally, programmed APDL generator prepares text file in working directory that can be directly read in ANSYS APDL environment (for graphical representation of the geometric model and beam finite element model see Image 6).

3 Beam model of the transmission tower lattice construction

We used our program to prepare model of transmission tower (see Image 1) using trusses finally represented by beam finite elements. Due to symmetry of the whole structure it is possible to prepare only quarter geometric model and quarter beam model that is subsequently mirrored to form the full finite element model.

The quarter model that consists of 412 trusses is shown by graphical preview of our program in Image 8. There is also shown final APDL text file generated by our program, only the first and the last trusses are shown (i.e. commands for these trusses).



Image 8 – Graphical preview of anchor transmission tower quarter model (left), generated APDL code with the first and the last truss defined (right)

Final model in ANSYS APDL environment with chosen details and beam mesh is shown in Image 9. There are over 12 500 elements and over 24 500 nodes used in the model. Results for the second eigen-shape of the transmission tower is shown in Image 10 (the tower is mechanically supported by endpoints of its legs; the second eigenfrequency is about 3 Hz). Model of two span distances (AIFe power line) between anchor transmission towers (terminals) and support tower (middle, see also Image 1) are shown in Image 11. This model was also used for modal and static simulations.



Image 9 – ANSYS APDL beam finite element full model of transmission tower structure



Image 10 – The second eigen-shape of the tower structure (eigenfrequency \approx 3 Hz)



Image 11 – Beam model of span distances with AIFe power lines, two anchor towers and one support tower

4 Conclusion

The paper presented custom program for preparation phase for ANSYS APDL model that consist of number of trusses with different dimensions, rotation and offsets of "L" shaped cross-sections. The presented program ensures good feedback to user that creates the model by graphic preview of chosen parts of the model, ensures management of the trusses database and finally automatically creates APDL text file with all necessary settings and definitions.

References

STN EN 50341-1, Vonkajšie elektrické vedenia so striedavým napätím nad 45 kV, Časť

1: Všeobecné požiadavky, spoločné špecifikácie.

Fecko Š., Reváková D., Varga L., Lago J., Ilenin S., Vonkajšie elektrické vedenia, Bratislava: Renesans, s.r.o., 2010.

Acknowledgement

This work was supported by the Slovak Research and Development Agency under the contract No. APVV-14-0613, by Grant Agency VEGA, grant No. 1/0453/15.Authors are also grateful to the HPC Centre at the Slovak University of Technology in Bratislava, which is a part of the Slovak Infrastructure of High Performance Computing (SIVVP project, ITMS code 26230120002, funded by the European Regional Development Funds), for the computational time and resources made available.

Contact address:

Ing. Juraj Paulech, PhD. juraj.paulech@stuba.sk Faculty of Electrical Engineering and Information Technology STU, Institute of Automotive Mechatronics, Department of Applied Mechanics and Mechatronics, Ilkovičova 3, 812 19 Bratislava, Slovakia

OVERENIE ZAŤAŽOVACÍCH SKÚŠOK ŽELEZOBETÓNOVEJ PILÓTY

ĽUBOMÍR PREKOP

STU v Bratislave, Stavebná fakulta, Katedra stavebnej mechaniky

Abstract: This paper deals with the modeling of the load test of horizontal and vertical resistance of reinforced concrete piles. The pile is a part of a group of piles with reinforced concrete heads. The head is pressed with steel arches of a bridge on highway Jablonov - Studenec. Pile model is created in ANSYS with several models of foundation having properties found out from geotechnical survey. Finally some crucial results obtained from computer models are presented and compared with these obtained from experiment.

Keywords: Reinforced Concrete; Pile; Modeling; Experiment

1 Úvod

Príspevok sa zaoberá modelovaním zaťažovacej skúšky zvislej únosnosti železobetónovej piloty. Pilota je súčasťou skupiny pilot so železobetónovou hlavou. Do hlavy sú opreté oceľové oblúky mostnej konštrukcie na dialničnom moste Jablonov–Studenec.

1.1 Popis objektu

Mostný objekt pozostáva z 3 častí, celkové rozpätie mosta je 668,6 m:

- 3 železobetónové predpäté predpolia s rozpätiami 26,0 m; 32,0 m a 26,3m; celkové rozpätie 84,3 m;
- 7 hlavných oceľových oblúkových mostných polí s rozpätiami 2x60m; 2x70m a 3x80m; celkové rozpätie 500m;
- 3 železobetónové predpäté predpolia s rozpätiami 26,0 m; 32,0 m a 26,3m; celkové rozpätie 84,3 m.



Obrázok 1 - Celkový pohľad na mostný objekt



Obrázok 2 - Pohľad na oceľové oblúky mosta

Posudzovaná pilota sa nachádza v podpere 7.piliera, do ktorej sa opierajú oceľové oblúky mosta. V etape predbežného a následne podrobného prieskumu bolo vykonaných 10 prieskumných vrtov, z ktorých bolo vytvorených 7 modelov podložia. Zo 7 modelov bol pre výpočet použitý model podložia v mieste prieskumného vrtu 205-7/V. V etape kontrolného prieskumu bolo realizovaných 8 vrtov.

1.2 Zaťažovacia skúška pilóty

Bola vykonaná zatažovacia skúška pilóty na zvislú a vodorovnú silu. Účelom skúšky bolo vytvoriť podklady pre prípadné úpravy projektu pilót zakladania mosta a overiť únosnost pilóty na zvislé zataženie, vodorovné zaťaženie a určiť závislosť sadanie – zaťaženie v daných geologických podmienkach. Podrobný popis skúšky sa nachádza v literatúre [1].

1.3 Základové pomery

Geologický profil v mieste skúšobnej pilóty podľa zhotoviteľa pilót:

- 0,0 8,5 m proluviálny íl piesčitý so strednou plasticitou (F4, CS),
- 8,5 10,5 m paleogén silno zvetralé až rozložené ílovce (R5, F6, CI),
- 10,5 13,5 m paleogén silno zvetralé až rozložené ílovce (R5-R6, F6, Cl),
- 13,5 14,7 m paleogén striedanie 10-30 cm hrubých polôh silno zvetralých pieskovcov (R5, R4).

Hladina podzemnej vody narazená v rozpukaných ílovcoch bola zistená v hĺbke 13,6 m.



Obrázok 3 – Pilier 7, usporiadanie zvislých a šikmých pilót v hlave [1]

1.4 Údaje o skúšobnej pilóte

Osove zatažovaná skúšobná pilóta bola systémová, zhotovená v lokalite stavby Diaľnica D1 Jablonov - Studenec, SO 205 Most na D1 v km 1 650, pilier7. Skúšobnú pilótu zhotovila firma vrtnou súpravou WIRTH 22, vrt pilóty bol do hĺbky cca 8 m pažený výpažnicou. Nominálny priemer pilóty bol 1,2 m a jej dĺžka 12,4 m. Projektom požadované maximálne skúšobné zataženie pilóty bolo 5 000 kN.

1.5 Zaťažovacia skúška

V daných podmienkach sa zatažovacia skúška uskutočnila pomocou zatažovacieho mosta. Zatažovací most bol tvorený dvojicou oceľových nosníkov rozmerov 10 000 x 1 300 x 400 mm, ktoré boli po stranách prikotvené pomocou oceľových nosníkov a predpínacích lán do dvojice kotevných pilót. Centrické zataženie skúšaného prvku bolo zabezpečené symetrickým rozmiestnením kotevných prvkov voči skúšanej pilóte a vložením plochého kĺbu medzi silomernú dózu a zatažovací most.

Meranie posunov za účelom zistenia celkového sadania resp. ustaľovania sadania pilóty na jednotlivých zatažovacích stupňoch bolo vykonané pomocou 3 elektrických snímačov posunu s rozsahom 100 mm a presnosťou ±0,001 mm.

Pri dosiahnutí maximálnej zaťažovacej sily 5 000 kN bolo preukázané ustálenie sadania pilóty. Celkové sadania skúšobnej pilóty pri maximálnom zaťažení bolo 19,7 mm, trvalá deformácia po odľahčení bola 11,3 mm. Skúška jednoznačne preukázala medznú totálnu únosnoť pilóty. Pri stanovení návrhovej hodnoty medznej únosnosti podľa [2] je táto hodnota $R_{cd} = 5\ 000\ /\ 1,5 = 3\ 333\ kN$. Pri výpočtovej únosnosti bolo sadanie pilóty 9,7 mm.

1.6 Tenzometrické merania

Za účelom sledovania priebehu síl po dĺžke skúšobnej pilóty na jednotlivých zatažovacích stupňoch sa do telesa skúšobnej pilóty osadili strunové tenzometre. Tenzometre boli typu Interfels. Rozmiestnenie tenzometrov bolo nasledovné:

- 1,0 m (tenzometre T1 až T3),
- 4,25 m (tenzometre T4 až T6),
- 7,5 m (tenzometre T7 až T9),
- 10,75m (tenzometre T10 až T12).

Tenzometrické merania sa vykonávali vždy na začiatku a konci zatažovacieho stupňa.

2 Model konštrukcie

Model pilóty bol vytvorený ako 3D pomocou programu ANSYS (obr.4). Železobetónová pilota bola modelovaná pomocou prvkov SOLID65 a okolitý zemný masív prvkami SOLID45. Týmto prvkom boli postupne priradené vlastnosti jednotlivých vrstiev podložia. Kontakt piloty a zemného masívu bol modelovaný pomocou kontaktných prvkov TARGE170 a CONTA173, kontakt bol typu plocha–plocha [3].

Pilóta bola postupne zaťažovaná vo viacerých zaťažovacích krokoch. 1.zaťažovací krok mal hodnotu 625 kN a ďalšie narastali postupne o hodnotu 625 kN až do hodnoty 5 000 kN. Pri modelovaní boli vynechané zaťažovacie stupne, ktoré reprezentovali odľahčenie pilóty.



Obrázok 4 – Model konštrukcie a priečny rez konštrukciou

3 Dosiahnuté výsledky

Dosiahnuté výsledky zvislých deformácií na päte pilóty sú zobrazené v grafe na obr. 5. Fáza odľahčenia počas zaťažovacej skúšky a odľahčenia po skončení nebola zahrnutá do modelu. Hodnoty pre odľahčenie sú v grafe uvedené pre ilustráciu. Dosiahnuté výsledky vodorovných deformácií po výške pilóty sú zobrazené v grafe na obr. 6 a obr. 7. Z priebehov obidvoch druhov deformácií je zrejmé, že zhoda vo výsledkoch merania a z modelu je veľmi dobrá.



Obrázok 5 – Priebeh zvislých deformácií



Vodorovná sila H=280kN



Vodorovná sila H=420kN



Obrázok 7 – Priebeh vodorovných deformácií pre veľkosť sily 420 kN

4 Záver

Na záver je možné konštatovať, že dosiahnuté výsledky modelovania veľmi dobre korešpondujú s nameranými hodnotami z experimentu. Použitie kontaktu typu plochaplocha je vhodné na modelovanie tohto typu úloh a dáva relevantné výsledky. Tieto sú porovnateľné s hodnotami, získanými experimentálnym meraním priamo na stavbe konštrukcie. Nepatrne vyššie hodnoty zvislých a aj vodorovných deformácií z modelu je možné zdôvodniť pomerne komplikovaným modelovaním kontaktu pilóty s vrstevnatou zeminou.

Literatúra

[1] Správa zo zaťažovacích skúšok pilót, Stavba: Diaľnica D1 Jablonov–Studenec, objekt: SO 205 Most na D1 v km 1 650 – pilier P7, VUIS-Zakladanie stavieb, s.r.o., Bratislava, august 2009.

[2] STN EN 1997-730091 Eurocode 7: Navrhovanie geotechnických konštrukcií, časť 1: Všeobecné pravidlá.

[3] ANSYS ® User's Manual for Revision 11, Swanson Analysis Systems, Inc.

Poďakovanie

Príspevok bol vypracovaný s podporou grantovej agentúryVEGA, projekt č.1/0544/15.

Kontaktná adresa:

Ing.Ľubomír Prekop, PhD., lubomir.prekop@stuba.sk STU v Bratislave, Stavebná fakulta, Katedra stavebnej mechaniky, Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovensko

VYUŽITÍ NUMERICKÝCH VÝPOČTŮ PRO ANALÝZU VÝSLEDKŮ MĚŘENÍ MOSTNÍCH KONSTRUKCÍ METODOU RADAROVÉ INTERFEROMETRIE

VLASTISLAV SALAJKA, PETR HRADIL, DAVID FRÝBORT, MICHAL GLÖCKNER

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Veveří 331/95, Brno CONSULTEST, s.r.o., Šumavská 982/31a, Brno Geodézie Ledeč nad Sázavou s.r.o., Koželská 225, Ledeč nad Sázavou

Abstract: Detailed mathematical models of two bridges enabled use to compute the natural frequencies and modes. Radar interferometry measurements were used to determine the dynamic response of two bridges. The dynamic excitation was performed via trucks crossing the road bumps placed upon each structure. From the relevant records we then determined the spectral values of the bridges. Computed natural frequencies these were subsequently compared with their measured counterparts.

Keywords: FEM model, bridges, radar interferometry, modal analysis, dynamic response

1 Úvod

Před uvedením mostní konstrukce do provozu je vhodné realizovat zatěžovací zkoušky této konstrukce. Při provádění zatěžovacích zkoušek lze postupovat podle normy ČSN 73 6209. Norma obsahuje základní ustanovení pro přípravu, provádění a vyhodnocení statických a dynamických zatěžovacích zkoušek mostních objektů. Při statické zkoušce se určují průhyby a při dynamické zkoušce se porovnávají významné vlastní frekvence a jim odpovídající tvary kmitů. Výsledky zkoušek jsou konfrontovány s hodnotami získanými pomocí výpočtů v době návrhu. Při výpočtech se využívá metoda konečných prvků umožňující sestavit velmi podrobné matematické modely sledovaných konstrukcí. Základní statické hodnoty (průhyby konstrukce) uváděné ve statických výpočtech a také významné vlastní frekvence a vlastní tvary kmitů konstrukce dále slouží pro identifikaci vhodných poloh pro umístění snímačů při organizaci měření. Naměřené hodnoty slouží jako kontrola původního návrhu a stavu realizované konstrukce a měly by být v souladu s výsledky výpočtů na modelech sledovaných konstrukcí.

Při realizaci měření lze využít řadu metod. Například při určování průhybu lze použít mechanické měření pomocí Fričových průhyboměrů, elektronické měření pomocí odporových převodníků průhybu, elektronické měření pomocí indukčnostních snímačů dráhy. Přesnost metod je silně závislá na klimatických podmínkách. V současné době se začíná využívat radarová technika InSAR (Interferometric synthetic aperture radar). Jedná se o měření pomocí radarové interferometrie. Metodika InSAR je velmi vhodnou alternativou v případech měření zatížitelnosti mostů přes hluboká údolí nebo prudké a hluboké vodní toky. Radarová interferometrie je využitelná i v případech, kdy se požaduje určit dynamickou odezvu s posouzením na účinky dopravy a dynamického větru.

Uvádí se výsledky výpočtů a realizovaných měření dvou významně tvarově odlišných mostů. Pro identifikaci vhodných poloh pro umístění radarových odražečů a volby silového buzení (nákladními vozidly) byly provedeny návrhové výpočty simulující zatěžovací zkoušku. Byly porovnány naměřené a vypočtené hodnoty průhybů ze statických zkoušek. Ze záznamů dynamických odezev při buzení mostů pojížděnými vozidly byly určeny vlastní frekvence kmitání mostů a ty následně porovnány s vypočtenými hodnotami.

2 Oblouková železobetonová mostní konstrukce

Byl sledován obloukový most přes dálnici D47 nedaleko obce Velké Albrechtice, viz obrázek 1.



Obrázek 1 - Pohled na most s odražeči a na radar

Most představuje železobetonovou konstrukci s patami situovanými ve svazích násypu. Konstrukci mostu tvoří samokotvený obloukový systém s horní deskovou mostovkou podepřenou čtyřmi šikmými vzpěrami a tuhým vetknutím ve vrcholu oblouku. Celková délka nosné konstrukce mostu je 85,9 metru, šířka 6,7 metru, přičemž rozpětí samotného oblouku je 51,3 metru při vzepětí 5,195 m.

Výpočtový model konstrukce pro statické i dynamické výpočty byl sestaven v programovém systému ANSYS. Podrobný výpočtový model je vytvořen převážně z prostorových z desetiuzlových konečných prvků SOLID187. Dále byly v modelu užity osmiuzlové povrchové prvky SURF154 a osmiuzlové stěno deskové prvky SHELL281.



Obrázek 2 - Globální výpočtový model mostu a detaily podpor

Železobeton je uvažován jako izotropní lineárně pružný materiál s hodnotami modulu pružnosti E = 33 GPa a součinitelem příčné kontrakce v = 0,2. Specifická hmotnost materiálu je odhadnuta na 2500 kg.m⁻³. Skutečné údaje nejsou známé. Specifická hmotnost železobetonových prvků říms tj. včetně zábradlí se uvažuje 2600 kg.m⁻³ a vozovky 2000 kg.m⁻³. Zvolený modul pružnosti říms je o několik řádů menší, aby tato konstrukce neovlivňovala tuhost mostu. Modul pružnosti vozovky je zvolen menší, a to 5 GPa. Uložení mostu je částečně poddajné.

Při statické zkoušce byla provedena dvě měření odpovídající dvěma polohám (nájezdu) vozidel. Hmotnosti vozidel byly převzaty z vážních lístků (hmotnost 22,150 Mg a hmotnost 18,720 Mg). Při výpočtu uvedeným hodnotám hmotnosti vozidel odpovídá celkové statické zatížení 400,935 kN. Zatížení je zadáno ve formě osmi osamělých břemen v závislosti na poloze náprav.



Obrázek 3 - Okrajové podmínky včetně zatížení a výsledné pole posunutí u_v

Ze záznamů bylo zjištěno, že při prvním nájezdu byl maximální průhyb ve středu mostu 4,32 mm a při druhém nájezdu 4,20 mm. Výpočtem odpovídající hodnota je 4,516 mm. Průhyb v úrovni říms získaný z experimentu v mezích od 4,41 mm do 4,68 mm. Vypočtená hodnota je 4,606 mm.

Při dynamické zkoušce byly získány dvě sady měření. Snímaly se posuvy na římsách a ve středu oblouku. Buzení bylo provedeno vozidlem přejíždějící přes práh na vozovce. Různé polohy prahu byly určeny z předběžných výpočtů vlastních tvarů kmitů. Celkem bylo pořízeno 24 záznamů měření. Ukázka měření posunů a spektrální hodnoty pro zatěžovací případ Z3 jsou uvedeny na obrázku 4. Naměřené hodnoty nebyly dále zpracovány. Při vyhodnocení se pracuje s hodnotami, které jsou průměrem ze spektrálních záznamů zobrazující výrazné špičky hledaných hodnot frekvencí.



Obrázek 4 – Zatěžovací případ Z3 – první sada měření

Z předběžných výpočtů bylo zjištěno, že zahrnutí do výpočtu vlivu napjatosti má nevýznamný vliv na vlastní frekvence a tvary kmitu. Tento vliv byl při výpočtu vlastních frekvencí zanedbán. Bylo vypočteno 15 nejnižších vlastních frekvencí a vlastních tvarů

kmitů. Prvních deset hodnot frekvencí je uspořádány s popisem odpovídajícího tvaru kmitu v tabulce 1. Pro doplnění jsou na obr. 5 až 8 zobrazeny vlastní tvary kmitů prvních čtyř vlastních frekvencí.

Číslo frekvence	Výpočet [Hz]	Měření [Hz]	Popis tvaru kmitu
1	2,675	2,460	1. příčný tvar kmitu
2	3,182	3,056	1. sym. ohybový tvar kmitu
3	3,363	3,309	1. antisym. ohybový tvar kmitu
4	4,158		2. sym. ohybový tvar kmitu
5	5,089		1. torzní tvar kmitu
6	5,327		2. antisym. ohybový tvar kmitu
7	6,633		2. příčný tvar kmitu
8	7,132		3. sym. ohybový tvar kmitu
9	8,939		3. antisym. ohybový tvar kmitu
10	9,134		2. torzní tvar kmitu

Tabulka 1 Vlastní frekvence – měření a výpočet



Obrázek 5 - Vlastní tvar kmitu – $f_1 = 2,675$ Hz





Obrázek 6 - Vlastní tvar kmitu – $f_2 = 3,182$ Hz



Obrázek 7 - Vlastní tvar kmitu – $f_3 = 3,363$ Hz Obrázek 8 - Vlastní tvar kmitu – $f_4 = 4,158$ Hz

3 Mostní konstrukce mostu se spojitou mostovkou

Další sledovanou konstrukcí je přemostění dálnice ev. č. D1-430.2 mezi MČ Polanka nad Odrou a MČ Václavovice, viz obrázek 9. U tohoto mostu vodorovnou konstrukci tvoří spojitá mostovka z předpjatého betonu o čtyřech polích s rozpětím 13,0 + 17,0 +17,0 + 13,0 m šikmo uložená na podpěrách. V příčném řezu je mostovka navržena ve všech polích jako deska proměnné tloušťky. Nad opěrami jsou koncové příčníky. Šířka nosné konstrukce mostu je 10,05 m. Nosná konstrukce je uložena na všech podpěrách na elastomerových ložiskách. Vnitřní podpěry jsou dvojice pilířů různé výšky.



a) Fotografie nosných částí mostu

b) Výpočtový model mostu a čísla pilířů

Obr. 9. Axonometrický pohled na celkový model – dělení na prvky

Výpočtový model konstrukce pro statické i dynamické výpočty byl opět sestaven v programu ANSYS převážně z prostorových tentokrát z osmiuzlových konečných prvků SOLID185. Těmito prvky byly modelovány pilíře a mostovka. Dále byly v modelu užity čtyřuzlové stěnodeskové prvky SHELL181 ve spojení s prvky typu SOLID185 pro modelování roznosu sil přenášených modelovanými ložisky, a nakonec dvouuzlové konečné prvky COMBIN14 pro modelování tuhostí ložisek.

Je volen stejný materiálový model železobetonu. Specifická hmotnost mostovky je odhadnuta se započtením nenosných konstrukcí na 2500 kg.m⁻³. Specifická hmotnost pilířů je 2400 kg.m⁻³.

Při statické zkoušce byla provedena dvě měření odpovídající dvěma polohám (nájezdu) vozidel. Vozidla byla umístěna v poli mezi pilíři 2 a 3. Byly získány průhyby uprostřed rozpětí druhého pole (mezi pilíři 2 a 3) na římsách a ve středu spodního líce mostovky. Hmotnosti vozidel byly převzaty z vážních lístků (hmotnost 27,580 Mg a hmotnost 17,900 Mg).

Při výpočtu uvedeným hodnotám hmotnosti vozidel odpovídá celkové statické zatížení 446,159 kN.

Ze záznamů vyplývá, že při prvním nájezdu byl maximální průhyb ve středu mostu 1,96 mm a při druhém nájezdu 1,98 mm. Výpočtem jim odpovídající hodnota je 2,054 mm. Průhyb v úrovni říms získaný z experimentu je v mezích od 1,98 mm do 2,13 mm. Vypočtená hodnota je v mezích od 1,977 mm do 2,271 mm. Zvětšený rozdíl v místě římsy na straně chodníku lze zdůvodnit zjednodušením při modelování. Tuhost chodníku nebyla ve výpočtu zohledněna.

Při dynamické zkoušce byly snímány hodnoty pohybu mostovky ve stejných místech jako u statické zkoušky. Buzení bylo provedeno těžším z vozidel přejíždějícím různou rychlostí přes práh položený na vozovce. Byla zvolena rychlost 30 a 50 km.hod⁻¹. Poloha prahu byla buď v ose mostu anebo na kraji mostu, a to postupně v druhém a prvním poli. Polohy prahu byly určeny z předběžných výpočtů vlastních tvarů kmitů.

Pojezd vozidla byl realizován z obou stan mostu. Takto bylo celkem pořízeno 16 záznamů měření. Vybrané výsledky z měření a výpočtů jsou uvedeny v tabulce 2. Na obrázcích 10 až 13 jsou zobrazeny vlastní tvary kmitů odpovídající 1., 3., 4. a 7. vlastní frekvenci.

Číslo frekvence	Výpočet [Hz]	Měření [Hz]	Popis tvaru kmitu
1	0,982		Podélný tvar kmitu
2	3,979		1. příčný tvar kmitu
3	5,386	5,518	1. antisym. ohybový tvar kmitu
4	7,094	7,214	1. sym. ohybový tvar kmitu
5	8,106		1. ohybový - podpora
6	8,115		1. ohybový - podpora
7	9,360	9,445	2. antisym. tvar kmitu + ohyb pod.
8	9,398		1. ohybový - podpora

Tabulka 2 Vlastní frekvence – měření a výpočet



Obrázek 10 - Vlastní tvar kmitu – $f_1 = 0,982$ Hz Obrázek 11 - Vlastní tvar kmitu – $f_3 = 5,386$ Hz



Obrázek 12 - Vlastní tvar kmitu – $f_4 = 7,094$ Hz Obrázek 13 - Vlastní tvar kmitu – $f_7 = 9,360$ Hz

4 Závěry

Metodou konečných prvků byly sestaveny dva podrobné prostorové výpočtové modely zvolených dvou odlišných mostních konstrukcí. Jedná se most přes dálnici s ev. č. D1-412.2 mezi obcemi Velké Albrechtice a Studénka a přemostění dálnice ev. č. D1-430.2 mezi MČ Polanka nad Odrou a MČ Václavovice. V obou případech se jedná o mosty ze železobetonu.

Byla vypočtena statická odezva a proveden výpočet vlastních tvarů kmitu obou konstrukcí. Předběžné výpočty sloužily pro určení míst pro umístění koutových odražečů při statických a dynamických zatěžovacích zkouškách využívající metodu radarové interferometrie.

Metodou radarové interferometrie byly získány hodnoty průhybů mostu při zatížení vozidly a dále změřena dynamická odezva při pojezdu těžkého vozidla po mostní konstrukci. Pro zvětšení dynamického účinku vozidlo přejíždělo přes předem umístěný práh. Ze záznamů dynamických odezev byla určena hledaná frekvenční spektra.

Z porovnání výsledků statických odezev získaných experimentálně a z výpočtů ukazuje na vhodnost využití radarové interferometrie při statických zkouškách i na kvalitu sestavených modelů mostů metodou konečných prvků.

Uvedené konečněprvkové modely byly použity pro výpočet vlastních frekvencí a tvarů kmitů. Pro každý model bylo zdokumentováno frekvenční spektrum patnácti vlastních frekvencí a tvarů kmitů. Tyto spektra byla porovnána se spektry získanými z měření. V obou případech se podařilo přiřadit tři naměřené nejnižší vlastní frekvence vypočteným frekvencím s odpovídajícími vlastními tvary kmitu.

Z porovnání výsledků měření a výpočtů je zřejmé, že za předpokladu správného vzájemného přiřazení vlastních frekvencí, tyto výsledky vykazují velmi dobrou shodu. Toto však zůstává nedořešeným problémem. Bylo by vhodné vytvořit metodiku zpracování časových záznamů tak, aby bylo možno jednoznačně určit k jakému vlastnímu tvaru kmitu je možno nalezené frekvence přiřadit.

Významnou skutečností je, že lze získat časové záznamy posunutí dynamické odezvy. Tyto záznamy mohou být podkladem pro další analýzu sledovaných konstrukcí.

Z provedené studie porovnávající provedené experimenty a výpočty lze konstatovat, že použitá technologie radarové interferometrie je vhodná pro diagnostiku mostních konstrukcí. Stálo by za úvahu možnost použití při měření více radarů, a tím potlačit nedostatky zapříčiněné zacloněním částí konstrukce.

V případě dynamického chování je třeba doplnit diagnostiku o metodiku vyhodnocení, tak aby bylo možné přiřadit frekvencím odpovídající tvary kmitu. Jinak je nutno, tak jako i u jiných zkušebních metod se opřít o výpočty.

Při měření byl použit interferometrický radar IBIS-S, velmi přesná totální stanice Sokkia Net 1AX, zapisovač SONY HDR-CX115 a meteostanice Conrad D152.

Literatura

TALICH, M., GLÖCKNER, M., 2015. Nová technologie určování svislých průhybů železničních mostních konstrukcí metodou pozemní radarové interferometrie. Železniční mosty a tunely, Praha

SALAJKA, V., 2016. Příprava podkladů pro měření radarovou interferometrií a porovnání výsledků získaných měřením a výpočtem. *Technická zpráva*, Consultest, Brno

Poděkování

Tato publikace vznikla s finanční podporou projektu GAČR 17-23578S Identifikace míry poškození vyztuženého betonu při extrémním zatížení.

Kontaktní adresa:

Doc. Ing. Vlastislav Salajka, CSc. Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, Veveří 331/95, 602 00 Brno Tel.: +420 541 147 365, e-mail: salajka.v@fce.vutbr.cz

STUDIE ROZTRŽENÍ ROTORU LETECKÉHO MOTORU

JURAJ HUB, PETR KILINGER

Univerzita obrany Brno, Kounicova 65, 662 10 Brno, Česká republika

Abstract: The paper presents a study of a rotor burst of airplane turboprop engine M601B using ANSYS 17.0 Workbench and Autodyn. The study is based on advisory circular AMC-20-128A introducing considerations for aircraft turbine engine rotor failures. Simulations on simplified airplane model show that the second engine might be in risk caused by uncontained fragments from the broken engine. Therefore it is analysed also the fragment's capacity to penetrate the broken engine case in order to evaluate the possibility of hitting the second engine. Simulations evince sufficient engine case resistance. Results obtained are discussed and recommendations are proposed.

Keywords: rotor burst, uncontained fragment, engine turbine, blade, disc, Autodyn

1 Úvod

Pro zajištění bezpečnosti letu dopravních letadel musí být letecké turbínové motory navrženy tak, aby zachytily fragmenty, které mohou vzniknout v důsledku roztržení rotoru. Roztržení rotoru je taková porucha rotoru turbínového motoru, při níž dojde k defragmentaci turbíny nebo kompresoru. Nebezpečí této poruchy je v tom, že porušený motor je vyřazen z provozu a není schopen dále poskytovat tah, hrozí rizko požáru a v případě opuštění prostoru motoru mohou tyto fragmentů ohrozit a poškodit ostatní části letounu včetně dalšího motoru. Kinetická energie fragmentů je totiž v důsledku vysokých otáček rotačních částí motoru poměrně vysoká. Článek uvádí studii roztržení rotoru leteckého motoru Walter M601B založenou na dokumentu AMC-20-128A (AMC, 2017). Nejdříve je popsána problematika roztržení rotoru, pak je pomocí systému ANSYS 17.0 Workbench a Autodyn analyzována schopnost fragmentů proniknout ke druhému motoru. Výsledky jsou komentovány a uvedena jsou doporučení.

2 Popis problematiky roztržení rotoru

Na obrázku 1 je příklad turbohřídelového motoru s vyznačením částí, kterých se roztržení rotoru může týkat – turbíny a kompresoru.



Obrázek 30 – Turbohřídelový motor (https://www.pragaglobal.com/wp-content/uploads/2016/ 04/motor-GE-Aviation-1024x576.jpg)

Každá událost související s roztržením rotoru způsobuje unikátní kombinaci druhotných poškození na letadle v závislosti na tom, o jaký druh poruchy se jedná. Fragment z poškozeného motoru může zůstat uvnitř prostoru motoru nebo může prostor motoru opustit – v tomto případě hovoříme o nezachycených fragmentech nebo o poruše rotoru motoru s protržením krytu. Nezachycené fragmenty mohou prostor motoru opustit směrem dopředu proti směru letu, dozadu nebo do stran – radiálně. Nezachycené fragmenty mohou poškodit trup letounu, ocasní plochy nebo křídla letounu. Rizikové pro letoun je, pokud dojde k zasažení kritických částí letounu, které jsou nevyhnutné pro zajištění letu a bezpečné přistání.

Kritickými částmi letounu jsou osoby na palubě, tj. posádka nebo cestující, dále intergrita konstrukce letounu, kterou představují důležité uzly jako např. závěsy křídla nebo přetlaková kabina, dále pohonné jednotky, řízení a systémy letounu. Poškození těchto částí může způsobit ztrátu lidských životů, ztrátu schopnosti letounu pokračovat v letu a bezpečně přistát a ztrátu schopnosti řízení. Patří sem i ztráta tahu, pokud je zasažen druhý motor dvoumotorového letounu fragmenty prvního motoru v případě roztržení rotoru.

Případ roztržení rotoru se nejvíce vyskytuje u dřívějších generací proudových motorů, z hlediska fáze letu se nejvíce vyskytuje ve fázi stoupání a z hlediska částí motoru hlavně u vysokotlakých kompresorů nebo turbín (viz obrázek 1). V období 1948 až 2016 registruje (Uncontained engine, 2017) 64 událostí poruchy rotoru dopravních letadel s protržením krytu a (AMC, 2017) registruje v období 1962-1989 celkem 676 událostí, při nichž došlo k protržení krytu. V posledně jmenovaném je zahrnuto také 15 událostí s havarijním přistáním, kritickými zraněními, ztrátami na životech nebo ztrátou letounu. Události byly způsobeny environmentálními vlivy, jako nasátí ptáka, koroze/eroze, poškození cizím objektem, dále výrobními závadami, vadami materiálu anebo mechanickými a lidskými činiteli, jako jsou údržba a generální oprava, chyby v prohlídkách a provozní postupy.

Příkladem roztržení rotoru dvoumotorového dopravního letonu B767 je událost z roku 2006, kdy při pozemním pojíždění došlo k roztržení rotoru levého motoru a fragment turbíny o velikosti přibližně 1/3 disku pronikl spodní částí trupu až do motoru na druhé straně a zůstal v jeho plášti zaklíněný v oblasti za turbínou (Squair, 2017, Uncontained engine, 2017), viz obrázek 2a. Druhý případ je z roku 2016, kdy při startu došlo u podobného letounu B767 k roztržení rotoru (Uncontained CF6, 2017) a na obrázku 2b jsou dohledané fragmenty roztržené turbíny.



Obrázek 2 – Roztržení rotoru u letounu B767: a – fragment turbíny zaklíněný v druhém motoru (2006), b – fragmenty turbíny (2016) (a - https://forums.jetcareers.com/threads/american-767-uncontained-engine-failure.69275/, b - https://news.aviation-safety.net/2016/11/04/5528/)

V průběhu let se zavedla řada opatření pro minimalizaci vzniku roztržení rotoru u letadel, které zahrnují nové přístupy pro řešení únavy materiálu, rozvoj lomové mechaniky, přísnější požadavky na pevnostní návrh kritických částí motorů, nové postupy při navrhování a výrobě motorů, např. zpracování materiálu nebo výrobní postupy, dále nové předpisy anebo nové provozní postupy, jako jsou např. nové postupy kontroly včetně nedestruktivních metod, nebo průběžné sbírání dat o činnosti jednotlivých prvků motorů anebo definování a zavádění komplexních preventivních opatření ke snížení rizik.

Problematika roztržení rotoru je zachycena v leteckých předpisech a pro dopravní letouny jsou to mj. CS-23 (malé dopravní letouny), CS-25 (velké dopravní letouny), CS-E (předpisy pro letecké motory) a také AMC-20-128A (přijatelné způsoby průkazu, které jsou součástí dokumentu AMC-20; v dalším textu uváděno jako AMC), který obsahuje konstrukční kritéria k minimalizaci rizik způsobených poruchou rotoru turbínového motoru a pomocné energetické jednotky, při níž dojde k protržení krytu. Dokument rovněž definuje velikost a tvar fragmentů pro analýzu roztržení rotoru.

Základním požadavkem AMC je zamezit ohrožení kritických prvků letounu některým z následujících způsobů:

- fragment neopustí prostor motoru (tzv. zachycený fragment),
- v možné dráze nezachyceného fragmentu se kritický prvek letounu nenachází,
- ochrana kritického prvku letounu zálohováním,
- ochrana kritického prvku letounu samotnou konstrukcí letounu,
- dodatečná ochrana kritického prvku.

Článek předkládá studii roztržení rotoru turbovrtulového motoru Walter M601B, který se používá u malého dvoumotorového dopravního letounu české výroby Let L-410 UVP (Kubeš, 2017). Na základě analýzy rizik od roztržení rotoru obou turbín provedených podle AMC je stanoven druhý motor letounu jako kritický prvek ohrožený fragmenty od poškozeného prvního motoru. Dále jsou stanoveny v kap. 3 podle AMC fragmenty obou turbín motoru v podobě malého a jednotřetinového fragmentu. Následuje simulační analýza v kap. 4 za účelem ověření, zda jsou tyto fragmenty schopny proniknout konstrukcí letounu jako nezachycené fragmenty směrem ke druhému motoru. Nakonec je provedena simulační analýza pláště motoru v kap. 5, ve kterém se vyskytne roztržení rotoru, a to s cílem ověřit schopnost fragmentů pláštěm proniknout a ohrozit tak druhý motor letounu.

Při kontaktu těles s vysokou rychlostí jako je roztržení rotoru dochází k nelineárnímu chování materiálu, k velkým deformacím a velkým rychlostem deformace. To vyžaduje použít v simulační analýze odpovídající materiálové modely popsané stavovou rovnicí, pevnostním modelem a modelem porušení a také odpovídající diskretizaci numerického modelu. Pro řešní úlohy roztržení rotoru je proto využit explicitní kód ANSYS Autodyn s diskretizací Lagrange, který umožňuje řešit základní všeobecnou pohybovou dynamickou rovnici tělesa s vlivem tlumení se známou geometrií, zatížením a vazbami k okolí (Zukas, 2004):

$$[\mathbf{M}]\!\!\left\{\!\dot{U}\right\}\!+\![\mathbf{C}]\!\left\{\!\dot{U}\right\}\!+\![\mathbf{K}]\!\left\{\!U\right\}\!=\!\left\{\!F(t)\right\},\tag{1}$$

kde [**M**] je matice hmotnosti, [**C**] je matice tlumení, [**K**] je matice tuhosti, {*U*} je vektor všech neznámých přemístění prvku, $\{\dot{U}\}$ je sloupcový vektor všech neznámých rychlostí prvku, $\{\ddot{U}\}$ je sloupcový vektor všech neznámých zrychlení prvku, $\{F(t)\}$ je sloupcový vektor časově proměnného vnějšího zatížení.

3 Nezachycené fragmenty

V případě, že nejsou k dispozici jiné podklady pro stanovení nezachycených fragmentů, lze je stanovit na základě AMC. Pro účely analýzy roztržení rotoru jsou stanoveny fragmenty obou turbín motoru M601B – generátorové turbíny a volné turbíny pohánějící vrtuli přes reduktor, viz obrázek 1 a 3. Modely turbín i fragmentů jsou vytvořeny na základě výkresové dokumentace motoru M601B a na základě měření na motoru v prostředí Inventor 2012 a jsou zjednodušené.

Malý fragment turbíny je dle AMC stanoven jako vnější polovina lopatky turbíny a jeho kinetická energie je určena z obvodové rychlosti těžiště tohoto fragmentu v závislosti na maximálních otáčkách turbíny. Uvažuje se jen translační pohyb a energie rotačního pohybu se zanedbává. Jednotřetinový fragment je uvažuje jako 1/3 disku turbíny (120°) s jednou třetinou výšky lopatek; opět se uvažuje pouze translační pohyb těžiště fragmentu v závislosti na maximálních otáčkách turbíny. Fragmenty obou turbín jsou zobrazeny na obrázku 4 a tabulka 1 uvádí parametry fragmentů.



Obrázek 3 – Modely turbíny motoru M601B: a – generátorové, b - volné



Obrázek 4 – Modely fragmentů podle AMC: a – malý fragment generátorové turbíny (Lopatka1), b - malý fragment volné turbíny (Lopatka2), c - jednotřetinový fragment generátorové turbíny (Turbína1), d - jednotřetinový fragment volné turbíny (Turbína2); obrázky nemají stejné měřítko

Tabuka 6 Parametry fragmentu						
Fragment	Lopatka1	Lopatka2	Turbína1	Turbína2		
Hmotnost [g]	7,9	7,8	1180	1040		
Rychlost [m/s]	335	474	155	177		
Kin. energie [J]	429	876	14187	16387		

C Devenuetry frequences

4 Analýza ohrožení druhého motoru nezachycenými fragmenty

Analýza ohrožení druhého motoru nezachycenými fragmenty má za cíl ověřit, zda jsou fragmenty schopny proniknout konstrukcí letounu ke druhému motoru, který představuje kritickou část letounu. Možná trajektorie fragmentů je na obrázku 5.



Obrázek 5 – Trajektorie nezachycených fragmentů ohrožující druhý motor

Konstrukce letounu je v simulační analýze zjednodušená a uvažuje se pouze ve formě potahových plechů, které se nacházejí v dráze fragmentu (viz obrázek 5). Je tedy reprezentována pouze potahovým plechem gondoly, v které je poškozený motor, dále potahem trupu na obou stranách trupu a potahovým plechem gondoly druhého motoru. Ostatní části konstrukce trupu, jako izolace, dekorační obložení, podélné výztuhy, přepážky a další vybavení kabíny a prostoru motoru jsou zanedbány. Navíc jsou potahové plechy uvažovány kolmé vzhledem ke dráze letu fragmentu bez uvažování zakřivení. Tato zjednodušení vytvářejí podmínky nejmenšího odporu, který klade konstrukce letounu fragmentu.

Simulační model vytvořený v prostředí Autodesk Inventor 2012 a ANSYS Workbench 17.0 je na obrázku 6. Rozměr reprezentativního panelu je 100 x 100 mm pro fragmenty lopatek a 300 x 300 mm pro fragmenty turbín. Vzdálenost panelů nerespektuje skutečnou vzdálenost prvků na letounu a je volena s ohledem na to, aby docházelo k nezávislému postupnému porušování jednotlivých panelů a zároveň aby byl výpočtový čas co nejkratší. Poloha fragmentů vzhledem k panelům je zvolena tak, aby byla vzájemná poloha pravděpodobná a zároveň taková, aby měl fragment maximální penetrační účinek na panely. Rotace fragmentu není podle AMC uvažována. Síť panelu je v místě kontaktu fragmentu s panely zahuštěna a panel obsahuje dva elementy po tloušťce. Okraje panelů jsou vetknuty, počáteční rychlost fragmentů je uvažována na základě AMC podle tabulky 1. Odpor vzduchu je zanedbán.



Obrázek 6 – Simulační model odolnosti konstrukce letounu vůči nezachyceným fragmentům

Poté je model převeden do prostředí ANSYS Autodyn 17.0, nastaveny jsou okrajové podmínky a jsou přiřazeny materiálové charakteristiky explicitních materiálových modelů z knihovny Autodynu – panely jsou z materiálu Al 2024-T3 se stavovou rovnicí Tillotson, pevnostním modelem Johnson-Cook, modelem porušení Johnson-Cook a erozí s geometrickým přetvořením 0,8. Pro fragmenty je zvolen materiál Steel 4340 se stavovou rovnicí Rigid, protože se předpokládá, že vliv deformace fragmentů nebude významný. Následně je proveden výpočet.

Výsledky simulace jsou na obrázku 7. Panely reprezentující potahy letounu kladly malý odpor všem druhům fragmentů a došlo k úplné perforaci všech čtyř panelů s přebytkem rychlosti fragmentů. Úbytek rychlosti po průchodu všech panelů má hodnotu 31% v případě Lopatky1, 22% u Lopatky2 a shodně 4% u Turbíny1 i Turbíny2. S ohledem na přebytek rychlosti fragmentů lze předpokládat, že ani s uvážením elastoplastického chování materiálu fragmentů, zakřivení panelů a dalších prvků konstrukce letounu nebude konstrukce schopna uvedené fragmenty spolehlivě zachytit. Proto lze konstatovat, že na základě simulace je odolnost konstrukce letounu vůči nezachyceným fragmentům malá a nezachycené fragmenty mohou ohrozit kritickou část letounu - druhý motor.



a)

b)



Obrázek 7 – Výsledky průrazu nezachycených fragmentů konstrukcí letounu: a – Lopatka1, b – Lopatka2, c – Turbína1, d – Turbína2

5 Analýza průchodu fragmentů pláštěm motoru

Vzhledem k tomu, že druhý motor je v ohrožení od možného zásahu nezachycenými fragmenty prvního motoru, je dále analyzována schopnost těchto fragmentů opustit skříň motoru, tedy možnost vzniku fragmentů jako nezachycených.

Pro simulační analýzu jsou dále vytvořeny modely segmentů pláště motoru M601B v místě turbín na základě výkresové dokumentace motoru, měřením na motoru, s využitím SW Autodesk Inventor 2012 a SW ANSYS Workbench. Rozměry segmentů jsou voleny s ohledem k předpokládanému poškození. V případě fragmentů lopatky jsou obě lopatky obsaženy v jednom simulačním modelu (viz obrázek 8a), v případě fragmentů turbín jsou vytvořeny samostatné modely s odlišným rozsahem segmentu, viz obrázek 9a a 10a. Bandáž motoru je v oblasti volné turbíny ve formě pěti trubek s profilovými výztuhami v případě analyzovaného motoru M601B odlišná od verze motoru zobrazeném na obrázku 1. Všechny okraje segmentů jsou vetknuty, síť je pro účely studie vytvořena automaticky. Poloha a směr pohybu fragmentů vzhledem k plášti je orientován s cílem dosáhnot maximální penetrační účinek stejně jako v případě analýzy trupu v kapitole 4. Počáteční podmínky pro translační pohyb jednotlivých fragmentů jsou uvažovány podle tabulky 1.

Další postup analýzy je obdobný, jako v případě analýzy trupu v kapitole 4. Materiál motoru je zvolen z materiálu Steel 4340 se stavovou rovnicí Linear, pevnostním modelem Johnson-Cook, modelem porušení Johnson-Cook a erozí s geometrickým přetvořením 0,8. Fragmenty mají stejný materiálový model jako v případě analýzy trupu v kapitole 4. Následně je proveden výpočet a výsledky jsou zobrazeny pro obě lopatky na obrázku 8b a pro jednotřetinové fragmenty turbíny na obrázku 9b,c a 10b,c.



Obrázek 8 – Analýza průniku fragmentů lopatek skříní motoru: a - simulační model segmentu skříně motoru s oběmi fragmenty lopatek (Lopatka1 je vpravo, Lopatka2 je vlevo; ANSYS Workbench), b – výsledek simulace (Lopatka1 je vpravo, Lopatka2 je vlevo; Autodyn)



Obrázek 9 – Analýza průniku jednotřetinového fragmentu generátorové turbíny skříní motoru: a - simulační model segmentu skříně motoru s fragmentem Turbína1 (ANSYS Workbench), b – výsledek simulace (Autodyn)



Obrázek 10 – Analýza průniku jednotřetinového fragmentu vplné turbíny skříní motoru: a - simulační model segmentu skříně motoru s fragmentem Turbína2 (ANSYS Workbench), b – výsledek simulace (Autodyn)

Výsledky simulační analýzy ukazují, že odolnost skříně motoru vůči fragmentům od roztržení rotoru je vysoká a ve všech případech nenastal úplný průnik fragmentů skříní motoru. Nastala pouze deformace skříně v případě fragmentů lopatek a částečný průnik skříní v případě fragmentů turbín. Ve všech případech došlo k zachycení fragmentů a tak lze konstatovat, že na základě simulace nezachycené fragmenty, které by mohly ohrozit druhý motor, nevzniknou.

6 Diskuze k výsledkům

V případě analýzy odolnosti konstrukce letounu vůči nezachyceným fragmentům typu malý fragment a jednotřetinový fragment stanovenými na základě AMC a letícím po trejaktorii směrem od poškozeného motoru přes trup letounu do druhého motoru uvedené v kapitole 4 je odolnost trupu nedostatečná. Zvolena byla nejméně odolná konfigurace konstrukce trupu vůči průniku fragmentů překážkami a to v poloze umožňující největší penetrační účinek fragmentů lopatek turbín vůči překážkám, dále byly uvažovány pouze potahové plechy a navíc v kolmé poloze vzhledem k trajektiorii fragmentů. Ve skutečnosti může být odolnost konstrukce letounu s největší pravděpodobností jenom vyšší. Tenké potahové plechy gondol a trupu z leteckého duralu o tloušťce 0,8 mm nekladou významnou překážku fragmentům. Ověření výsledků vyžaduje provedení praktických experimentů.

Prakticky to znamená, že pokud je výsledek správný, tak podle ACM je nutné provést na letounu taková opatření, aby k zasažení druhého motoru nedošlo. Může to být provedeno na základě požadavků AMC uvedených v kapitole 2 dvěma způsoby – fragmenty nesmí opustit v radiálním směru prostor motoru anebo přídavnou ochranou obou motorů. První způsob výrobci zajišťují bandážováním motoru. V případě analyzovaného motoru M601B je bandáž výrobcem použita pro oblast volné turbíny, viz obrázek 1 a 8, ale oblast generátorové turbíny přídavné bandážování neobsahuje. Rovněž analyzovaný letoun L-410 UVP neobsahuje žádnou přídavnou ochranu. Z toho důvodu je v kapitole 5 provedna analýza, zda fragmenty mohou proniknout skříní poškozeného motoru v oblasti obou turbín a tím ohrozit druhý motor.

Analýza odolnosti skříně motoru vůči fragmentům typu malý fragment a jednotřetinový fragment stanovenými na základě AMC pro obě turbíny ukazuje na dostatečnou odolnost a schopnost skříně fragmenty zachytit. Modely segmentů skříně motoru jsou komplexnější než tomu bylo v případě konstrukce trupu, ale rovněž obsahují řadu zjednodušení. S ohledem na to, že je konstrukce pláště motoru významně tužší, než konstrukce trupu, lze předpokládat významnější roli deformace fragmentů a možné

zpřesnění modelu umožňuje použití elastoplastického modelu pro fragmenty. Na druhou stranu použití fragmentů jako absolutně tuhá tělesa (Rigid) zvyšuje penetrační schopnost fragmentů a elastoplastické chování svojí deformací naopak fragment zbrzdí. Tím bude penetrační účinek fragmentu s největší pravděpdobností nižší. Další zpřesnění simulačního modelu umožňuje zpřesnění materiálových modelů a to pro skříň motoru a fragmenty. Materiál Steel 4340 je sice materiálem, který se používá pro namáhané rotační prvky leteckých trubínových motorů, ale v případě motoru M601B se může jednat ve skutečnosti o odlišný materiál. Nicméně se ale nepředpokládají radikálně jiné materiálové vlastnosti a chování. Dalším parametrem, který v této studii nebyl uvažován, je vliv teploty. Fragmenty turbín i skříň motoru jsou umístěny v prostoru s vysokou teplotou v řádu několik set °C a zahrnutí teploty může učinit skříň motoru poddajnější. Další oblast pro zpřesnění simulačního modelu je síť a to jak plechů konstrukce letounu, tak i skříně motoru a fragmentů. V případě plechů konstrukce letounu je vhodné použít více prvků po tloušťce anebo skořepinu (nelze použít v prostředí Autodyn). V případě skříně motoru je třeba zjemnit síť primárně v oblasti průniku fragmentů a touto úpravou lze očekávat vyšší poddajnost skříně. Zjemnění sítě fragmentů v oblasti kontaktu s plechy konstrukce trupu nebo skříní motoru může naopak přinést svojí předpokládanou větší deformací zvětšení kontaktní plochy a tím snížení penetračního účinku. V neposlední řadě lze simulovat další druhy fragmentů turbín i kompresorů, které AMC uvádí nebo účinek vícenásobného fragmentu do stejného místa, co AMC i praxe (Squair, 2017) připouští.

Uvedené úpravy mohou přinést odlišné výsledky simulační analýzy, než ukázala studie prezentovaná v tomto článku a proto se předpokládá a doporučuje v budoucnosti tato navrhovaná zpřesnění simulačních modelů provést.

7 Závěr

Článek předkládá studii roztržení rotoru obou turbín turbohřídelového motoru M601B malého dopravního letounu s využitím systému ANSYS. Na základě dokumentu AMC-20-128A bylo stanoveno kritické místo konstrukce a nezachycené fragmenty – lopatky a jednotřetinové disky obou turbín motoru. Zjedndušená simulační analýza ukazuje na nízkou odolnost konstrukce letounu zachytit fragmenty, aby neohrozily druhý motor jako kritické místo konstrukce. Na druhou stranu analýza ukazuje na dostatečnou odolnost pláště motoru, takže fragmenty neopustí prostor poškozeného motoru a k ohrožení druhého motoru vůbec nemusí dojít. Překládaný model vyžaduje řadu zpřesnění, které jsou v textu komentovány a mohou výsledky ovlivnit.

Simulační nástroj ANSYS poskytuje vhodný nástroj pro analýzu problematiky rotržení rotoru. Získané výsledky a zkušenosti jsou využitelné pro analýzy leteckých konstrukcí, které jsou vystaveny účinkům od roztržení rotoru anebo pro predikci možného poškození a následků pro provozuschopnost letounu.

Literatura

AMC-20 Všeobecné přijatelné způsoby průkazu pro letovou způsobilost výrobků, letadlových částí a zařízení. Online: < http://www.caa.cz/file/6395_1_1/>, cited 19-6-2017.

KUBEŠ, J. Historie motoru Walter M601. Online: http://www.walterjinonice.cz/historie-motoru-walter-m601>, cited 19-6-2017.

SQUAIR, M. A hard rain is gonna fall ... Online: < https://criticaluncertainties.com/2011/ 01/22/the-american-airlines-boeing-767-223-rotor-burst/>, cited 19-6-2017.

Uncontained CF6-80 Failure: American B767-300 28 Oct 2016. Online: < http://aerossurance.com/safety-management/uncontained-cf6-aa-b767/>, cited 19-6-2017

Uncontained engine failure. Online: < http://aviation-safety.net/database/events/dblist. php?Event=ACEU>, cited 19-6-2017.

ZUKAS, J. A. 2004. *Introduction to Hydrocodes*. Eastborne: Elsevier. 313 p. ISBN: 0-08-044348-6.

Poděkování

V příspěvku jsou prezentovány výsledky řešení v rámci Projektu pro rozvoj organizace DZRO K205 podporovaného Ministerstvem obrany České republiky.

Kontaktní adresa:

Doc. Ing. Juraj Hub, Ph.D. Univerzita obrany, Kounicova 65, 66210 Brno, Česká republika
Title: 25th SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2017 Date and place of the event: 28th – 30th of June 2017, Brno, Česká republika Publisher: SVS FEM spol. s r.o., SVS FEM s.r.o., Škrochova 3886/42, 615 00 Brno-Židenice Editor: doc. Ing. Petr Koňas, Ph.D. Pages: 146 Edition: 1. Year: 2017, Brno, Czech Republic

ISBN: 978-80-905525-4-8

Scientific and professional quality of conference is guaranteed by SVS FEM s.r.o. and Faculty of Electrical Engineering and Communication Brno University of Technology together with many professionals from different scientific and industrial areas. Conference papers are reviewed by Editorial board.

Editorial board

Chairman:

Prof. Ing. Jaroslav Buchar, Dr.Sc. (SVS FEM s.r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)

Members (alphabetically):

Ing. Tibor Bachorec, Ph.D. (SVS FEM s.r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)

Ing. Zbyněk Bureš, Ph.D. (Dpt. of Electrotechnics and Informatics, College of Polytechnics Jihlava, Tolstého 16, 586 01 Jihlava, The Czech Republic) Ing. László Iván, Ph.D. (SVS FEM s.r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)

doc. Ing. Pavel Fiala, Ph.D. (Dpt. of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Brno University of Technology, Kolejní 2906/4, 612 00, Brno, The Czech Republic)

prof. Ing. Horyl Petr, CSc., dr.h.c. (Dpt. of Mechanics, Technical University of Ostrava, 17. listopadu 15, 708 00 Ostrava, The Czech Republic)

prof. Ing. Norbert Jendželovský, Ph.D. (Dpt. of Structural Mechanics, Slovak University of Technology in Bratislava, 810 05 Bratislava, The Slovak Republic) doc. Ing. Katarína Tvrdá, Ph.D. (Dpt. of Structural Mechanics, Slovak University of Technology in Bratislava, 810 05 Bratislava, The Slovak Republic) doc. Ing. Petr Koňas, Ph.D. (SVS FEM s r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The

doc. Ing. Petr Koňas, Ph.D. (SVS FEM s.r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)

Ing. Jarmil Schwangmaier (SVS FEM s.r.o., Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)

Ing. Miroslav Stárek (SVS FEM s.r.o, Škrochova 42, 613 00 Brno, The Czech Republic)